



HAL
open science

Evaluation des transferts advectifs à travers les étanchéités composites géomembranes - géosynthétiques bentonitiques des barrières de fonds d'installations de stockage de déchets

H. Bannour

► **To cite this version:**

H. Bannour. Evaluation des transferts advectifs à travers les étanchéités composites géomembranes - géosynthétiques bentonitiques des barrières de fonds d'installations de stockage de déchets. Sciences de l'environnement. Doctorat, Sciences de la terre et univers, environnement, Université de Grenoble, 2014. Français. NNT: . tel-02600977

HAL Id: tel-02600977

<https://hal.inrae.fr/tel-02600977>

Submitted on 16 May 2020

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.

Thèse

Pour obtenir le grade de

DOCTEUR DE L'UNIVERSITÉ DE GRENOBLE

Spécialité : **Sciences de la terre et univers, environnement**

Arrêté ministériel : 7 août 2006

Présentée par

Hajer Bannour

Thèse co dirigée par **Patrick Pierson**
et **Nathalie Touze-Foltz**

Préparée au sein de **Irstea**
Dans **l'École Doctorale Terre, Univers, Environnement**

Evaluation des transferts advectionnels à travers les étanchéités composites géomembranes- géosynthétiques bentonitiques des barrières de fonds d'installations de stockage de déchets

Thèse soutenue publiquement le **10 octobre 2014**

Devant le jury composé de :

| | |
|---|----------------------|
| Mme Farimah Masroui Professeur à l'ENSG-université de Lorraine | Rapporteur |
| M. Mounir Bouassida Professeur de l'URIG-ENIT | Rapporteur |
| Mme Catherine Pothier Maitre de conférences de l'INSA de Lyon | Examineur |
| M. Jean Frédéric Ouvry Chef de Projets Infrastructures, ANTEA GROUP | Examineur |
| M. Pierre Delage Professeur de l'ENPC | Examineur |
| M. Patrick Pierson Professeur de l'université de Grenoble | Directeur de thèse |
| Nathalie Touze-Foltz IDAE à Irstea | Codirecteur de thèse |



RESUME

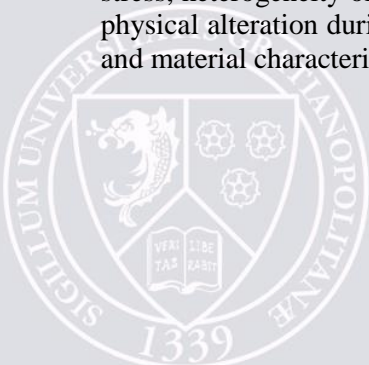
L'étanchéité composite géomembrane (GM)-géosynthétique bentonitique (GSB) mise en place dans les barrières de fond d'installations de stockage de déchets non dangereux (ISDnD) peut être sujette à des transferts advectifs liés à l'existence de défauts dans la GM. Les lixiviats peuvent percoler dans le GSB, pénétrer dans le sol et les nappes phréatiques sous-jacentes ce qui peut nuire à l'environnement. Il est donc important de comprendre les mécanismes de transferts dans les étanchéités composites GM-GSB et de les quantifier afin de connaître, maîtriser et minimiser l'impact des transferts advectifs et des flux entrant à travers la barrière vers l'environnement. Cependant, l'inaccessibilité de la GM rend difficile l'estimation réelle des fuites à travers l'étanchéité composite.

La présente thèse évalue via une démarche expérimentale et numérique les transferts advectifs à travers les étanchéités composites et contribue à améliorer la compréhension des mécanismes de transfert en fonction des sollicitations extérieures. Le but est de bien cerner la problématique des transferts advectifs à travers les étanchéités composites GM-GSB, combler le manque de données des précédentes études et mettre en évidence les principaux paramètres à prendre en compte (contrainte de confinement, hétérogénéité du GSB, qualité de contact à l'interface GM-GSB, altération chimique et physique du GSB durant sa durée de service sur site). Leur influence sur l'étanchéité de l'ensemble et sur l'évolution des caractéristiques des matériaux utilisés est étudiée.

ABSTRACT

Geomembrane (GM)-geosynthetic clay liner (GCL) composite liner placed in bottom landfill barriers could be faced to advective transfers caused by the appearance of GM defects. Leachate could percolate naturally through the GCL; penetrate the soil and the ground water which could result in environmental damages. It's therefore important to understand leakage transfer mechanism through GM-GCL composite liners and quantify them in order to be aware, to master and to minimize advective transfer impact through the barrier to the environment. However, the GM is not accessible in bottom land fill liner which makes it harder to correctly estimate leakage through the composite liner.

The present work used to evaluate advective transfer through GM-GCL composite liner via an experimental and numerical approach. This work used also to ameliorate the comprehension of leakage transfer mechanisms as a function of external solicitations compared to the literature. The purpose of this study was thus to properly identify advective transfer problem through composite liner by highlighting the main parameters affecting advective transfers through composite liners (confining stress, heterogeneity of the GCL composition, contact quality at the GM-GCL interface, chemical and physical alteration during its service life). Those parameters influence the whole barrier performances and material characteristics evolution were studied.



*«Avoir la foi, c'est monter la première marche même quand on ne voit pas tout
l'escalier» – Martin Luther King*

Remerciements

En premier lieu, j'adresse mes remerciements à Nathalie Touze Foltz, ma codirectrice de thèse, IDAE à l'IRSTEA Antony, qui est à l'initiative de ce projet de thèse. Cette femme généreuse m'a fait découvrir le monde et la formidable famille des géosynthétiques. Merci de m'avoir guidé, encouragé, conseillé, accordé ton oreille d'experte, en me laissant une grande liberté... Merci de m'avoir laissé être obstinée juste ce qu'il fallait, de m'avoir encouragé à toujours faire mieux et de m'avoir soutenue sans faille pendant ces trois années surtout pendant la dernière ligne droite. Je suis convaincue que ce travail n'aurait jamais pu être ce qu'il en est aujourd'hui sans ton énergie et ta détermination inépuisables.

Un grand merci à Mr Patrick Pierson, mon directeur de thèse, Professeur à l'Université de Grenoble, pour ta gentillesse, tes encouragements et tes sages remarques. Merci également pour les excellents conseils que tu m'as donnés pendant ces trois ans.

Merci pour d'innombrables raisons à Mr Pierre Delage, Professeur à L'ENPC et grand Monsieur des sols non saturés. Merci déjà d'avoir participé si efficacement à mes comités de pilotage de thèse et en tant que membre invité lors de ma soutenance de thèse. Merci de m'avoir guidé dans de nombreuses reprises dans mes choix et mes orientations. C'était un réel plaisir de collaborer avec toi.

Un immense merci à Mr. Patrick Goblet, Professeur à l'école des mines de Paris pour avoir répondu à mes 42000 emails (une estimation modeste) sur les aspects « modélisation numérique » au cours des trois dernières années avec patience et bonne humeur, me donnant toujours toutes les informations dont j'avais besoin.

J'ai eu quelques retours incroyablement utiles des rapporteurs de cette thèse, Mr Mounir Bouassida, Professeur à l'URIG-ENIT, Mme Farimah Masrouri, Professeur l'ENSG-université de Lorraine et des examinateurs de ce travail Mme Catherine Pothier, Maître de conférences à l'INSA de Lyon et Mr Jean Frédéric Ouvry, Chef de Projet à ANTEA GROUP. Merci de m'avoir donné des conseils très pertinents sur les aspects pratiques et concrets de ce travail de recherche qui peut inévitablement être exploité et alimenté dans la suite.

Toute ma gratitude également à toute la bande de l'équipe INEGE. En effet j'ai eu l'occasion de travailler avec des gens formidables ; les présents : Camille Barral, Guillaume Stoltz, Didier Croissant, Alain Thomas, Tano François, Gilbert Yohan et les anciens : Sébastien Gastaud, Marianna Mendès et Roland Gallo. Nous sommes une famille formidable. Je n'oublierai jamais votre dévouement, votre disponibilité et votre bonne humeur quotidienne. J'adresse mes remerciements également à toutes les personnes qui ont appuyé ma recherche, Mr Roger Martin, Mme Nathalie Camus, Mme Elisabeth Riant et Mme Michèle Lebel pour leurs encouragements et leur assistance aussi bien matérielle que morale qui m'ont permis de faire cette thèse dans de bonnes conditions.

Pour ma merveilleuse famille à Paris : Asma, Kalthoum, Nadia, Laetitia. Merci pour tout l'amour, le soutien, les rires, les aventures.....parce ce vous avez fait de Paris « un lieu magique ».

A mes parents, encourageants, prévoyants, réconfortants. Je suis comme toujours en admiration devant vous.

Et enfin à mon homme, mon ami, mon confident Kais ! Partenaire de toutes les folies, confectionneur de bonne humeur. Le genre d'homme qui sait faire plaisir, au rire généreux et au réconfort quotidien. L'homme qui me fait écrouler de rire et pleurer de joie. Tu es parfait, chéri. Merci d'être ce que tu es.

A l'issue de la rédaction de cette thèse, je suis convaincue que la thèse est loin d'être un travail solitaire. En effet, je n'aurais jamais pu réaliser ce travail doctoral sans le soutien de grand nombre de personnes dont la générosité, la bonne humeur et l'intérêt manifestés à l'égard de ma recherche m'ont permis de progresser dans cette phase délicate de « l'apprenti-chercheur ».

Je tiens aussi à mentionner le plaisir que j'ai eu à travailler au sein de l'IRSTEA Antony, et j'en remercie ici tous les membres.... Ils se reconnaîtront.....

Résumé du sujet de thèse :

Evaluation des transferts advectifs à travers les étanchéités composites géomembranes-géosynthétiques bentonitiques des barrières de fond d'installations de stockage de déchets

L'étanchéité composite géomembrane (GM)-géosynthétique bentonitique (GSB) mise en place dans les barrières de fond d'installations de stockage de déchets non dangereux (ISDnD) peut être sujette à des transferts advectifs liés à l'existence de défauts dans la GM. Les lixiviats peuvent percoler dans le GSB, pénétrer dans le sol et les nappes phréatiques sous-jacentes ce qui peut nuire à l'environnement. Il est donc important de comprendre les mécanismes de transferts dans les étanchéités composites GM-GSB et de les quantifier afin de connaître, maîtriser et minimiser l'impact des transferts advectifs et des flux entrant à travers la barrière vers l'environnement. Cependant, l'inaccessibilité de la GM rend difficile l'estimation réelle des fuites à travers l'étanchéité composite.

La présente thèse évalue via une démarche expérimentale et numérique les transferts advectifs à travers les étanchéités composites et contribue à améliorer la compréhension des mécanismes de transfert en fonction des sollicitations extérieures. Le but est de bien cerner la problématique des transferts advectifs à travers les étanchéités composites GM-GSB, combler le manque de données des précédentes études et mettre en évidence les principaux paramètres à prendre en compte (contrainte de confinement, hétérogénéité du GSB, qualité de contact à l'interface GM-GSB, altération chimique et physique des GSB durant leur durée de service sur site). Leur influence sur l'étanchéité de l'ensemble et sur l'évolution des caractéristiques des matériaux utilisés est étudiée.

L'approche expérimentale a consisté à acquérir des données sur la rétention d'eau et à introduire la notion des surfaces d'états des GSB sous le confinement généré par les déchets. Il a été démontré que le confinement réduit le gonflement du GSB lors de son hydratation ce qui permet de diminuer sa conductivité hydraulique à saturation. Ce résultat renforce les recommandations appelant à confiner rapidement les GSB après leur mise en place afin qu'ils acquièrent rapidement toutes leurs capacités d'étanchéité. Cette étude expérimentale a été complétée par une quantification numérique des transferts à travers les étanchéités composites en prenant en compte le caractère hétérogène du GSB. Cette étude numérique de prédiction des fuites a fourni de précieux renseignements sur la réduction des débits de fuite qui s'est avérée dépendante des courbes de rétention respectives du géotextile et de la bentonite. En effet, en plus de contenir la bentonite et de promouvoir la résistance aux efforts de traction, le géotextile contribue à la réduction des débits de fuite grâce sa faible perméabilité une fois désaturé.

Des expérimentations de mesure du débit de fuite et de quantification de la transmissivité d'interface pour différentes combinaisons d'étanchéités composites GM-GSB ont permis de conclure que ni les sollicitations extérieures conduisant à l'altération chimique, physique et hydraulique des GSB, conduisant à augmenter la conductivité hydraulique du GSB de 4 à 5 ordres de grandeurs, ni la qualité de la GM (en lien avec la rugosité, rigidité, épaisseur) n'affectent significativement les transferts dans les étanchéités composites GM-GSB en régime permanent. Un effet est décelé sur le régime transitoire. Une approche synthétique est enfin donnée et permet une analyse globale des transferts dans les étanchéités composites GM-GSB afin de prévoir l'impact des transferts dans les barrières vers l'environnement. Il a été confirmé que le gonflement et la masse surfacique de la bentonite interviennent dans la réduction du débit de fuite à travers les étanchéités composites indépendamment de la granulométrie de la bentonite. Par ailleurs, il a été conclu que la phase transitoire durant laquelle une réduction des débits de fuites à travers la barrière d'étanchéité composite est observée, doit être prise en compte dans les calculs de fuites pour une prédiction réaliste et rigoureuse des fuites à travers la barrière.

Abstract

Advective transfer evaluation through composite liners involving geomembranes and geosynthetic clay liners in landfill barriers

Geomembrane (GM)-geosynthetic clay liner (GCL) composite liner placed in bottom landfill barriers could be faced to advective transfers caused by the appearance of GM defects. Leachate could percolate naturally through the GCL; penetrate the soil and the ground water which could result in environmental damage. It's therefore important to understand leakage transfer mechanism through GM-GCL composite liners and quantify them in order to be aware, to master and to minimize advective transfer impact through the barrier to the environment. However, the GM is not accessible in bottom land fill liner which makes it harder to correctly estimate leakage through the composite liner.

The present work used to evaluate advective transfer through GM-GCL composite liner via an experimental and numerical approach. This work used also to ameliorate the comprehension of leakage transfer mechanisms as a function of external solicitations compared to the literature. The purpose of this study was thus to properly identify advective transfer problem through composite liner by highlighting the main parameters affecting advective transfers through composite liners (confining stress, heterogeneity of the GCL composition, contact quality at the GM-GCL interface, chemical and physical alteration during its service life). Those parameters influence the whole barrier performances and material characteristics evolution were studied.

Experimental program was dealing with acquiring water retention data of GCL by introducing state surface concept under the confining stress generated by the waste. It has been found that confining stress used to reduce GCL swelling facilities while hydrated and consequently lead to the decrease of the saturated hydraulic conductivity. This result emphasizes on landfill conception recommendations based on rapidly covering the GCL in order to acquiring its watertightness capabilities. This experimental study was reinforced by a numerical computation study dealing with water transfer through composite liner due to a GM defect and a hydraulic head with considering the heterogeneity of the GCL. This numerical study highlighted new phenomena regulating flow rate through composite liners consisting of geotextile desaturation due to high suction performed by the bentonite as part of the GCL. Indeed, in addition to containing the bentonite and providing tensile shear stresses, the geotextile contributes to reduce the flow rate through composite liner thanks to its high hydraulic conductivity while desaturated.

Interface transmissivity tests were also carried for different composite liners combinations. Measurements concluded that neither external solicitations resulting from chemical and physical alteration conducting to the increase of the hydraulic conductivity of the GCL nor the quality of the GM (in relation with its roughness, rigidity and thickness) significantly affect advective transfer through composite liners at the steady state. However an effect was highlighted during transient state. A synthetic approach was thus given to summarize composite liners transfers mechanism and anticipate environmental impact of its leakage. It was later confirmed that the bentonite swelling and the mass per unit area of bentonite contribute also to flow rate reduction through composite liner regardless of the bentonite nature and granulometry. In addition, it has been concluded that the transient state within which flow rate reduction through composite liner has been observed must be taken into consideration to realistically predict flow rate leakage through composite liners.

Sommaire

| | |
|--|---------------|
| Remerciements..... | 2 |
| Résumé du sujet de thèse..... | 5 |
| Abstract..... | 6 |
| Liste des figures..... | 11 |
| Liste des tableaux..... | 13 |
| Notations et abréviations..... | 14 |
| INTRODUCTION GENERALE..... | 16 |
| PARTIE 1 : ETAT DE L'ART : LES TRANSFERTS ADVECTIFS A TRAVERS LES ETANCHEITES COMPOSITES : identification des fuites, rhéologie des GSB et quantification des transferts advectifs..... | 23 |
| Chapitre I : Contexte réglementaire et problématique des transferts advectifs dans les étanchéités composites..... | 25 |
| I.1 Introduction..... | 25 |
| I.2 Contexte réglementaire et notion d'équivalence dans les barrières de fonds d'installations de déchets non dangereux..... | 25 |
| I.2.1 Contexte réglementaires dans les barrières de fonds d'installations de stockage de déchets..... | 25 |
| I.2.2 Notion d'équivalence pour la barrière de sécurité passive..... | 27 |
| I.3 Définition des matériaux de l'étanchéité composite..... | 28 |
| I.3.1 Introduction sur les géosynthétiques..... | 28 |
| I.3.2 Les géosynthétiques bentonitiques (GSB) | 29 |
| I.3.3 Les géomembranes (GM) | 35 |
| I.4. Conclusion..... | 40 |
| Chapitre II Etat de l'art : l'eau dans les géosynthétiques bentonitiques non saturés..... | 41 |
| II.1 Introduction..... | 41 |
| II.2 Généralités sur la rétention d'eau dans les sols..... | 42 |
| II.2.1 Principe de la rétention d'eau dans un sol..... | 42 |
| II.2.2 Construction et schéma architectural de la courbe de rétention d'eau d'un sol..... | 43 |
| II.3 Spécificités de la rétention d'eau dans les GSB..... | 44 |
| II.3.1 Le modèle bimodal de Gitirana et Fredlund (2004) | 45 |
| II.3.2 Le modèle contrasté de Beddoe et al. (2010) | 46 |
| II.3.3 Formulations mathématiques de la rétention d'eau dans les GSB..... | 47 |
| II.4 Quantification des courbes de rétention d'eau pour les GSB en hydratation et résultats obtenus..... | 48 |
| II.4.1 Mesure de la rétention d'eau dans les GSB..... | 48 |
| II.4.2 Difficulté technique de la mesure de la rétention d'eau dans les GSB..... | 53 |
| II.4.3 Principaux résultats relatifs à la détermination des courbes de rétention d'eau des GSB..... | 54 |
| II.5 Conclusion..... | 58 |
| Chapitre III-Etat de l'art : Quantification des transferts advectifs dans les étanchéités composites dans le cas de l'existence d'un défaut dans la géomembrane..... | 60 |
| III.1 Introduction..... | 60 |
| III.2 Approche expérimentale..... | 61 |
| III.2.1 Les méthodes de mesures du débit de fuite à travers les étanchéités composites..... | 61 |
| III.2.2 Détermination expérimentale du débit de fuite..... | 64 |
| III.2.3 Mécanismes de transferts dans les étanchéités composites..... | 64 |
| III.2.4 Paramètres affectant le comportement hydraulique de l'étanchéité composite..... | 66 |
| III.2.5 Conclusion sur l'approche expérimentale..... | 75 |
| III.3 Approche analytique..... | 75 |
| III.3.1 Synthèse bibliographique relative aux solutions analytiques traitant des transferts à travers les étanchéités composites..... | 75 |
| III.3.2 Conclusion sur les solutions analytiques..... | 79 |

| | |
|---|------------|
| III.4 Approche empirique..... | 80 |
| III.4.1 Principe et notions de conditions de contact..... | 80 |
| III.4.2 Revue de littérature relative aux équations empiriques traitant des transferts à travers les étanchéités composites..... | 75 |
| III.4.3 Conclusion sur les équations empiriques..... | 84 |
| III.5 Approche numérique..... | 85 |
| III.6 Conclusion..... | 88 |
| | |
| PARTIE 2 ETUDE DU COMPORTEMENT EN RETENTION D'EAU DU GSB ET SON INFLUENCE SUR LES TRANSFERTS A TRAVERS LES ETANCHEITES COMPOSITES..... | 92 |
| | |
| CHAPITRE IV Construction des courbes de rétention d'eau sous contrainte des GSB..... | 94 |
| IV.1 Article 1: Effect of stress on water retention of needlepunched geosynthetic clay liners..... | 94 |
| IV.1.1 Finalité de l'article 1..... | 94 |
| IV.1.2 Principaux résultats et conclusions..... | 111 |
| | |
| CHAPITRE V Modélisation des transferts à travers les étanchéités composites GM/GSB | 113 |
| V.1 Article 2 : Numerical study of advective flow through composite liners..... | 113 |
| V.1.1 Finalité de l'article 2..... | 113 |
| V.1.2 Principaux résultats et conclusions..... | 129 |
| | |
| PARTIE 3 QUANTIFICATION EXPERIMENTALE DES TRANSFERTS A TRAVERS LES ETANCHEITES COMPOSITES..... | 132 |
| | |
| Chapitre VI Etude expérimentale de l'influence de la qualité d'interface GM-GSB sur le débit de fuite dans des barrières composites..... | 135 |
| VI.1 Article 3: Flow-rate measurements in meter-size multicomponent geosynthetic clay liners | 135 |
| VI.1.1 Finalité de l'article 3..... | 135 |
| VI.1.2 Principaux résultats et conclusions..... | 163 |
| | |
| Chapitre VII Effet de l'altération du GSB par son environnement sur les performances hydrauliques des étanchéités composites..... | 165 |
| VII.1 Article 4: Altered geosynthetic clay liners: Effect on the hydraulic performance of composite liners.... | 165 |
| VII.1.1 Finalité de l'article 4..... | 165 |
| VII.1.2 Principaux résultats et conclusion..... | 197 |
| | |
| PARTIE 4 SYNTHESE SUR LES MECANISMES DE TRANSFERTS A TRAVERS LES ETANCHEITES COMPOSITES EN REGIME TRANSITOIRE ET PERMANENT..... | 200 |
| | |
| Chapitre VIII Evaluation du comportement hydraulique en régime transitoire de deux étanchéités composites..... | 204 |
| VIII.1 Article 5: Understanding the transient hydraulic behavior of GMs-GCLs composite linets..... | 204 |
| VIII.1.1 Finalité de l'article 5..... | 204 |
| VIII.1.2 Principaux résultats et conclusions..... | 233 |
| | |
| Chapitre IX Impact du régime transitoire sur l'estimation des transferts à travers les étanchéités composites..... | 234 |
| IX.1 Introduction..... | 234 |
| IX.2 Méthodologie adoptée..... | 235 |
| IX.3 Données de calculs..... | 236 |
| IX.4 Résultats..... | 238 |
| IX.5 Conclusion..... | 241 |
| | |
| CONCLUSION GENERALE..... | 245 |
| | |
| REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES..... | 251 |
| | |
| Annexe 1..... | 258 |

| | |
|-----------------------|------------|
| Annexe 2 | 268 |
| Annexe 3 | 285 |

Liste des figures

| | |
|--|----|
| Figure i Évolution de la production de DnD par habitant entre 1960 et 2009 (ADEME, 2012)..... | 17 |
| Figure ii : Traitement des DnD en France (ADEME, 2012)..... | 18 |
| Figure I-1 : Réglementation en matière de barrière de fond d'ISDnD..... | 27 |
| Figure I-2 : Recommandations sur l'utilisation des GSB dans barrières géologiques en France (MEEDDAT, 2009)..... | 28 |
| Figure I-3 : Structure de la smectite (<i>Grim, 1962</i>)..... | 31 |
| Figure I-4 : Photo d'un (a) géotextile tissé et d'un (b) géotextile non tissé..... | 32 |
| Figure I-5 : Schéma d'un géosynthétique bentonitique aiguilleté..... | 33 |
| Figure I-6 : Schéma d'un géosynthétique bentonitique cousu..... | 33 |
| Figure I-7 : Schéma d'un géofilm bentonitique | 34 |
| Figure I-8 :(a) Structure d'une GM (<i>Breul et al., 2008</i>); (b) Rouleau d'une géomembrane en polyéthylène haute densité (GM en PEHD)..... | 36 |
| Figure I-9 : Thermo soudage des GM : (a) simple ; (b) double..... | 37 |
| Figure I-10 :Dispositif d'étanchéité par GM (<i>AFNOR, 2013</i>) | 37 |
| Figure I-11 : Méthode électrique de détection de défaut (<i>Rollin et al., 1999</i>) | 39 |
| Figure I-12 : Exemple type de défaut dans la géomembrane (<i>Touze-Foltz, 2001</i>) : (a) défaut circulaire, (b) pli endommagé, (c) défaut longitudinal..... | 39 |
| Figure II-1 : Représentation des interfaces entre les phases dans un sol non saturé à l'échelle d'un pore (adaptée de Delage et Cui (2000))..... | 43 |
| Figure II-2 :Courbe de rétention d'eau d'un GSB aiguilleté soumis à un confinement de 2 kPa et hystérésis entre le chemin de séchage et le chemin d'hydratation (<i>Beddoe et al., 2011</i>)..... | 45 |
| Figure II-3 : Conceptualisation du comportement en rétention d'eau du GSB (<i>Abuel Naga et Bouazza, 2010</i>)..... | 46 |
| Figure II-4 : Courbe de rétention d'un géotextile conventionnel et d'une argile peu plastique (<i>Beddoe et al., 2010</i>)..... | 47 |
| Figure II-5 : Techniques de mesure/imposition de la succion applicables aux GSB adapté de Likos et Lu (2003)..... | 53 |
| Figure II-6 : Caractéristiques de la rétention d'eau d'un GSB thermolié et d'un GSB aiguilleté en termes de : (a) teneur en eau et de : (b) indices des vides (<i>Beddoe et al., 2011</i>)..... | 57 |
| Figure II-7 : Comparaison entre les courbes de rétention obtenues pour : (i) les GSB par <i>Beddoe et al. (2011) (B3)</i> ; <i>Daniel et al. (1993)</i> et <i>Barroso et al. (2006b) (B4)</i> et (ii) pour les bentonite par <i>Marcial et al. (2002)(M3)</i> (d'après <i>Beddoe et al. (2011)</i>)..... | 57 |
| Figure III-1 : Dispositif expérimental de mesure du débit de fuite à travers une étanchéité composite GM-GSB à l'échelle décimétrique (<i>Mendes et al., 2010</i>)..... | 63 |
| Figure III-2 : Dispositif expérimental de mesure du débit de fuite à travers une étanchéité composite GM-GSB à l'échelle métrique (<i>Barroso et al., 2006a</i>) | 63 |
| Figure III-3 : Ecoulement dans une étanchéité composite (<i>Brown et al., 1987</i>)..... | 65 |
| Figure III-4 : Evolution du débit de fuite en fonction du temps pour deux type de contact GM-géotextile supérieur du GSB non tissé et GM-géotextile supérieur du GSB tissé (<i>Barroso et al., 2006b</i>) | 70 |
| Figure III-5 : Courbes de débits de différents GSB avec un diamètre de défaut dans la géomembrane de 4 mm : GSB 1 cousu, bentonite sodique naturelle en poudre ; GSB 2 cousu, bentonite calcique en poudre; GSB 3 aiguilleté, bentonite sodique naturelle granulaire; GSB 4(<i>Mendes et al., 2010</i>)..... | 70 |

| | |
|--|-----|
| Figure III-6 : Illustration du processus d'hydratation d'une bentonite en poudre et d'une bentonite granulaire (Vangpaisal et Bouazza, 2004)..... | 71 |
| Figure III-7 : Evolution du débit de fuite en fonction du temps pour différentes conditions d'essais de préhydratation, de charge hydraulique et de contrainte de confinement (Barroso et al., 2006a)..... | 72 |
| Figure III-8 : Evolution du débit de fuite en fonction du temps pour une étanchéité sous différentes contraintes de confinement (25 kPa, 50 kPa, 75 kPa, 100 kPa, 150 kPa et 200 kPa) (d'après Barroso et al. 2010)..... | 72 |
| Figure III-9 : Evolution du débit de fuite en fonction du temps pour différentes GM (Barroso et al., 2008)..... | 74 |
| Figure III-10 : Schéma de la géométrie de l'étanchéité composite dans le cas axisymétrique pour une étanchéité composite GM-GSB (adapté de Rowe, 1998) | 76 |
| Figure III-11 : Schéma de la géométrie de l'étanchéité composite dans le cas d'un défaut circulaire pour une étanchéité composite GM-GSB | 77 |
| Figure III-12 : Schéma de la géométrie de l'étanchéité composite dans le cas d'un défaut longitudinal de longueur infinie pour une étanchéité composite GM-GSB | 78 |
| Figure III-13 : Schéma de la géométrie de l'étanchéité composite dans le cas d'un plis endommagé pour une étanchéité composite GM-GSB | 79 |
| Figure III-14 : Synthèse sur les conditions de contact et résultats obtenus par les précédentes études | 82 |
| Figure III-15 : Evolution du débit de fuite en fonction du temps pour différents degrés de saturations initiaux dans l'argile support (Cartaud et al., 2005) | 86 |
| Figure III-16 : Modélisation de l'étanchéité composite et maillage du modèle en 2D et 3D (Saidi et al., 2006)..... | 87 |
| Figure III-17 : Schéma du modèle d'étanchéité composite et maillage correspondant (Rowe et Abdellaty, 2012) | 88 |
| Figure IX-1 : Evolution temporelle du débit de fuite à travers une étanchéité composite renfermant un GSB vierge (GCL 3) et un GSB vieilli (GCL 1) et processus d'évaluation des débits réellement infiltrés (extrait du chapitre VII) | 236 |
| Figure IX-2 : Distribution des différences relatives entre les débits réels et prédits en fonction des pourcentages des cas étudiés pour des durées de 1, 10 et 30 ans | 241 |

Liste des tableaux

| | |
|---|-----|
| <i>Tableau I-1 : Rôle et composition des barrières actives et passives (CFG, 2011)</i> | 26 |
| <i>Tableau I-2 : Fonction des géosynthétiques (AFNOR, 2006a)</i> | 29 |
| <i>Tableau I-3 : Densité des défauts dans une GM reportée par Touze-Foltz (2001).....</i> | 38 |
| <i>Tableau II-1 : Les Différentes expressions de la courbe de rétention d'eau utilisées pour les GSB</i> | 48 |
| <i>Tableau II-2 : Les différentes études antérieures relatives à la détermination des courbes de rétention d'eau des GSB en phase d'hydratation</i> | 49 |
| <i>Tableau III-1 : Synthèse bibliographique des résultats expérimentaux de mesure des débits de fuite à travers les étanchéités composites GM-GSB pour une cellule axisymétrique et un défaut circulaire ..</i> | 67 |
| <i>Tableau III-2 : Synthèse des équations empiriques existantes dans la littérature en vue de quantifier le débit de fuite à travers une étanchéité composite due à un défaut sur la GM (Touze-Foltz et al., 2008)</i> | 83 |
| <i>Tableau IX-1 : Synthèse des résultats expérimentaux utilisés dans les calculs des volumes infiltrés en fonction des conditions d'essais</i> | 236 |
| <i>Tableau IX-2 : Valeurs des pourcentages de différence entre les volumes réellement infiltrés dans la barrière (en considérant les volumes infiltrés durant le régime transitoire et permanent) et les volumes prédis (en considérant uniquement les volumes infiltrés durant le régime permanent).....</i> | 238 |

Notations et abréviations

| Symbole | Signification | Unité |
|------------------------------|--|--|
| $a, b, c, d, n, m, n_f, m_f$ | Paramètres liés aux propriétés du sol | - |
| A, B | Paramètres liés à l'équation analytique | - |
| a_f | Paramètres liés aux propriétés du sol | kPa |
| a_r | Aire du défaut sur la GM | (m ²) |
| b | Demi largeur du défaut de longueur infinie sur la GM | (m) |
| c | Concentration des solutions de PEG | Mol.l ⁻¹ |
| C_c, C_{td} | Coefficients de contact-également appelée facteurs de la qualité de contact | (variables) |
| e | Indice des vides | - |
| E_T | Pourcentages d'écart entre les volumes réellement infiltrés et les volumes prédits | (%) |
| g | Accélération de la pesanteur | $g=9,8 \text{ m.s}^{-2}$ |
| h_0 | Epaisseur initiale du GSB | (m) |
| h_w | Charge hydraulique au ras du défaut | (m) |
| H_{GSB} | Epaisseur du GSB | (m) |
| H_L | Epaisseur de l'argile | (m) |
| H_S | Epaisseur de la barrière passive (GSB+ argile) | (m) |
| I_0 | Fonctions de Bessel à l'ordre zéro | - |
| I_1 | Fonctions de Bessel au premier ordre | - |
| k_{GSB}/k_{GCL} | Conductivité hydraulique du GSB | (m.s ⁻¹) |
| k_l/k_{CCL} | Conductivité hydraulique de l'argile compactée | (m.s ⁻¹) |
| k_s | Conductivité hydraulique équivalente GSB-argile | (m.s ⁻¹) |
| K_0 | Fonctions de Bessel à l'ordre zéro | - |
| K_1 | Fonctions de Bessel au premier ordre | - |
| K_r | Conductivité hydraulique relative | - |
| K_{sat} | Conductivité hydraulique à saturation | (m.s ⁻¹) |
| m_f | Masse surfacique du film (lamination) | (kg.m ⁻²) |
| M | Masse molaire de l'eau | $M= 18,016 \text{ g.mol}^{-1}$ |
| n | porosité | - |
| Q | Débit de fuite | (m ³ .s ⁻¹) |
| Q_f | Débit de fuite en régime permanent | (m ³ .s ⁻¹) |
| Q_L | Débit de fuite par unité de longueur | (m ³ .s ⁻¹ .mL ⁻¹) |
| r_0 | Rayon du défaut sur la GM | (m) |
| r | Rayon du pore au niveau du ménisque | (m) |
| R | Constante molaire des gaz parfaits | ($R=8,314 \text{ J.mol}^{-1}.\text{K}^{-1}$) |
| R^2 | Coefficient de régression linéaire | - |
| R_H | Humidité relative | (%) |
| R_c | Rayon de la surface mouillée du sol | (m) |
| s | Espace séparant la GM du GSB | (m) |
| S_r | Degré de saturation | (%) |
| T | Température | °C-Kelvin |
| t | Temps | s-mn-h |
| t_{90} | Temps correspondant à 90 % du gonflement maximal | (s) |
| u_a | Pression de l'air | (N.m ⁻²) |
| u_w | Pression de l'eau | (N.m ⁻²) |
| V_t | Volume réel infiltré | (m ³) |
| V_p | Volume prédit infiltré | (m ³) |

| Symbole | Signification | Unité |
|-----------------|--|-------------------------|
| α | Paramètres liés aux propriétés du sol | (m^{-1}) |
| Δh | Gonflement des éprouvettes de GSB | (mm) |
| Δh_{90} | Gonflement à 90 % du gonflement maximal | (mm) |
| δ | Angle de raccordement entre le ménisque et le solide | ($^{\circ}$) |
| η | viscosité du liquide | ($kg.m^{-1}.s^{-1}$). |
| θ | Transmissivité d'interface | ($m^2.s^{-1}$) |
| θ_r | Teneur en eau résiduelle | ($m^3.m^{-3}$) |
| θ_s | Teneur en eau saturée et | ($m^3.m^{-3}$) |
| θ_w | Teneur en eau volumique à une succion donnée | ($m^3.m^{-3}$) |
| ρ | Densité du liquide percolant | ($kg.m^{-3}$) |
| σ | Contrainte de confinement | kPa |
| σ_s | Tension de surface air-eau | ($N.m^{-1}$) |
| ϕ | Diamètre du défaut | (m) |
| ψ | Succion | (MPa) – (m-d'eau) |
| ψ_m | Succion osmotique | (MPa) – (m-d'eau) |
| ψ_o | Succion matricielle | (MPa) – (m-d'eau) |
| ψ_r | Succion résiduelle | (MPa) – (m-d'eau) |
| ω | Teneur en eau gravimétrique | ($g.g^{-1}$) |

| Abréviation | Signification |
|-------------|---|
| AFNOR | Association française de la normalisation |
| ASTM | American Society for Testing and Materials |
| CFG | Comité français des géosynthétiques |
| DEG | Dispositif d'étanchéité par géomembrane |
| DnD | Déchets non dangereux |
| EPDM | éthylène-propylène-diène monomère |
| GFB | Géofilm bentonitique |
| GM | Géomembrane |
| GSB | Géosynthétique bentonitique |
| GCL | Geosynthetic clay liner |
| ISD | Installation de stockage de déchets |
| ISDnD | Installation de stockage de déchets non dangereux |
| MEEDDAT | Ministère de l'écologie, du développement durable et de l'énergie |
| OET | Saturated oedometer measurmenrs |
| OT | Osmotic technique |
| PEG | Polyéthylène glycol |
| PEHD | Polyéthylène à Haute Densité |
| SS | Saturated salt |

INTRODUCTION GENERALE

Contexte de l'étude

À partir des années 1960 et le baby-boom, l'évolution démographique et les progrès technologiques modifient le mode de vie des Français et engendrent des habitudes de consommation nouvelles avec comme conséquence une progression très nette de la production des déchets ménagers. En passant d'à peine plus de 45 millions d'habitants en 1960 à près de 65 millions en 2010, la population ne cesse de croître, le nombre de ménages augmente en proportion dans la même période (personnes âgées seules, familles monoparentales, célibat). La diffusion généralisée de nouvelles technologies (voitures, téléphones portables, écrans), de nouveaux modes de consommation (restauration rapide, produits précalibrés, prépesés, préemballés...) ont conduit jusque dans les années 2005 au doublement de la production de déchets ménagers et assimilés appelés actuellement déchets non dangereux en passant de 180 kg par habitant en 1960 à quasiment 360 kg par habitant en 2005 comme indiqué sur la figure i.

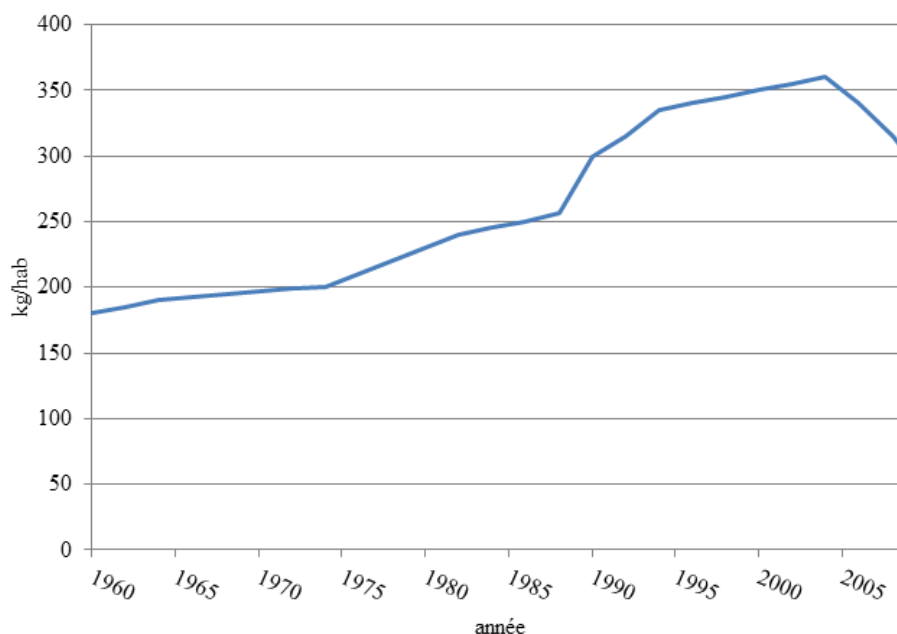


Figure i Évolution de la production de déchets non dangereux par habitant entre 1960 et 2009 (ADEME, 2012)

Si les filières d'élimination et de traitement des déchets non dangereux visant à la valorisation des matériaux recyclables (emballages) ainsi que la valorisation énergétique et biologique se sont largement développées grâce à des incitations gouvernementales, le stockage constitue

aujourd'hui encore le mode d'élimination majoritaire des déchets non dangereux en France avec environ 130 000 millions de tonnes en 2006 (figure ii). Le stockage constitue un maillon incontournable d'une gestion intégrée des déchets non dangereux du fait de son coût particulièrement bas. En 2002, les installations de stockage de déchets non dangereux traitaient 51% des déchets non dangereux en France. Cette proportion est tombée à 48% en 2006 puis à 26 % en 2009. Malgré les propositions actées du Grenelle de l'Environnement (*Loi-2009-967-du-3-août-2009-de-programmation-relative-à-la-mise-en-œuvre-du-Grenelle-de-l'environnement*) visant à limiter les flux de déchets à destination des installations de stockage de déchets non dangereux, le stockage des déchets continuera à jouer pour les décennies à venir un rôle dans la filière d'élimination des déchets.

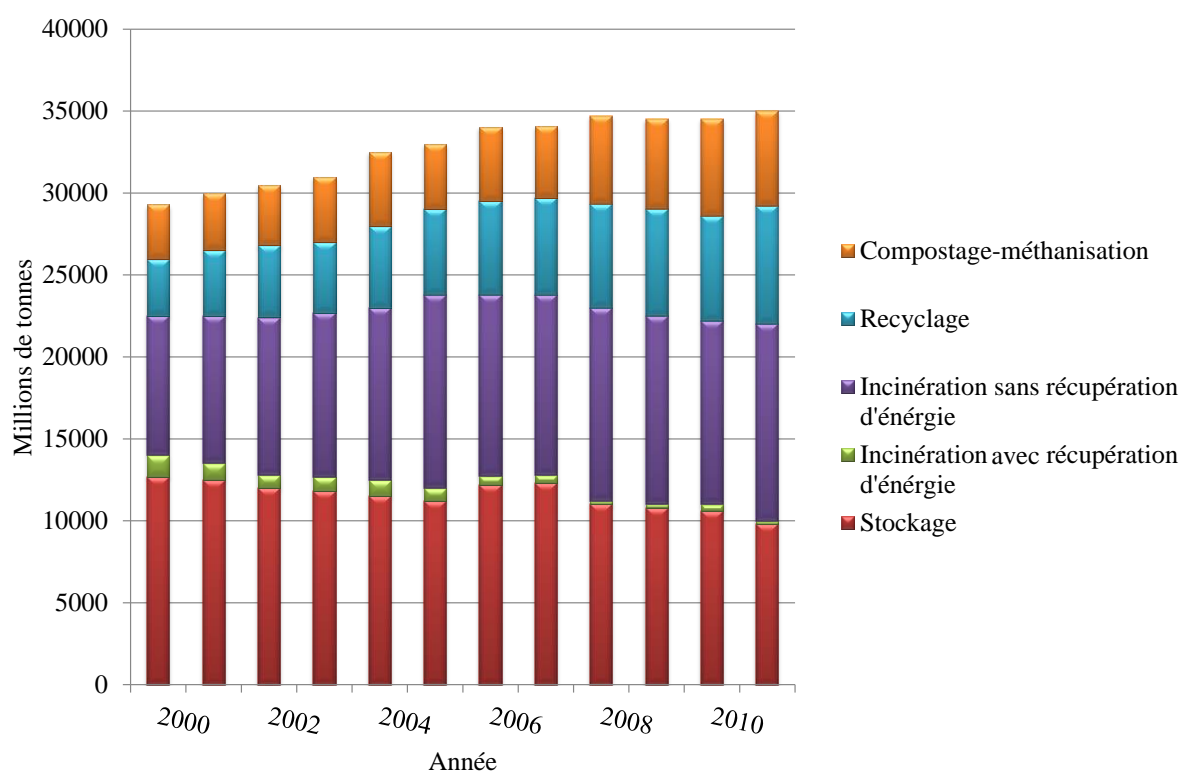


Figure ii : Traitement des déchets non dangereux en France (ADEME, 2012)

Dans l'optique de limiter les nuisances environnementales engendrées par les installations de stockage de déchets non dangereux, leur conception est soumise aujourd'hui à des règles de construction strictes faisant appel à plusieurs barrières de sécurité. D'ailleurs, la réglementation Française (précisée dans le chapitre I de la partie 1) préconise l'usage de plusieurs matériaux naturels et industriels dans les fonds d'installations de stockage de déchets (ex. géomembrane surmontant une argile et plus récemment un géosynthétique bentonitique au-dessus d'un support argileux, décrits dans le chapitre I de la partie 1).

Des études antérieures établies sur des sites d'installations de stockage de déchets non dangereux montrent que la géomembrane peut fréquemment présenter des défauts soit lors de la pose soit lors de l'exploitation. La géomembrane n'assure donc plus sa fonction d'étanchéité. Ces défauts représentent donc pour les lixiviats – substances toxiques issues de la percolation des eaux de pluies sur les déchets confinés – des passages préférentiels d'écoulement pour atteindre finalement le géosynthétique bentonitique, le sol support et les nappes sous-jacentes. L'existence de ces passages préférentiels génère des écoulements de ces substances par advection qui s'ajoutent aux transferts diffusifs liés aux gradients de concentrations. Et ce sont ces transferts advectifs à travers les étanchéités composites géomembrane – géosynthétique bentonitique qui sont au cœur de ce travail de thèse.

Enjeux scientifiques et opérationnels de la thèse

Un des problèmes des fonds des installations de stockage de déchets non dangereux est que la géomembrane endommagée devient inaccessible après enfouissement des déchets. La présence de défauts dans la géomembrane, puis l'infiltration des lixiviats sous l'action d'un gradient hydraulique (ce que l'on dénommera dans la suite transferts advectifs) dans l'environnement peut porter atteinte aux sols et aux nappes phréatiques sous-jacentes.

Il existe donc un réel besoin de quantifier et modéliser, à l'échelle du terrain, les transferts des lixiviats à travers la barrière en vue de connaître, maîtriser et minimiser l'impact de ces flux hydrauliques vers l'environnement. On ne peut donc pas prévoir l'existence de défaut ou même quantifier les fuites ceci impose le recours à une quantification ex- situ site, au laboratoire voire via une modélisation numérique en quantifiant les flux entrant dans la barrière d'étanchéité.

Dans la littérature, différentes études ont réussi à quantifier et prédire les débits de fuite liés à ces transferts advectifs à travers les étanchéités composites géomembrane-géosynthétique bentonitique lors de l'existence d'un défaut dans la géomembrane en régime permanent suivant des conditions bien contrôlées selon différentes approches – expérimentales, analytiques, empiriques et numériques – qui seront présentées dans le chapitre III de la partie 1. Cependant, on ne dispose pas à l'heure actuelle d'outils permettant de quantifier les transferts advectifs dans une configuration représentative des conditions de terrains en prenant en compte les sollicitations extérieures (climatiques, mécaniques, hydrauliques et physicochimiques). Afin de pouvoir modéliser les transferts advectifs à travers l'étanchéité composite dans une configuration toujours plus proche des conditions de site, nous avons

besoin de connaître le comportement des éléments de l'étanchéité composite notamment celle du géosynthétique bentonitique lors de son hydratation et de son interaction avec la géomembrane. Ces deux matériaux lorsqu'ils sont associés se comportent de façon symbiotique : ils interagissent en effet fortement de point de vue hydraulique en fonction des sollicitations du site.

Dans ce contexte, l'objectif du travail de cette thèse est d'améliorer la compréhension des transferts advectifs au travers de l'étanchéité composite géomembrane-géosynthétique bentonitique pour mieux prévoir les fuites en fond d'installations de stockage de déchets non dangereux. Ce mémoire présente la méthodologie mise en place à cet effet, avec l'organisation présentée dans la suite.

Organisation du mémoire de thèse

Ce mémoire de thèse est scindé en 4 parties renfermant successivement trois, deux, deux et deux chapitres :

- **la Partie 1**, à laquelle nous avons déjà fait référence dans les pages précédentes, est consacrée à l'introduction du contexte réglementaire et de l'état de l'art en matière de transferts à travers les barrières d'étanchéité de fond d'installation de stockage de déchets.
 - **le chapitre I** présente la réglementation mise en place à travers les textes législatifs français décrivant l'ensemble des barrières réglementaires et équivalentes conçu pour préserver l'environnement. Il permet également de définir les géosynthétiques utilisés dans les barrières ainsi que le complexe d'étanchéité composite géomembrane-géosynthétique bentonitique et finalement la problématique des transferts à travers les étanchéités composites ;
 - **le chapitre II** dresse un état de l'art du comportement hydromécanique du géosynthétique bentonitique lors de son hydratation sous le confinement généré par les déchets. L'intérêt de ce chapitre est de mettre en évidence la particularité du comportement bimodal du géosynthétique bentonitique ;
 - **le chapitre III** présente la conceptualisation des transferts à travers les étanchéités composites et établit une synthèse des différentes approches – expérimentales, analytiques, empiriques et numériques – existantes dans la littérature relatives à la quantification des transferts à travers les étanchéités composites dans leur ensemble, en montrant leur complémentarité ainsi que leurs limites. Un plan de travail est donc proposé à l'issue de cette Partie 1.

Il se décline selon les trois parties suivantes.

- **la partie 2** est consacrée à la caractérisation du comportement hydraulique du géosynthétique bentonitique par une approche expérimentale et numérique. Cette caractérisation s'est élaborée en deux étapes décrites à travers **les chapitres IV et V**.
 - **le chapitre IV** permet de comprendre le comportement non saturé du géosynthétique bentonitique au cours de son hydratation sous le confinement généré par la surcharge liée au poids des déchets. Cette caractérisation est réalisée par le biais de l'établissement des courbes de rétention des géosynthétiques bentonitiques sous confinement ;
 - **le chapitre V** se base sur les résultats obtenus dans le chapitre **IV** pour quantifier numériquement le comportement hydraulique du géosynthétique bentonitique au sein de la barrière d'étanchéité composite. Cette prédiction numérique des transferts advectifs à travers les étanchéités composites permet de lier la cinétique de transfert à la courbe de rétention d'eau du géosynthétique bentonitique ce qui est une avancée majeure dans le cadre de la thèse.

- **la partie 3** s'intéresse à la quantification des transferts advectifs à travers les étanchéités composites et présente un travail expérimental complétant les études précédentes. Ce travail a été mené à différentes échelles de mesure, décimétrique et métrique, avec de nouveaux matériaux tels les géofilms bentonitiques et les géomembranes bitumineuses pour une application en étanchéité composite. On y aborde également la question de l'impact de l'altération du géosynthétique bentonitique par son environnement sur les transferts en étanchéité composite.
 - **le chapitre VI** présente la quantification expérimentale du débit de fuite à échelle décimétrique pour des étanchéités composites présentant des géomembranes bitumineuses (étude présentée en annexe 2) ainsi que pour des géofilms bentonitiques à échelle décimétrique (étude explicitée en annexe 3) et métrique dans des géofilms bentonitiques dont le film est endommagé, et également ;
 - **le chapitre VII** présente une étude expérimentale de l'effet de l'altération chimique, physique et hydraulique du géosynthétique bentonitique par son environnement sur les transferts dans les étanchéités composites. Ce qui permettra d'observer comment se comporte l'étanchéité composite renfermant les géosynthétiques bentonitiques dont la conductivité hydraulique augmente de 4 à 5 ordres de grandeurs par rapport à des géosynthétiques bentonitiques vierges.

- **la partie 4** dresse une analyse des mécanismes de transferts à l'interface géomembrane-géosynthétique bentonitique, en particulier en régime transitoire. C'est le travail qui est présenté dans **le chapitre VIII**. En complément, cette partie comporte, dans **le chapitre IX**, une synthèse de données de la littérature et des résultats acquis pendant la thèse, relative aux performances hydrauliques de plus d'une cinquantaine d'étanchéités composites de type différent et dans des conditions expérimentales

différentes. Cette synthèse, permet de renseigner sur l'impact de la prise en compte du régime transitoire sur la quantification des débits de fuite à différents horizons temporels.

La conclusion rappelle les principaux résultats de ce travail de recherche et propose quelques suggestions pour les recherches et pratiques futures en vue de donner les lignes directrices pour une amélioration future des performances à long terme de ces étanchéités, des techniques de pose et de la qualité des produits d'étanchéité.

PARTIE 1

**ETAT DE L'ART : LES TRANSFERTS
ADVECTIFS A TRAVERS LES
ETANCHEITES COMPOSITES :**
identification des fuites, rhéologie des
GSB et quantification des transferts
advectifs

Cette première partie est composée de trois chapitres bibliographiques dont le premier présente le contexte général de l'étude, les notions de réglementation et d'équivalence en matière de barrière de fond d'installations de stockage de déchets non dangereux (ISDnD). Le premier chapitre définit également les notions de base et le mode de fonctionnement relatifs aux géosynthétiques utilisés dans les barrières de fond d'ISDnD. Nous nous intéressons dans une seconde phase de ce chapitre aux pratiques rendant ces dispositifs moins performants que ne le laisse supposer la théorie. En effet des imperfections d'assemblage ou des sollicitations thermomécaniques induisent l'apparition de défauts dans la géomembrane (GM) et de transferts à travers la barrière d'étanchéité composite. Une présentation du comportement du géosynthétique bentonitique (GSB) lors de son hydratation fait l'objet du Chapitre II. Le GSB, en contact avec du lixiviat par l'intermédiaire d'un ou plusieurs défaut(s) dans la GM va s'hydrater au cours du temps. Nous verrons dans le chapitre II comment se comporte le GSB en hydratation sous les efforts de confinement générés par les déchets. Le troisième chapitre de cette partie introductive est réservé à la présentation des méthodes de quantification des transferts advectifs à travers les étanchéités composites GM-GSB existantes dans la littérature. Les trois chapitres sont énoncés ci-dessous:

Chapitre I

Contexte réglementaire et problématique des transferts advectifs dans les étanchéités composites

Chapitre II

Etat de l'art : l'eau dans les géosynthétiques bentonitiques non saturés

Chapitre III

Quantification des transferts advectifs dans les étanchéités composites dans le cas de l'existence d'un défaut dans la géomembrane

CHAPITRE I : CONTEXTE REGLEMENTAIRE ET PROBLEMATIQUE DES TRANSFERTS ADVECTIFS DANS LES ETANCHEITES COMPOSITES

I.1 Introduction

Ce premier chapitre introductif présente le contexte général de l'étude et ses enjeux. Il définit également les concepts et les termes qui seront utilisés tout au long du mémoire de thèse. Le premier paragraphe (I.2) présente la réglementation en matière d'ISDnD à travers les textes législatifs français. Nous verrons par la suite, la notion d'équivalence dans les barrières d'étanchéité de fond d'ISDnD. Le paragraphe suivant (I.3) de ce chapitre introductif est dédié à la présentation des géosynthétiques d'une manière générale, puis des matériaux constitutifs des étanchéités composites des fonds d'ISDnD d'une manière détaillée pour aboutir au dernier paragraphe (I.4). Celui-ci est dédié à la présentation des facteurs qui rendent les dispositifs d'étanchéité moins performants que ne le laisse supposer le concept théorique de l'étanchéité composite. Nous montrerons que les endommagements de la géomembrane sont à l'origine de transferts advectifs dans l'étanchéité composite. La thèse de doctorat se propose d'apporter des éléments pour parfaire la quantification de ces transferts advectifs.

I.2 Contexte réglementaire et notion d'équivalence dans les barrières de fonds d'installations de déchets non dangereux

I.2.1 Contexte réglementaires dans les barrières de fonds d'installations de stockage de déchets

Les enjeux de protection de l'environnement associés à l'exploitation des installations de stockages de déchets non dangereux (ISDnD) ont conduit à imposer des mesures de conception et de construction très strictes faisant appel à plusieurs barrières de sécurité pour prévenir les risques de pollution des sols et des eaux souterraines.

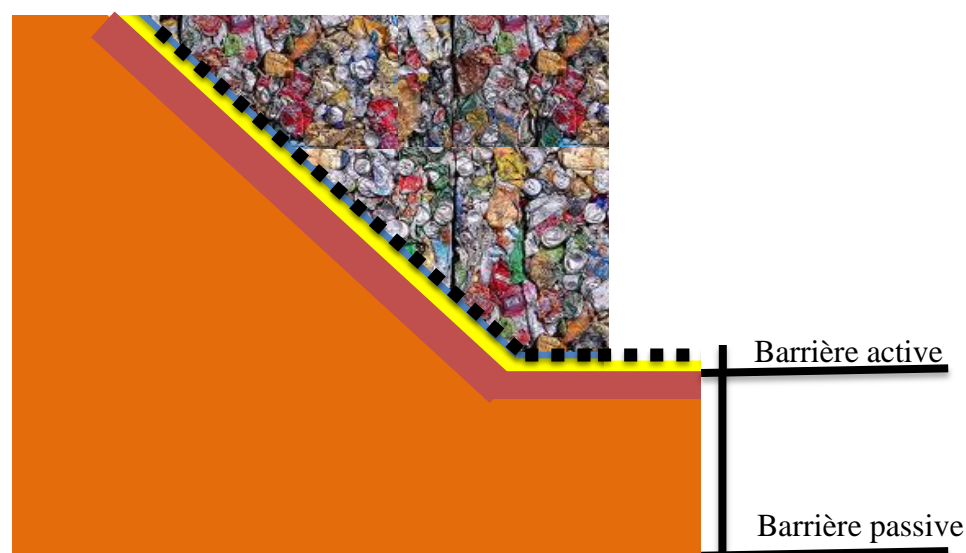
La réglementation française a ainsi imposé à travers l'arrêté du 9 septembre 1997 (*Code-Permanent-Environnement-et-Nuisances, 1997*) modifié par l'arrêté du 31 décembre 2001 (*Journal-Officiel-de-la-République-Française, 2002a*) ainsi que l'arrêté du 3 avril 2002 (*Journal-Officiel-de-la-République-Française, 2002b*) et l'arrêté du 19 janvier 2006 (*Journal-Officiel-de-la-République-Française, 2006*) relatif aux ISD ménagers et assimilés, que les dispositifs d'étanchéités de fond d'ISDnD soient formés d'une barrière de sécurité passive surmontée d'une barrière de sécurité active (tableau I-1 et figure I-1).

La barrière de sécurité passive est normalement constituée par le substratum du site qui doit présenter, de haut en bas, une conductivité hydraulique inférieure à 10^{-9} m.s⁻¹ sur au moins un mètre puis inférieure à 10^{-6} m.s⁻¹ sur au moins cinq mètres. La couche de conductivité hydraulique inférieure à 10^{-9} m.s⁻¹ sera dans la suite dénommée argile.

La barrière de sécurité active comprend une géomembrane (GM) généralement en polyéthylène haute densité (PEHD) d'épaisseur comprise entre 2 mm et 2,5 mm surmontée d'une couche drainante. Cette barrière assure le drainage et la collecte des lixiviats et évite ainsi la sollicitation hydraulique de l'argile.

Tableau I-1 : Rôle et composition des barrières actives et passives (CFG, 2011)

| Type de barrière | Fonctions | Matériaux |
|--------------------------------|---|--|
| Barrière dite "active" | Drainage Etanchéité active | Granulaire, synthétique, géomembrane |
| Barrière dite "passive" | Etanchéité passive Atténuation naturelle | Argiles naturelles, sols traités, géosynthétiques bentonitiques, Milieu géologique naturel |



Légende :






| | | | |
|---|------------------|--|---|
| ■ ■ ■ | Système drainant |  | 1 m de sol support de conductivité hydraulique inférieure ou égale à 10^{-9} m.s^{-1} |
|  | Géomembrane |  | 5 m sol support de conductivité hydraulique inférieure ou égale à 10^{-6} m.s^{-1} |
|  | |  | |
| Barrière active | | Barrière passive | |

Figure I-1 : Réglementation en matière de barrière de fond d'ISDnD

I.2.2 Notion d'équivalence pour la barrière de sécurité passive

Les articles 11 et 14 de l'arrêté du 9 septembre 1997 introduisent la possibilité de recourir à des « mesures compensatrices » pour la barrière passive ou à des « produits équivalents ».

En effet, la réglementation française prévoit la possibilité de renforcer certains matériaux d'étanchéité au sein de la barrière passive, sous réserve d'une démonstration d'équivalence garantissant un niveau de protection suffisant (MEEDDAT, 2009). Deux barrières de sécurité passives sont considérées comme étant équivalentes lorsqu'elles assurent un même niveau de protection en termes d'impact potentiel du site de stockage sur une ressource en eau souterraine (MEEDDAT, 2009)). Parmi les mesures équivalentes proposées par les concepteurs afin de répondre aux exigences réglementaires relatives à la constitution de la barrière de sécurité passive, le recours à un géosynthétique bentonitique (GSB) est une

solution courante. En effet le GSB peut renforcer la couche argileuse naturelle (MEEDDAT, 2009) (figure I-2).

L'association d'une étanchéité synthétique (GM) avec une étanchéité minérale (barrière passive) qui peut être un GSB sera dénommée par la suite « étanchéité composite ».

On s'intéressera dans ce travail de thèse à l'étanchéité composite GM-GSB que l'on définit dans la partie 1.3.

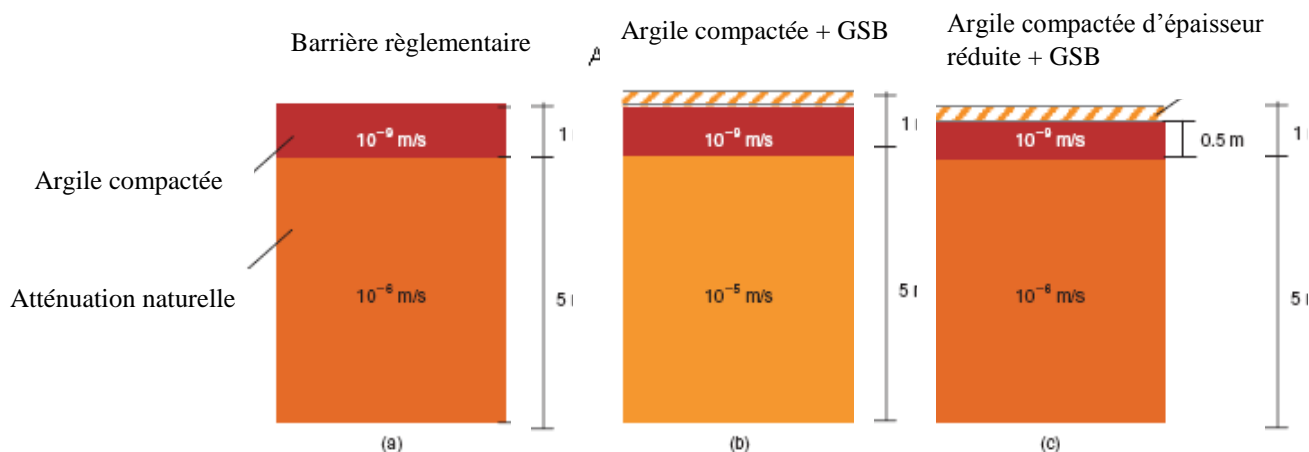


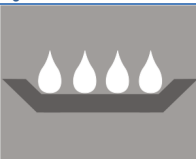
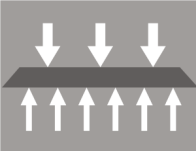
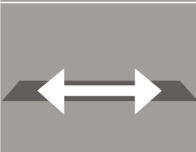
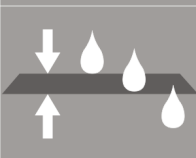

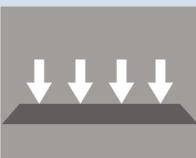

Figure I-2 : Recommandations sur l'utilisation des GSB dans barrières géologiques en France (MEEDDAT, 2009)

I.3 Définition des matériaux de l'étanchéité composite

I.3.1 Introduction sur les géosynthétiques

La norme NF EN ISO 10318 (AFNOR, 2006a) définit les géosynthétiques comme des produits dont au moins un des constituants est à base polymère synthétique ou naturel. Les géosynthétiques se présentent sous la forme de nappes, de bandes ou de structures tridimensionnelles utilisées en contact avec le sol ou d'autres matériaux dans le domaine de la géotechnique et du génie civil. L'utilisation des géosynthétiques est courante lorsque le sol mis en place ne permet pas d'assurer la fonction (tableau I-2) que l'on exige qu'il remplisse dans un ouvrage (étanchéité, séparation, renforcement, filtration, drainage, protection, lutte contre l'érosion). On trouve donc plusieurs familles de géosynthétiques : les géotextiles et produits apparentés, les GM et les GSB. Ces produits répondent donc aux fonctions citées dans le tableau I-2 et se présentent le plus souvent sous la forme de rouleaux.

Tableau I-2 : Fonction des géosynthétiques (AFNOR, 2006a)

| Fonction | Propriété | symbole |
|-------------------------------|--|---|
| Etanchéité | Eviter la migration des fluides ou la propagation des polluants |  |
| Séparation | Prévenir le mélange de deux sols ou de matériaux de remblai adjacents de nature différente |  |
| Renforcement | Améliorer les propriétés mécaniques du sol ou d'autres matériaux de construction |  |
| Filtration | Maintenir le sol ou d'autres particules soumis(es) à des forces hydrodynamiques tout en permettant le passage de fluides à travers ou dans le géotextile ou un produit apparenté aux géotextiles |  |
| Drainage | Collecter et transporter des eaux pluviales, souterraines et/ou d'autres fluides dans le plan d'un géotextile ou d'un produit apparenté aux géotextiles |  |
| Protection | Prévenir ou limiter les endommagements localisés d'un élément ou d'un matériau donné en utilisant un géotextile ou un produit apparenté |  |
| Lutte contre l'érosion | Eviter ou limiter les mouvements du sol ou d'autres particules à la surface, par exemple, d'une pente. |  |

Après avoir présenté les géosynthétiques d'une manière générale ainsi que leurs fonctions de bases, nous nous intéresserons par la suite aux géosynthétiques constitutifs de l'étanchéité composite GM-GSB.

I.3.2 Les géosynthétiques bentonitiques (GSB)

I.3.2.1 Définition d'un GSB

Les géosynthétiques bentonitiques sont des produits manufacturés en forme de nappe, constitués d'un assemblage de matériaux comportant au moins de la bentonite en poudre ou granulée, assurant la fonction d'étanchéité, et d'un ou plusieurs géosynthétiques ayant un rôle

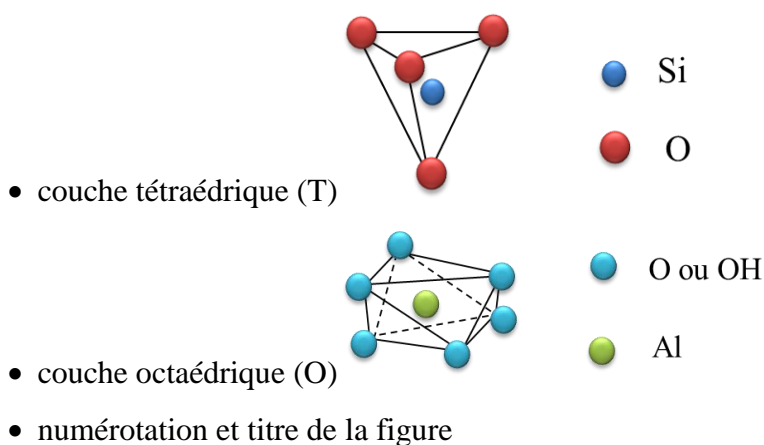
de support ou conteneur, utilisé dans le domaine de la géotechnique et du génie civil (AFNOR, 2008).

I.3.2.2 Composition des GSB

I.3.2.2.1 La bentonite

La bentonite est le matériau qui assure l'étanchéité dans les GSB (AFNOR, 2008). Elle se définit comme un matériau argileux, majoritairement composé de smectite (60% au minimum) et de minéraux accessoires tels que le quartz, la calcite, le mica, le feldspath, la pyrite, la goethite.

À l'échelle microscopique, la structure de base de la smectite s'organise sous la forme d'une superposition de feuillets résultants de l'empilement de deux types de couches tétraédrique et octaédrique comme présenté sur la figure I-3.



La jonction entre une couche tétraédrique et une couche octaédrique est réalisée selon un type de feuillets que l'on appelle TOT (figure I-3). Cette jonction se fait par substitution de certains groupements OH^- par des ions oxygène O^{2-} , ce qui donne à la particule d'argile une charge négative en surface. Il s'ensuit des propriétés absorbantes de l'argile, favorisant la fixation de cations afin d'assurer la neutralité électrique du minéral. Dans les smectites, la faible liaison entre les feuillets fait que chaque espace inter feuillet peut s'hydrater ; cette première phase d'hydratation est appelée phase cristalline : les feuillets sont légèrement écartés à des distances correspondant à l'insertion, d'une, deux, trois ou quatre couches d'eau. La distance maximale entre deux feuillets est limitée à quatre couches d'eau (2,16 nm). Cette première hydratation génère un espace cristallin de deux à quatre fois le volume initial ; le gonflement de la bentonite est alors faible. C'est la phase solide hydratée comme décrite par Tessier (1990). La deuxième phase d'hydratation s'appelle hydratation osmotique au cours de laquelle l'espace entre feuillets augmente brusquement (2,16 à 4 nm) provoquant un

gonflement 8 à 15 fois supérieur au gonflement initial (c'est la phase gel) ainsi que la formation de la double couche diffuse.

Lorsque des cations échangeables monovalents (type Na^+) sont situés dans l'espace interfoliaire, les deux types d'hydratations interviennent (cristalline et osmotique). En revanche, lorsque les cations sont divalents (Ca^{2+}), seul le gonflement cristallin intervient à cause des forces électriques plus importants entre les cations polyvalents et les feuillets. On assiste par conséquent à un plus faible gonflement de la bentonite. C'est pour cela que la bentonite calcique gonfle beaucoup moins que la bentonite sodique (2 à 4 fois son volume initial pour la bentonite calcique contre 8 à 15 fois son volume initial pour la bentonite sodique).

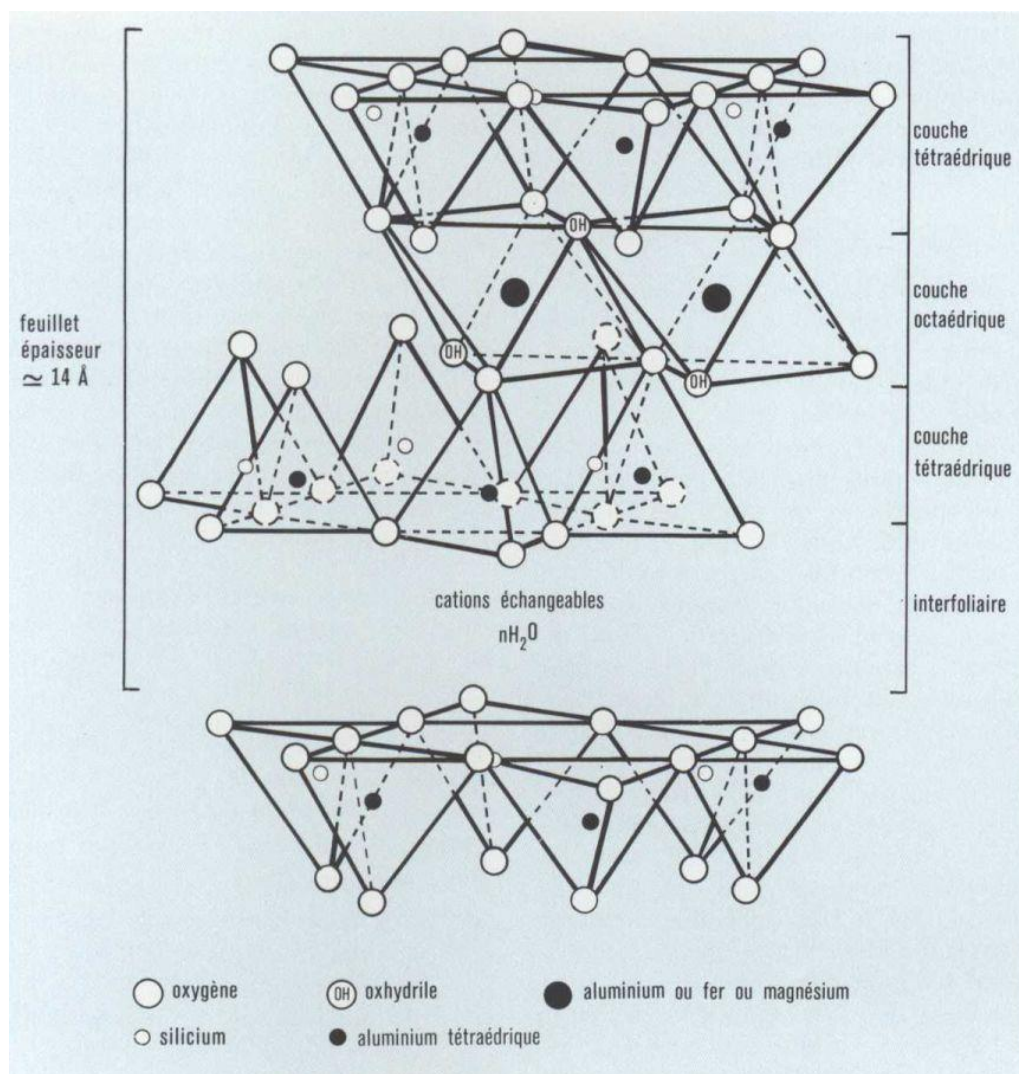


Figure I-3 : Structure de la smectite (Grim, 1962)

La bentonite calcique peut être modifiée ou activée par un procédé d'échange ionique plus connu sous le terme d'activation, en général par ajout de 5% maximum de carbonate de sodium; le minéral principal est alors une smectite sodique. D'autres traitements artificiels

peuvent en outre améliorer les propriétés de résistance chimique des bentonites, comme l'adjonction de polymères.

Qu'elles soient naturelles, activées ou artificielles, les bentonites font l'objet, après séchage, d'un broyage conduisant à des granulométries différentes (on parle de bentonite en poudre ou en granulés) et adaptées à différents emplois.

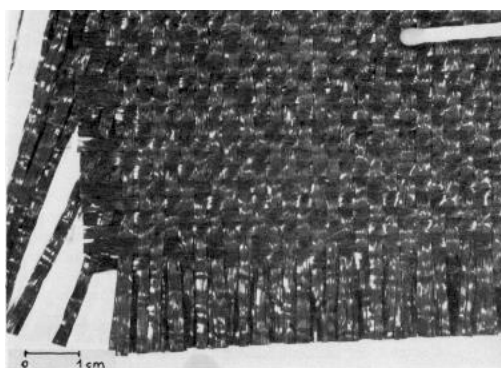
I.3.2.2.2 Le géotextile

Un géotextile est défini par la norme (AFNOR, 2006b) comme «une matière textile plane, perméable et à base de polymère (naturel ou synthétique) pouvant être non tissée, tricotée ou tissée, utilisée en contact avec le sol ou avec d'autres matériaux dans les domaines de la géotechnique et du génie civil ».

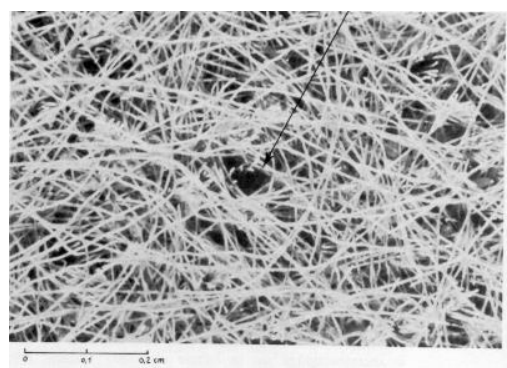
Au sein des GSB, les géotextiles servent à contenir la bentonite et à lui conférer une résistance à la traction.

Les principales familles de géotextiles utilisées dans la fabrication des GSB sont (figure I-4) :

- les géotextiles tissés, produits par entrelacement, habituellement à angle droit, de deux ou de plusieurs faisceaux de fils, de filaments, de bandelettes ou d'autres éléments (AFNOR, 2006b) ;
- les géotextiles non-tissés faits de fibres, de filaments ou d'autres éléments orientés directionnellement ou de façon aléatoire et liés de façon mécanique et/ou thermique et/ou chimique (AFNOR, 2006b).



(a)



(b)

Figure I-4 : Photo de (a) : Un géotextile tissé ;

(b) Une géotextile non tissé

I.3.2.3 Structures et fonctionnement des GSB

I.3.2.3.1 Structure des GSB

Différents types et modes d'assemblages sont utilisés pour fabriquer les GSB. On distingue les GSB collés, renforcés, aiguilletés, cousus, thermoliés et les géofilms bentonitiques. Ces différents modèles sont présentés dans le fascicule 13 du *CFG (2011)*. On ne présentera dans cette partie que les deux types d'assemblages disponibles en Europe couramment utilisés dans les étanchéités composites GM-GSB à savoir l'aiguilletage et le couturage ainsi que de nouveaux matériaux émergents i.e. les géofilms bentonitiques dont nous aurons l'occasion d'en parler dans le chapitre VIII.

I.3.2.3.1.1 GSB aiguilletés

Le GSB aiguilleté est constitué d'un géotextile support et d'un géotextile de couverture entre lesquels est contenue une couche de bentonite par aiguilletage sur toute sa surface. L'aiguilletage est réalisé par de nombreux points de piquage au moyen d'aiguilles crochetées (figure I-5). Lors de l'aiguilletage, les fibres d'un des géotextiles sont ancrées dans l'autre géotextile en traversant la couche de bentonite.

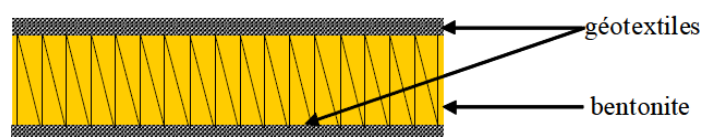


Figure I-5 : Schéma d'un géosynthétique bentonitique aiguilleté

I.3.2.3.1.2 GSB cousus

Les géotextiles bentonitiques cousus sont constitués d'un géotextile support et d'un géotextile de couverture entre lesquels est contenue une couche de bentonite. Les différentes couches sont liées mécaniquement par un système de coutures (figure I-6). Ce type de liaison est généralement plus lâche que l'aiguilletage.

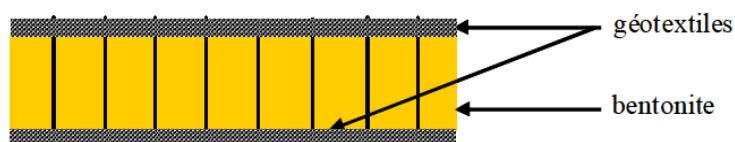


Figure I-6 : Schéma d'un géosynthétique bentonitique cousu

I.3.2.3.1.3 Géofilm bentonitique

Quel que soit le mode d'assemblage de l'ensemble géotextile/ bentonite, un géofilm est collé ou laminé à chaud sur la partie supérieure du GSB et vient renforcer l'étanchéité de l'ensemble (figure I-7).



Figure I-7 : Schéma d'un géofilm bentonitique

I.3.2.3.2 Fonctionnement des GSB

Les GSB sont couramment utilisés dans les barrières d'étanchéité au fond des ISDnD. Le guide équivalence (MEEDDAT, 2009) préconise une masse surfacique minimale de bentonite sèche égale à 5 kg.m^{-2} . La bentonite contenue dans les GSB utilisés pour l'équivalence en fond ISDnD doit être sodique, au sens large, c'est-à-dire sodique naturelle ou calcique activée au sodium. Les GSB sont également utilisés dans les ouvrages hydrauliques tels que les digues et les bassins de lagunage et également en cuvelage de bâtiments ou de tunnels principalement sous la forme de géofilms bentonitiques. Nous en parlerons dans le chapitre VI lorsque nous aborderons l'étude de la performance hydraulique des géofilms bentonitiques et d'étanchéités composites différentes de celles des fonds d'ISDnD par la GM utilisée.

I.3.2.3.3 Hydratation du GSB

Dès leur mise en place, les GSB doivent être confinés et hydratés afin qu'ils puissent présenter de faibles conductivités hydrauliques variant entre 2×10^{-12} et $2 \times 10^{-10} \text{ m.s}^{-1}$ selon le confinement appliqué. C'est la raison pour laquelle nous nous intéresserons dans le chapitre II au comportement en rétention d'eau du GSB lors de son hydratation sous le confinement réalisé par les déchets. Cette hydratation va être conditionnée par : (i) les propriétés intrinsèques du GSB telles que le nature et la granulométrie de la bentonite, le type de géotextile en contact avec la bentonite et la structure d'assemblage du GSB et (ii) les conditions de terrain comme la nature et l'état d'hydratation du sol support ainsi que l'interaction avec la GM. On détaillera ce dernier point dans le chapitre III où on abordera la question de la quantification des transferts advectifs dans les étanchéités composites.

I.3.2.3.4 Durabilité des GSB

L'emploi des GSB dans les ouvrages pour la protection de l'environnement suscite des interrogations en lien avec leur durabilité et l'évolution de leur performance hydraulique. En effet, les GSB peuvent se dégrader sous l'effet des échanges cationiques survenant lors de la percolation des lixiviats à travers le GSB, ainsi qu'au contact du sol support du GSB, s'il est riche en calcium comme évoqué par *Touze-Foltz (2012)* et *Touze-Foltz et al. (2006b)*. L'échange cationique conduit au remplacement des cations monovalents (Na^+) par des cations divalents (Ca^{2+}) et à une réorganisation bien particulière des feuillets argileux. Il produit une augmentation de la conductivité hydraulique du GSB de un à deux ordre de grandeur, une diminution du pouvoir de gonflement de la bentonite constitutive du GSB ainsi qu'une diminution du pouvoir de prise d'eau du GSB (*Benson, 2013; Egloffstein, 2001*). Comme rapporté par *Egloffstein (2001)*, un échange cationique complet s'effectue en moins de deux ans dans le cas où le GSB est en condition non saturée. La conséquence de ce phénomène s'aggrave lors de la présence de cycles d'hydratation-dessiccation où les fissures de retrait ne s'autocicatrisent pas forcément lors de la réhydratation du GSB. Cette problématique de la durabilité des GSB sera évoquée lorsque l'on abordera son impact potentiel sur les performances hydrauliques des étanchéités composites (voir chapitre VII).

I.3.3 Les géomembranes (GM)

I.3.3.1 Définition d'une GM

Une géomembrane (GM) est un produit manufacturé adapté au génie civil, d'une largeur de 1,50 m ($\pm 0,05$ m) minimale, mince, souple, continu, étanche aux fluides à la sortie de la chaîne de fabrication, d'épaisseur effective de 1,00 mm minimum sur toute la surface du lé et soudable en continu, quelles que soient les faces des lés en contact, par soudure thermique, par vulcanisation ou par bandes adhésives auto-collantes selon la nature du produit (*AFNOR, 2013*).

I.3.3.1.1 Différentes familles de GM

Les GM peuvent être bitumineuses ou de synthèse.

Dans le premier cas, on utilise des bitumes oxydés ou des « bitumes polymères » (mélange homogène de bitume et de polymère). Le produit final résulte de l'enduction-imprégnation d'un géotextile (produit textile synthétique sous forme de nappe perméable) par du bitume. De plus, une armature (fibre synthétique de renforcement) apporte la résistance mécanique nécessaire (figure I-8(a)). Dans le second cas, les polymères entrant dans la composition des

géomembranes sont des thermoplastiques, des élastomères ou des alliages élastomères-thermoplastiques.

La résine thermoplastique la plus utilisée pour la fabrication des GM utilisées en fond d'ISDnD est le polyéthylène haute densité (PEHD) (figure I-8(b)).

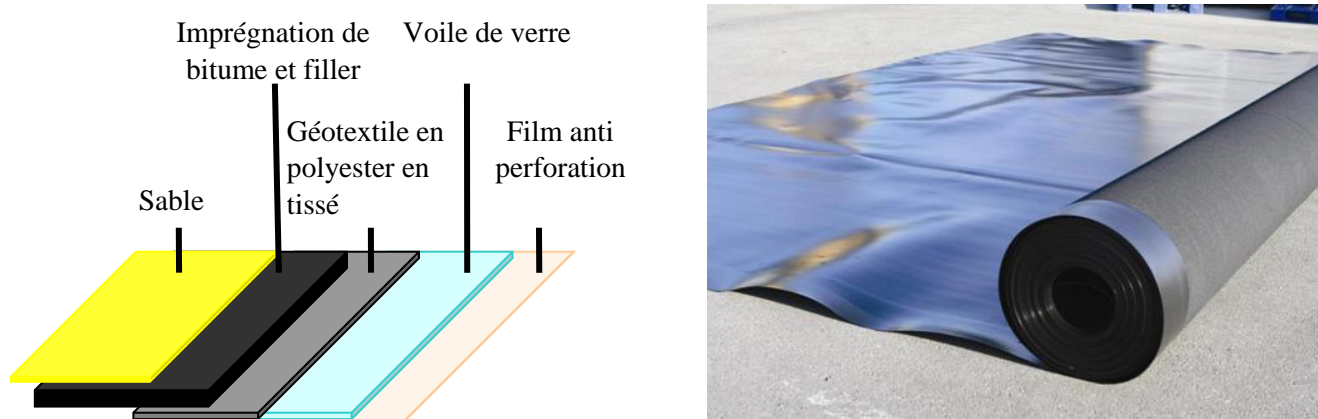


Figure I-8 : (a) Structure d'une GM (Breul et al., 2008); (b) Rouleau d'une géomembrane en polyéthylène haute densité (GM en PEHD)

I.3.3.1.2 Fabrication, mise en place et fonctionnement des GM

Les GM sont utilisées dans les dispositifs d'étanchéité de fond d'ISDnD pour leur fonction d'étanchéité. Elles sont généralement fabriquées et stockées sous forme de rouleaux de différentes longueurs et largeurs. L'assemblage des lés de GM est généralement réalisé par thermo soudage simple ou double (figure I-9) puisque cette méthode est adaptée à la plupart des GM sauf l'éthylène-propylène-diène monomère (EPDM). La GM s'intègre dans un dispositif d'étanchéité appelé dispositif d'étanchéité par géomembrane (DEG) (figure I-10). D'après AFNOR (2013), le DEG est composé de:

- la structure support qui constitue l'ensemble des éléments placés entre le fond de forme et la structure d'étanchéité :
 - la couche de forme reposant sur le fond de forme ;
 - la couche support sur laquelle repose la structure d'étanchéité ;
 - les dispositifs de drainage (eau et gaz).

Au sein d'une étanchéité composite GM-GSB, la structure support est composée de l'argile très peu perméable de conductivité hydraulique inférieure à 10^{-9} m.s^{-1} . La structure support est dénommée « sol support » dans la suite du manuscrit.

- la structure d'étanchéité, constituée en général par une GM, ou éventuellement, par deux GM séparées par un dispositif drainant. La ou les GM peuvent aussi être associées à des matériaux peu perméables (dans le cas présent un GSB et une argile) ;
- la structure de protection éventuelle qui constitue l'ensemble des éléments placés au-dessus de la structure d'étanchéité (par exemple un géotextile de protection).

Un ou plusieurs éléments peuvent ne pas exister dans le DEG. Cependant la mise en place d'une couche de forme permet de faciliter la mise en place de la GM en garantissant une surface uniforme. La structure de protection comme son nom l'indique permet de protéger la GM des différentes sollicitations auxquelles elle peut être confrontée (mécaniques, thermiques ...).



Figure I-9 : Thermo soudage des GM : (a) simple ; (b) double

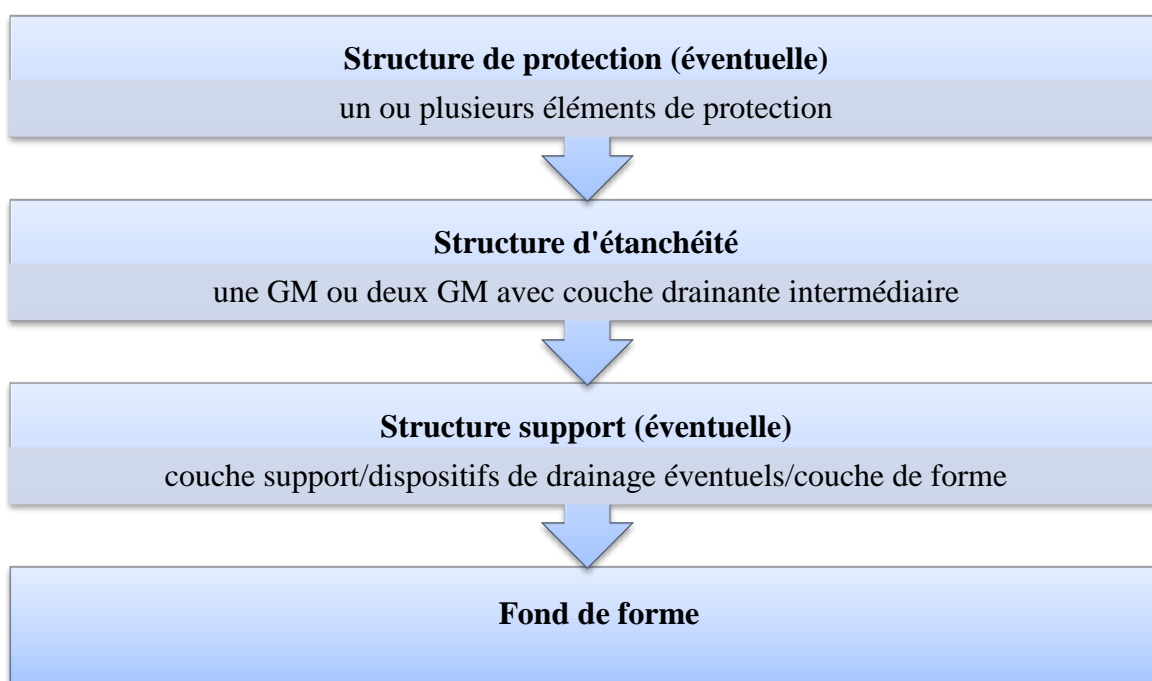


Figure I-10 : Dispositif d'étanchéité par GM (AFNOR, 2013)

I.3.3.1.3 Problématique de l'endommagement mécanique des GM

Dans tous les cas de figure, une GM intacte est capable d'assurer, à elle seule, une protection contre les transferts advectifs et diffusifs (Rowe, 2012). Cependant leur faible épaisseur et leur composition les rendent susceptibles aux endommagements mécaniques lors de la pose ou durant l'exploitation.

A titre d'exemple, les polymères présents dans les GM en PEHD leur confèrent une rigidité prononcée, ce qui rend leurs soudures difficiles et propices à l'apparition de défauts d'assemblage. Cet effet est aggravé dans le cas de la dilation thermique et l'apparition de plis lorsque les GM en PEHD sont soumises à l'exposition solaire au moment de la pose. Ce

phénomène est fréquent malgré toutes les attentions accordées au contrôle de la manutention, du déroulage et de la soudure. D'ailleurs, des méthodes électriques de détection de défauts (figure I-11) ont permis de mettre en évidence la présence de défauts dans les GM apparaissant durant la phase de construction (défauts d'assemblages des lés de GM, chute d'objet ou présence d'un élément anguleux tel un caillou sous la GM, mise en œuvre du système drainant ou du recouvrement de la GM). Des défauts (2%) peuvent également apparaître à posteriori à cause d'une forte concentration de contrainte sur la GM aggravée par la présence de plis ou bien de dilatations thermiques (*Colucci et Lavagnolo, 1995; Nosko et al., 1995; Nosko et Touze-Foltz, 2000; Peggs, 2003; Rollin et al., 1999*). Le tableau I-3 montre une densité de défauts variables selon que la GM est recouverte (par un géotextile) ou non allant de 0,7 à 15,3 défauts/ha. Cette synthèse obtenue à partir de différentes études de détection de défauts montre également que durant l'installation de la GM, la densité moyenne de défauts a été estimée à 2,8 défauts/ha contrairement à 11,9 défauts atteints après l'installation du système drainant. Ce résultat montre que la majorité des défauts apparaissent durant la mise en œuvre du système drainant.

Tableau I-3 : Densité des défauts dans une GM reportée par Touze-Foltz (2001)

| Référence | Surface inspectée (ha) | Etat de la GM | Défauts dans la GM (%) | Défauts de soudure (%) | Moyenne de la densité de défauts |
|------------------------------------|------------------------|---------------|------------------------|------------------------|----------------------------------|
| <i>Laine et Mosley (1993)</i> | 1 | Couverte | 20 | 80 | 8,3 |
| <i>Broad et Laine (1995)</i> | 2 | Couverte | 31 | 69 | 5,5 |
| <i>Colucci et Lavagnolo (1995)</i> | 25 | Couverte | 85 | 45 | 15,3 |
| <i>White et Barker (1997)</i> | 1 | Couverte | 100 | 0 | 0,7 |
| <i>Darilek et Miller (1998)</i> | 1 | Couverte | 100 | 0 | 0,9 |
| <i>Snow et al. (1999)</i> | 2 | Couverte | 100 | 0 | 10,9 |
| <i>Nosko et Touze-Foltz (2000)</i> | 325 | Couverte | 93,7 | 6,3 | 12,9 |
| <i>(Touze-Foltz, 2001)</i> | 108.8 | Couverte | 81,5 | 18,5 | 11,9 |
| <i>Laine (1991)</i> | 2 | Non couverte | - | - | 5,5 |
| <i>Broad et Laine (1995)</i> | 1 | Non couverte | 17 | 83 | 3,8 |
| <i>Rollin et al. (1999)</i> | 22 | Non couverte | 45 | 55 | 2,5 |
| <i>Touze-Foltz (2001)</i> | 31.3 | Non couverte | 42 | 58 | 2,8 |
| <i>Peggs (2001)</i> | 64.5 | Non couverte | 83,2 | 16,8 | 2,0 |

Par ailleurs, *Touze-Foltz et al. (2008)* ont établi une étude synthétique concernant la forme et la tailles des défauts pouvant apparaître dans la GM. Ces défauts peuvent se présenter sous la forme de défauts circulaires, de plis endommagés ou de défauts longitudinaux (figure I-12) de superficies comprises entre 0 et 1000 cm². *Colucci et Lavagnolo (1995)* ont rapporté que 50% des défauts avaient des superficies inférieures à 100 mm² ce qui correspond à un défaut circulaire de rayon équivalent $r_o < 5,64$ mm.

Dans le cas de l'existence de défauts dans la GM, celle-ci n'assure donc plus sa fonction d'étanchéité et des écoulements peuvent apparaître à travers l'étanchéité composite et migrer dans les GSB, le sol support et même atteindre les nappes phréatiques suivant des chemins préférentiels d'écoulement. Nous verrons dans le chapitre III la conceptualisation des transferts à travers les étanchéités composites ainsi que les différentes approches traitant la quantification des transferts advectifs –liés aux gradients de charge hydraulique– à travers les étanchéités composites GM-GSB.

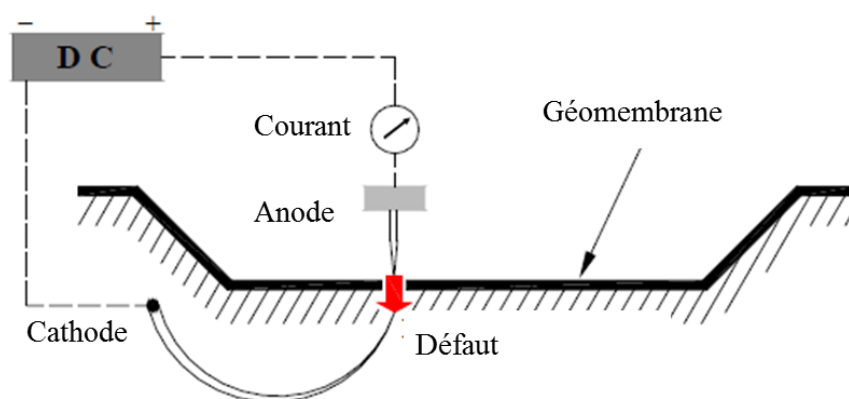


Figure I-11 : Méthode électrique de détection de défaut (*Rollin et al., 1999*)



(a)

(b)

(c)

Figure I-12 : Exemple type de défauts dans la GM (*Touze-Foltz, 2001*) : (a) défaut circulaire, (b) pli endommagé, (c) défaut longitudinal

I.4 Conclusion

Ce premier chapitre introductif a permis de présenter la réglementation française relative aux barrières d'étanchéité de fond ISDnD ainsi que les matériaux couramment utilisés. La synthèse établie ici a permis également de prendre conscience de l'enjeu environnemental des ISDnD. En effet, les défauts dans la GM, causés accidentellement lors de la pose ou l'exploitation, conduisent toujours à l'apparition de transferts advectifs ne pouvant pas être maîtrisés dans la barrière d'étanchéité pour atteindre tout d'abord le GSB, le sol support et la nappe phréatique sous-jacente. Par ailleurs, la prédiction des transferts advectifs à travers les étanchéités composites doit s'appuyer sur la connaissance du comportement hydraulique des matériaux de l'étanchéité, entre autre celle du GSB. La capacité du GSB à agir comme une barrière hydraulique à l'écoulement est intimement conditionnée par son pouvoir d'absorption d'eau lors de son hydratation sous contrainte. Etant donné, que le GSB est un matériau composite, il est important de s'intéresser à la manière dont vont interagir ses éléments constitutifs durant cette phase d'hydratation. Nous allons donc voir dans le chapitre II comment se comporte hydro mécaniquement parlant le GSB lors de son hydratation sous contrainte à travers une synthèse bibliographique des études de rétention d'eau des GSB existantes dans la littérature.

CHAPITRE II ETAT DE L'ART : L'EAU DANS LES GEOSYNTHETIQUES BENTONITIQUES NON SATURES

II.1 Introduction

Nous avons évoqué dans le chapitre précédent que la connaissance du comportement hydraulique des GSB est fondamentale dans la compréhension des mécanismes de transferts advectifs dans les étanchéités composites dans le cas de l'existence d'un défaut dans la GM. Initialement, au sein de l'étanchéité composite, le GSB est installé à sa teneur en eau massique de fabrication de 10 à 20%. Il s'hydrate ensuite, une fois confiné sous l'action des poids de la couche drainante granulaire et des déchets soit par le sol support, soit par l'action de la charge hydraulique de lixiviats au droit du défaut dans le cas de l'existence d'un défaut dans la GM. Avec sa structure composite, le GSB va donc intégrer le comportement hydraulique de la bentonite, du géotextile ainsi que des éléments de liaison (couture, aiguilletage, thermoliage, etc.). La rétention d'eau constitue la relation fondamentale caractéristique du comportement non saturé d'un sol dans le cas général (*Barbour, 1998; Fredlund et Rahardjo, 1993*). Cette relation permet d'estimer, entre autres, l'évolution des paramètres d'état (teneur en eau, degré de saturation, indice des vides) dans un matériau durant les cycles hydriques y prenant place au cours du temps. Cette relation est également nécessaire à l'estimation de la conductivité hydraulique non saturée.

Les modèles numériques utilisés pour quantifier les transferts non saturés dans les sols et par extension les GSB requièrent la connaissance des courbes de rétention. En d'autres termes, la connaissance des courbes de rétention des GSB et du sol support est nécessaire à la bonne estimation à la fois du degré de saturation final du GSB et du temps nécessaire au processus d'hydratation (*Beddoe et al., 2010*).

Dans ce deuxième chapitre, nous allons nous familiariser avec les principes de base de la rétention d'eau dans les sols pour aborder ensuite les particularités de la mesure et de la quantification de la rétention d'eau dans les GSB en passant en revue les connaissances utiles à la compréhension des phénomènes majeurs caractéristiques de la rétention d'eau dans les GSB. Nous aurons aussi l'occasion de découvrir les différentes études antérieures sur le sujet ainsi que les différents verrous scientifiques et techniques rencontrés.

II.2 Généralités sur la rétention d'eau dans les sols

Cette section rappelle les principes de base de la rétention d'eau et décrit le schéma architectural de la courbe de rétention d'eau pour les sols dans un cadre général.

II.2.1 Principe de la rétention d'eau dans un sol

D'une manière générale, la courbe de rétention d'eau d'un sol relie le taux d'humidité à la succion.

Le taux d'humidité peut être exprimé à l'aide d'une teneur en eau volumique ou massique ainsi qu'à l'aide d'un degré de saturation.

La succion capillaire est définie comme la différence de pression entre l'air et l'eau à l'échelle d'un pore. Elle est aussi appelée pression interstitielle négative ou pression capillaire. En effet, quand l'eau pénètre dans le sol, elle crée des ponts capillaires dans les pores entre les grains. Une particule d'eau est donc soumise à une tension de surface qui s'oppose à l'expansion de l'air à l'interface entre l'air et l'eau. Son existence est à l'origine de la formation de ménisques (figure II-1). A l'intérieur des sols, les ménisques capillaires contribuent à la liaison des particules entre elles. Le phénomène est appelé cohésion apparente. La capillarité contribue ainsi à augmenter les forces de contact et améliore la résistance par frottement entre les particules.

Elle est exprimée à l'aide du principe de la remontée capillaire de Jurin et possède une unité de pression ou de hauteur d'eau décrite par l'équation II-1 :

$$\psi = u_a - u_w = \frac{2\sigma_s \cos \delta}{r} \quad \text{Équation II-1}$$

Avec :

- u_a et u_w respectivement la pression de l'air et de l'eau (N.m^{-2}) ;
- σ_s la tension de surface air-eau (N.m^{-1}) ;
- δ l'angle de raccordement entre le ménisque et le solide ($^\circ$);
- r le rayon du pore au niveau du ménisque (m).

D'une manière générale, la succion totale dans les sols argileux peut être exprimée comme la somme de deux termes : une succion matricielle ψ_m et une succion osmotique ψ_o (*Fredlund et Rahardjo, 1993; Lu et Likos, 2004*). La somme de ces deux termes constitue la succion totale que l'on cherche à quantifier (équation II-2). La succion matricielle est générée par la capillarité produite entre la phase liquide et la phase solide mais également par l'adsorption entre les feuillets d'argile. La succion osmotique, quant à elle est due à des phénomènes chimiques résultant de la dissolution des sels contenus dans l'eau liée.

$$\psi = \psi_m + \psi_o$$

Équation II-2

Où ψ est la succion totale (kPa), ψ_m est la succion matricielle (kPa), et ψ_o est la succion osmotique (kPa).

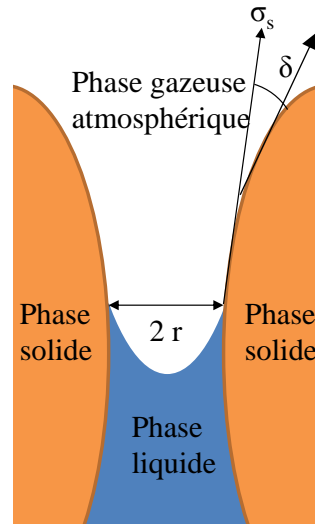


Figure II-1 : Représentation des interfaces entre les phases dans un sol non saturé à l'échelle d'un pore (adaptée de Delage et Cui (2000))

La succion totale ψ peut également être déterminée en mesurant l'humidité relative R_H . Cette dernière est reliée à la succion grâce à la loi de Kelvin exprimée à travers l'équation II.3 où l'on note la dépendance de la succion à la température :

$$\psi = u_a - u_w = -\frac{RT}{Mg} \ln(R_H)$$

Équation II-3

Avec :

- R la constante molaire des gaz parfaits ($R=8,314 \text{ J.mol}^{-1}.\text{K}^{-1}$) ;
- T la température en Kelvin ;
- M la masse molaire de l'eau ($M= 18,016 \text{ g.mol}^{-1}$) ;
- g le module d'accélération de la pesanteur ($g=9,81 \text{ m.s}^{-2}$) ;
- R_H l'humidité relative (%).

II.2.2 Construction et schéma architectural de la courbe de rétention d'eau d'un sol

La courbe de rétention d'eau d'un sol est construite expérimentalement à l'aide de différentes techniques. Ces méthodes expérimentales sont bien explicitées par *Delage et Cui (2000)* et une classification des gammes de succions couvertes par chaque méthode a été effectuée par *Likos et Lu (2003)*.

La courbe de rétention d'eau d'un sol donné est décroissante. Ceci est dû au fait que la succion atteint sa valeur maximale lorsque la teneur en eau est faible : lorsque le sol approche de l'état sec la pression de l'air à l'échelle d'un pore est supérieure à celle de l'eau. La courbe de rétention présente la particularité d'avoir deux points distincts délimitant l'horizon de désaturation. Ces deux points sont :

- le point d'entrée d'air qui renseigne sur le début d'entrée d'air dans les pores les plus larges du matériau. Ce point est donc différent selon le matériau poreux que l'on étudie ;
- la teneur en eau résiduelle qui constitue la zone où un fort gradient de succion doit être appliqué afin d'enlever l'excédent d'eau résiduelle.

La relation entre succion et teneur en eau n'est toutefois pas univoque, puisque les courbes diffèrent selon que le sol est en phase d'humidification ou de séchage. Les teneurs en eau du matériau en équilibre à une succion donnée sont en général plus grandes dans le cas d'un séchage que d'une hydratation. L'hystérésis est attribuée à plusieurs facteurs comme l'angle de contact (effet de goulotte), la présence d'air piégé qui tend à réduire la teneur en eau du sol en chemin d'humidification, le gonflement et le retrait qui provoquent des variations différentielles de la structure du matériau dans le cas d'un sol, la non uniformité géométrique des pores individuels mais aussi l'interconnexion de pores de tailles variables (*Delage et Cui, 2000*).

Les éléments présentés ici restent valides pour les géotextiles et la bentonite constitutifs des GSB. On présente dans le paragraphe suivant, les particularités de la rétention d'eau dans les GSB.

II.3 Spécificités de la rétention d'eau dans les GSB

La figure II-2 représente une courbe de rétention d'un GSB aiguilleté soumis à une contrainte de confinement de 2 kPa. On notera la large gamme de succion couverte par le GSB (1 kPa- 1 000 000 kPa) avec une teneur en eau massique variable entre 0 et 175%. L'amplitude de l'hystérésis est variable et dépend de la succion.

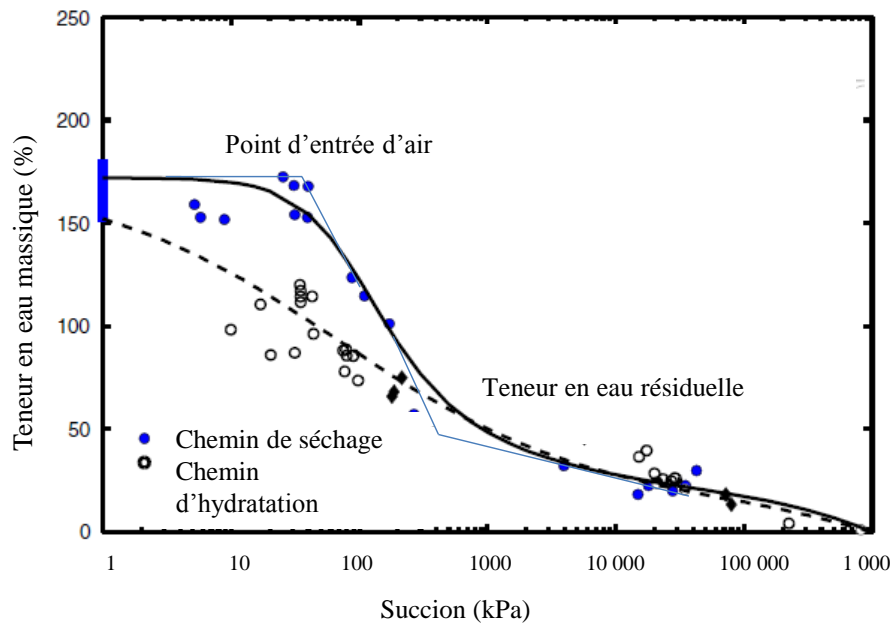


Figure II-2 : Courbe de rétention d'eau d'un GSB aiguilleté soumis à un confinement de 2 kPa et hystérésis entre le chemin de séchage et le chemin d'hydratation (Beddoe et al., 2011)

Cependant, le GSB possède une structure composite et sa courbe de rétention est fonction de celle de la bentonite, des géotextiles ainsi que de leur mode de liaison. Cette partie introduit donc la conceptualisation du comportement hétérogène du GSB à travers deux modèles établis dans la littérature ; le modèle bimodal élaboré par *Gitirana et Fredlund (2004)* et adapté au GSB par *Abuel Naga et Bouazza (2010)* (II.3.1) et le modèle contrasté de *Beddoe et al. (2010)* (II.3.2) ainsi que les formulations mathématiques de la rétention d'eau (II.3.2).

II.3.1 Le modèle bimodal de *Gitirana et Fredlund (2004)*

Abuel Naga et Bouazza (2010) ont conceptualisé le comportement en rétention d'eau du GSB en hydratation selon une approche développée auparavant par *Gitirana et Fredlund (2004)*. Le principe de cette approche est que le GSB pourrait être considéré comme un matériau à double porosité ayant un comportement bi-modal en rétention d'eau. Cette dualité de comportement est schématisée dans la bibliographie comme suit avec deux grandes zones :

- une zone 1 dédiée à l'hydratation de la bentonite constitutive du GSB ;
- une zone 2 représentant l'état non saturé du géotextile où la bentonite est complètement saturée ; cette dualité intègre donc deux points d'entrée d'air (géotextile et bentonite) et deux points résiduels (succion résiduelle et degré de saturation résiduel) (figure II-3).

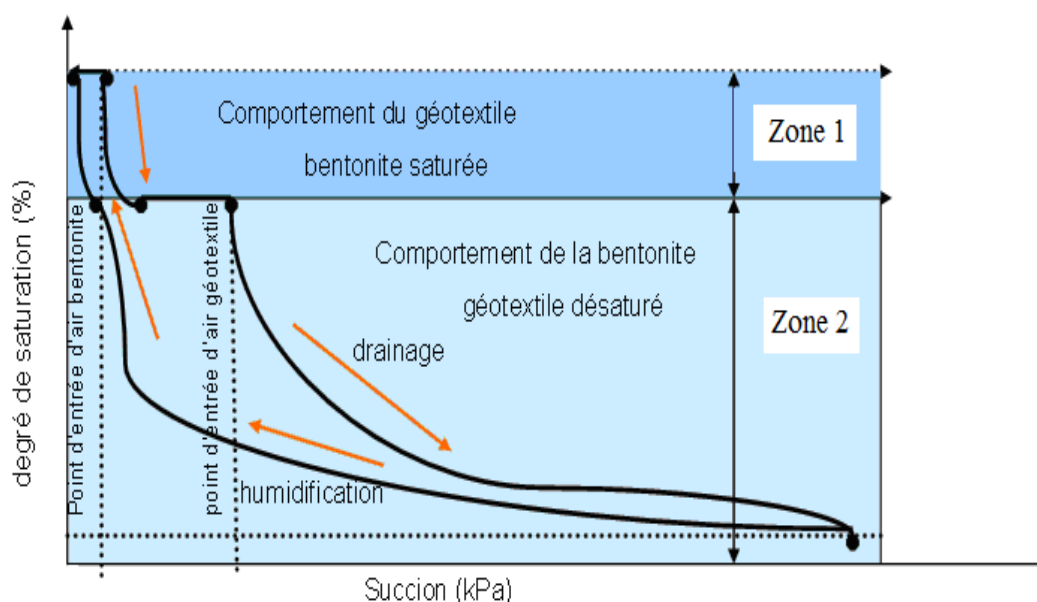


Figure II-3 : Conceptualisation du comportement en rétention d'eau du GSB (Abuel Naga et Bouazza, 2010)

II.3.2 Le modèle contrasté de *Beddoe et al.* (2010)

On note un fort contraste de comportement de rétention d'eau entre les géotextiles et les argiles en général (*Beddoe et al.*, 2010). En effet, le géotextile possède une courbe de rétention qui s'apparente fortement à celle d'un sable grossier (*Bouazza et al.*, 2006; *Cartaud et Touze-Foltz*, 2004; *Stormont et al.*, 1997) puisqu'il retient davantage l'eau qu'une argile lorsqu'il est saturé. Cependant sa plage de succion est très limitée (de l'ordre de 1 kPa). La bentonite, quant à elle, présente une succion qui peut excéder les 1000 MPa au moment de la pose (*Beddoe et al.*, 2010), et est connue pour sa grande affinité avec l'eau. Elle présente une large gamme de succion pour s'hydrater et atteindre la saturation avec une teneur en eau à saturation plus faible que celle du géotextile (à cause d'une porosité moindre). Par conséquent, pour les fortes valeurs de succion, l'hydratation du GSB est gouvernée par la succion de la bentonite. On assiste donc à un contraste de comportement entre la bentonite et le géotextile durant les changements de phases hydriques (figure II-4).

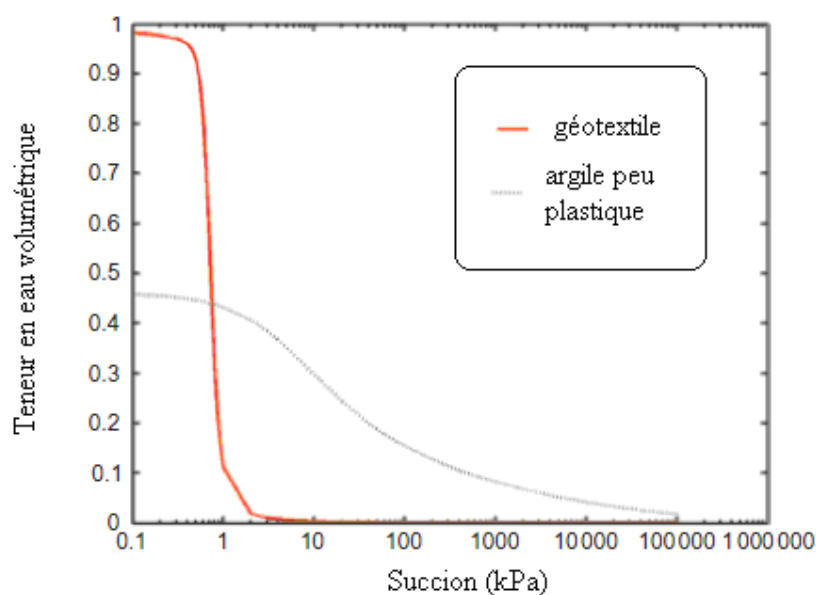


Figure II-4 : Courbe de rétention d'un géotextile conventionnel et d'une argile peu plastique (Beddoe et al., 2010)

Ce caractère hétérogène pose une difficulté dans le choix de la méthodologie de détermination de la courbe de rétention d'eau des GSB du fait que, pour le géotextile, le point d'entrée d'air et d'eau sont très proches et avec de très faibles valeurs proches de 1 kPa. Ceci conduit à une désaturation rapide du géotextile au contact avec la bentonite avec une réduction de sa conductivité hydraulique à cause de sa non saturation (Iryo et Rowe, 2003).

On présente dans la suite les modèles mathématiques adoptés pour la construction des courbes de rétention d'eau des GSB.

II.3.3 Formulations mathématiques de la rétention d'eau dans les GSB

On trouve différentes expressions mathématiques de la courbe de rétention d'eau. Il faut bien noter que ces expressions qui sont utilisées dans les codes de calculs sont souvent liées au contexte ou à une courbe particulière qu'on cherche à modéliser. Actuellement il existe de nombreux modèles du comportement hydrique des sols non saturés. Les formulations mathématiques déjà utilisées pour les GSB sont celles de Fredlund et Xing (1994); Lloret et Alonso (1985) et van Guenuchten (1980). Ces différentes équations sont regroupées dans le tableau II-1. Etant donné que les GSB sont des matériaux gonflants, Southen et Rowe (2007) ont montré qu'il est préférable d'utiliser la formulation de Lloret et Alonso (1985) qui s'ajuste bien aux résultats expérimentaux de la rétention d'eau pour les GSB vu la particularité du modèle à prendre en compte les variations de volume.

Tableau II-1 : Les Différentes expressions de la courbe de rétention d'eau utilisées pour les GSB

| Equation | Auteurs |
|--|-------------------------|
| $\theta_w = \theta_r + \frac{\theta_s - \theta_r}{1 + \exp\left(\frac{\psi - a}{b}\right)}$ | van Genuchten (1980) |
| $\omega = \frac{e}{1 + e} [a - (b - c\sigma) \tanh(-d\psi)]$ | Lloret et Alonso (1985) |
| $\theta_w = \theta_r + \frac{\theta_s - \theta_r}{\left[\ln\left(e + \left(\frac{\psi}{a}\right)^b \right) \right]^c}$ | Fredlund et Xing (1994) |

Où ψ est la succion ; a , b , et c et d sont les paramètres liés aux propriétés du sol, θ_w , θ_s et θ_r respectivement la teneur en eau à une succion donnée, la teneur en eau saturée et la teneur en eau résiduelle, e est l'indice des vides, σ est la contrainte de confinement appliquée

II.4 Quantification des courbes de rétention d'eau pour les GSB en hydratation et résultats obtenus

Dans cette section, les méthodologies de mesure de la rétention d'eau pour les GSB existantes dans la littérature sont présentées. Nous allons montrer également la difficulté technique de la mesure de la rétention d'eau dans les GSB à la lueur des techniques utilisées et des résultats obtenus.

II.4.1 Mesure de la rétention d'eau dans les GSB

La succion dans les GSB est une grandeur physique difficile à mesurer ou imposer, et il n'existe pas de méthode permettant de couvrir à elle seule l'étendue de la gamme de succions rencontrées dans les GSB qui peuvent varier entre quelques pascals et plusieurs centaines de méga pascals comme évoqué dans le paragraphe II.3 (Beddoe et al. 2010).

Les différentes études issues de la littérature traitant de la rétention d'eau des GSB en phase d'hydratation ont adopté les techniques suivantes : la méthode des solutions salines saturées, la psychrométrie, la mesure de l'humidité relative, le papier filtre, la translation d'axe et finalement la tensiométrie. Ces études ont été menées dans les travaux de Abuel Naga et Bouazza (2010); Barroso et al. (2006b); Beddoe et al. (2010;2011); Daniel et al. (1993) et Hanson et al. (2013).

Ces travaux sont synthétisés dans le tableau II-2.

Tableau II-2 : Les différentes études antérieures relatives à la détermination des courbes de rétention d'eau des GSB en phase d'hydratation

| Auteurs | Méthode utilisée | Contrainte de confinement (kPa) | Phase hydrique |
|-------------------------------------|---|---------------------------------|---------------------------------|
| <i>Daniel et al. (1993)</i> | Psychrométrie et solutions salines saturées | 0 | Phase d'humidification |
| <i>Barroso et al. (2006b)</i> | Papier filtre | 0 | Phase d'humidification |
| <i>Abuel Naga et Bouazza (2010)</i> | Psychrométrie et capteur d'humidité relative | 50 | Phase d'humidification |
| <i>Beddoe et al. (2011)</i> | Tensiomètre à haute capacité et capteur d'humidité relative | 2 | Phase d'humidification/ séchage |
| <i>Hanson et al. (2013)</i> | Translation d'axe, papier filtre et capteur d'humidité relative | 0 | Phase d'humidification/ séchage |

Ces différentes techniques peuvent être classées en deux types :

- par mesure de la succion ou la connaissance du taux d'humidité (e.x. la psychrométrie, le capteur d'humidité relative, le papier filtre) ;
- par imposition de la succion avec mesure du taux d'humidité (e.x. les solutions salines saturées, la tensiométrie, la translation d'axe).

Ces différentes techniques sont présentées dans les sous sections (II.4.1.1 à II.4.1.6).

II.4.1.1 Les solutions salines saturées

La méthode des solutions salines saturées permet de contrôler l'humidité relative R_H donc la succion totale ψ avoisinant les éprouvettes à travers la loi de Kelvin (équation II-3). Cette technique est idéale pour les cycles de séchage vu qu'elle permet de contrôler des succions supérieures à 4,2 MPa. Elle consiste à placer un échantillon de GSB dans une atmosphère confinée à humidité contrôlée dans un dessiccateur contenant une solution saline saturée et à laisser les transferts d'eau s'effectuer sous phase vapeur jusqu'à la stabilisation de la masse des éprouvettes. Ce contrôle de l'humidité relative permet d'imposer une succion bien définie sur la prise d'essai. Ce mécanisme de transfert de vapeur est assez long et peut durer jusqu'à un mois, voire plus selon la taille de l'échantillon et la valeur de la succion. D'ailleurs, cette technique a été utilisée pour les GSB par *Daniel et al. (1993)* et a nécessité un temps d'équilibre assez long de 66 jours.

II.4.1.2 La psychrométrie

Pour les psychromètres, on mesure l'humidité relative à proximité de l'eau interstitielle du sol non saturé et on en déduit la succion par la loi de Kelvin (équation II-3). L'humidité relative est déterminée par la mesure de la température du point de rosée de l'atmosphère considérée, qui est d'autant plus faible quand l'air est sec. Le psychromètre à thermocouple fonctionne de la façon suivante : dans un premier temps, la jonction du thermocouple est refroidie en dessous du point de rosée et il y a condensation. On laisse ensuite l'évaporation se produire, ce qui entraîne un abaissement de la température au niveau de la jonction et une force électromotrice permet d'accéder à la valeur de l'humidité relative. Il s'agit d'une méthode assez sophistiquée limitée à une succion maximale de 7 MPa (95 % d'humidité relative). Au-delà de cette valeur, les molécules de vapeur d'eau sont trop rares pour parvenir à la condensation. Cette limitation est repoussée dans le cas du psychromètre à miroir, dans lequel la détection de la condensation est réalisée sur un miroir à température contrôlée, sur lequel est projeté un rayon optique dont on analyse la réflexion. Un système électronique complet gère le refroidissement du miroir et identifie l'instant où des gouttes microscopiques perturbent le rayon optique. Des succions de plusieurs dizaines de mégapascals peuvent être ainsi mesurées. Des psychromètres ont été utilisés pour la mesure de l'humidité relative d'éprouvettes de GSB en phase d'hydratation sans confinement par *Daniel et al. (1993)* et sous 50 kPa de contrainte de confinement grâce à un système triaxial par *Abuel Naga et Bouazza (2010)*. Les mesures peuvent prendre jusqu'à 2 semaines pour ces deux études établies pour les GSB.

II.4.1.3 Le capteur capacitif de mesure de l'humidité relative

Ce capteur permet de mesurer une humidité relative variable entre 0,8 et 100 % avec une température variant entre -39,2 jusqu'à +60°C ce qui correspond à des succions comprises dans la gamme 5 MPa $< \psi < 700$ MPa. Le point fort de ce capteur c'est qu'il permet de faire des mesures de l'humidité relative des GSB au bout de 12 h d'après des études menées par *Abuel Naga et Bouazza (2010)*; *Beddoe et al. (2010;2011)* et *Hanson et al. (2013)* pour la détermination des courbes de rétention d'éprouvettes de GSB isolées hermétiquement.

II.4.1.4 Le papier filtre

La méthode du papier filtre est une méthode de mesure de succion simple et pratique pour des succions comprises entre 0,01 et 10 MPa, utilisable dans n'importe quel laboratoire disposant d'un système de pesée précis au 1/10 000e de gramme. La méthode est basée sur l'emploi d'un papier filtre dont la courbe de rétention d'eau a été préalablement déterminée au

laboratoire (courbe d'étalonnage). Une triple épaisseur de papier filtre est mise en contact avec deux éprouvettes de GSB de teneurs en eau connues dont on veut déterminer la succion comme établie par *Barroso et al. (2006b)* et *Hanson et al. (2013)*. L'équilibre de succion entre le papier filtre et l'éprouvette de GSB est atteint au bout de 2 semaines l'équilibre. Afin d'éviter toute évaporation, on peut envelopper l'éprouvette soigneusement d'un sac plastique. On extrait ensuite les papiers filtres et on détermine la teneur en eau de la feuille centrale, non polluée, par une pesée au 1/10 000^e. La connaissance de la teneur en eau et de la courbe de rétention d'eau du papier filtre permet d'accéder à la succion du papier filtre et donc du matériau testé.

II.4.1.5 La tensiométrie

Le principe de la tensiométrie est une méthode de contact reposant sur la mesure/imposition d'une pression négative de l'eau sous tension, analogue, dans son principe, à celle des pressions positives. Il est cependant nécessaire d'utiliser une pierre poreuse céramique fine, qui doit rester saturée à tout niveau de succion, et qui assure la continuité de l'eau entre le sol non saturé et la chambre du capteur, qui, quant à elle, doit rester pleine d'eau. La parfaite saturation de la pierre céramique par de l'eau désaérée est une condition essentielle au bon fonctionnement d'un tensiomètre. La limite classique de 80 kPa, due à l'apparition de la cavitation, a pu être repoussée à une valeur pouvant atteindre 1 500 kPa à travers les tensiomètres à haute capacité. Le principe de ce capteur est de réduire l'épaisseur de la chambre d'eau à une valeur proche du millimètre ; il semble que cette petite épaisseur d'eau réduise la probabilité de trouver un noyau (impureté, sel...) permettant l'initiation de la cavitation. L'intérêt majeur de cette extension est de combler la gamme de mesure de la succion qui existait entre la tensiométrie classique (0 – 80 kPa) et la psychrométrie (> 1 MPa). Pour le cas des GSB, le tensiomètre à haute capacité utilisé par *Beddoe et al. (2010)* et *Beddoe et al. (2011)* est mis en contact direct avec la bentonite constitutive du GSB et le système est isolé hermétiquement afin d'éviter toute évaporation.

II.4.1.6 La translation d'axe

Schofield (1935) a proposé l'extension de la gamme de succion pour les plaques tensiométriques en enfermant l'échantillon d'un sol placé sur une pierre poreuse céramique dans une chambre et en y appliquant une pression d'air. Le point d'entrée d'air de la pierre poreuse céramique doit être supérieur à la valeur de succion mesurée (en général 500 kPa, mais il y a aussi des céramiques de 1500 kPa). En d'autres termes, les pores de la pierre poreuse doivent être suffisamment petits pour qu'ils ne soient pas désaturés par la pression

maximale d'air appliquée dans la cellule. La loi de Jurin montre qu'une céramique capable de contenir une pression maximale de 500 kPa devra avoir des rayons de pore inférieurs à 0,29 mm. La technique de translation d'axe par pierre céramique a été utilisée pour déterminer la courbe de rétention des GSB par *Hanson et al. (2013)*. Il est nécessaire que le contact entre l'échantillon de sol à tester et l'élément poreux soit de très bonne qualité pour faciliter la continuité de la phase liquide entre l'échantillon et la pierre poreuse fine. Il en résulte que la pression d'eau est maintenue nulle au sein de l'échantillon ($u_w = 0$ MPa). La pression d'air étant fixée à une valeur positive supérieure à la pression d'eau. *Southern et Rowe (2007)* ont utilisé la translation d'axe par membrane cellulosique pour la détermination des courbes de rétention sur des cycles de séchages de GSB et ont imposé artificiellement des valeurs de succion positives jusqu'à ce que l'équilibre soit atteint, ce qui se produit en quelques jours pour des échantillons centimétriques. Une fois l'équilibre atteint, la pression est relâchée et les échantillons sont extraits rapidement de la cellule avant de déterminer par pesée leurs teneurs en eau sous la succion imposée.

Suite à ces définitions, ces différentes techniques peuvent également être classées selon le mode de contact avec l'éprouvette, selon que le contact soit par phase vapeur ou par phase liquide :

- par phase vapeur généralement pour les fortes valeurs de succions supérieures à 100 kPa (e.x. la méthode des sels saturés, les capteurs d'humidité relative, les psychromètres), on contrôle par conséquent la succion totale en imposant un état d'humidité bien déterminé au voisinage de l'éprouvette. C'est une méthode dite sans contact ;
- par phase liquide qui est la plus utilisée comme la tensiométrie, le papier filtre ou la translation d'axe où l'on contrôle la succion matricielle. Néanmoins, cette méthode requiert une continuité de la transmission hydrique entre le système de mesure/contrôle de la succion et l'éprouvette. C'est une méthode dite de contact.

II.4.2 Difficulté technique de la mesure de la rétention d'eau dans les GSB

Nous avons représenté dans le cadre de cette thèse la gamme de succions des différentes techniques par rapport à la gamme de succion propres aux GSB (figure II-5).

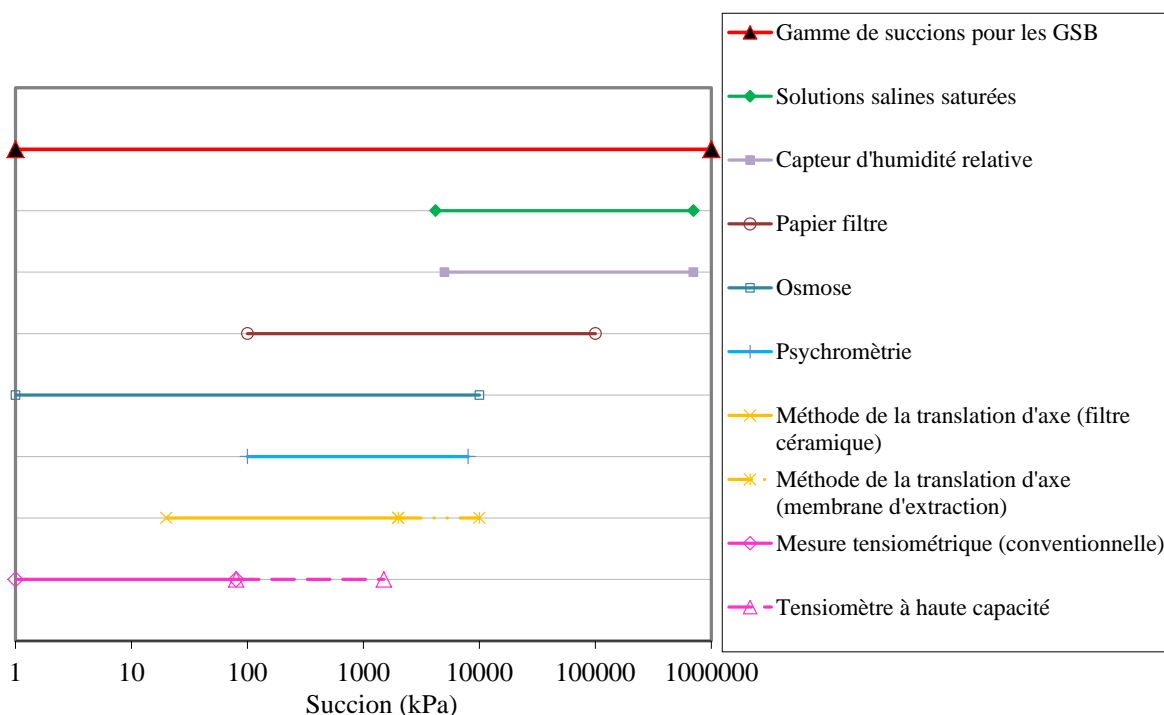


Figure II-5 : Techniques de mesure/imposition de la succion applicables aux GSB adapté de Likos et Lu (2003)

En regardant la figure II-5, on notera la nécessité de combiner au minimum deux méthodes de mesure imposition de la succion avec au moins une méthode par phase liquide (de contact) afin de couvrir toute la gamme de succions propres des GSB.

Qui plus est nous avons évoqué dans la partie II.3 le contraste de comportement en rétention d'eau entre la bentonite et le géotextile. Ce dernier devient donc imperméable lorsque la bentonite s'hydrate. Cependant les systèmes de mesure/ imposition de la succion par phase liquide requièrent une continuité de transmission hydrique avec les éprouvettes de GSB. La présence du géotextile peut donc empêcher la continuité du contact entre le système de mesure/imposition de la succion et la bentonite.

Cette difficulté technique est probablement l'une des causes du manque de données expérimentales relatives au comportement des GSB non saturés, tant en termes de transfert d'eau et d'air en phase d'hydratation que mécanique lors de la présence des surcharges de confinement. En effet, malgré l'importance de la quantification des courbes de rétention des GSB dans la caractérisation des propriétés hydromécaniques de la barrière, *Beddoe et al. (2010)* ont évoqué ce manque de documentation et ont fourni un résumé des difficultés et des verrous scientifiques vis-à-vis de la détermination des courbes de rétention d'eau des GSB sous confinement à travers les éléments suivants :

- la difficulté de construire la courbe de rétention pour un matériau composite comme le GSB dont les matériaux comportent des comportements en rétention d'eau très contrastés comme évoqué dans la partie II.3 ;
- la limite des méthodes expérimentales qui ne permettent pas de balayer la totalité de la gamme des suctions du GSB d'où la nécessité de combiner au moins 2 voire trois méthodes en vue de décrire le comportement hydraulique complet du GSB en rétention de façon continue.

Nous avons identifié, dans le cadre de cette thèse une limite supplémentaire : la difficulté de reproduire les conditions réelles d'utilisation du GSB sous les contraintes de confinement générées par les déchets. Celles-ci peuvent dépasser 300 kPa pour une hauteur de déchets supérieure à 30m d'où la difficulté d'instrumenter un essai qui mesure/ et ou impose la succion tout en imposant une contrainte de confinement.

Nous allons montrer dans la partie II.4.3 les avantages et les limites des techniques de détermination de la courbe de rétention d'eau utilisées. Nous présenterons également les principaux résultats de rétention d'eau obtenus en fonctions de différents paramètres (la structure du GSB, la contrainte de rétention ainsi que les cycles d'humidification-séchage) qui nous semblent importants à évoquer dans cette partie vu que l'on va travailler dessus dans les parties 2 et 3.

II.4.3 Principaux résultats relatifs à la détermination des courbes de rétention d'eau des GSB

II.4.3.1 Avantages et limites des techniques utilisées

Les différentes études antérieures relatives à la détermination des courbes de rétention à travers les GSB durant le chemin d'hydratation ont essentiellement mis en évidence que :

- l'utilisation des solutions salines saturées pour le contrôle de l'humidité avoisinant l'éprouvette de GSB s'avère être une technique fiable pour la détermination des courbes de rétention d'eau des GSB. Cette technique permet, en effet, de s'affranchir de la barrière capillaire provoquée par le géotextile en contact avec la bentonite puisque l'on contrôle l'humidité relative avoisinant l'éprouvette de GSB. Cependant cette technique requiert l'usage de différents sels pour lesquels le temps d'équilibre peut être très long et peut même dépasser les trois mois pour le cas des bentonites (*Tang et Cui, 2005*) ;
- la technique de détermination des courbes de rétention d'eau des GSB par papier filtre réalisée par *Barroso et al. (2006b)* et *Hanson et al. (2013)* est une bonne méthode pour acquérir les paramètres non saturés à court terme. Cependant les résultats obtenus présentent une grande dispersion. Ceci a été expliqué par le fait que les éprouvettes de GSB ont été supposées identiques (masses surfaciques identiques) au début de l'essai

ce qui n'était pas nécessairement le cas et que des moisissures ont été observées sur les papiers filtre ce qui pourrait fausser les résultats ;

- la méthodologie adoptée par *Beddoe et al. (2010)* et *Beddoe et al. (2011)* reposant sur l'utilisation d'un tensiomètre à haute capacité et d'un capteur d'humidité relative. contourne la discontinuité hydraulique entre le géotextile et la bentonite. Concernant les résultats obtenus, les auteurs ont insisté sur le fait que cette méthodologie s'adapte aussi bien aux cycles d'humidification qu'aux cycles de séchage. Cependant, les auteurs ont constaté une dispersion considérable des données sur les grandes succions. Ils l'ont attribué à la difficulté d'assurer un bon contact entre le tensiomètre et la bentonite. Par ailleurs, une plage sans mesures est présente pour des succions comprises entre 1500 et 10 000 (figure II-6) ;
- le développement d'un appareil triaxial modifié associé à un système interchangeable composé de deux capteurs de mesure de la succion sur les GSB (psychromètre thermocouple avec un capteur d'humidité relative) réalisé par *Abuel Naga et Bouazza (2010)* est très pertinent pour les cycles d'humidifications sous contraintes. L'avantage de cette méthode consistait à pouvoir suivre en complément de la succion, les teneurs en eau et la température des échantillons. Le principal souci de cette méthode est la grande sensibilité des psychromètres aux fluctuations de température. Ceci peut modifier de façon importante des résultats de mesure psychrométriques et par conséquent la succion mesurée. Il faut donc contrôler en permanence la température dans l'environnement avoisinant les éprouvettes de GSB. De plus la calibration du psychromètre pour l'étalonnage de la succion pour les GSB a induit une restriction sur la gamme de succion qui était de 0,2 à un peu plus de 1 MPa ;
- la méthode de translation d'axe a été adaptée par *Hanson et al. (2013)* sur des cycles d'hydratation-séchage et bien avant par *Southen et Rowe (2007)* sur des cycles de séchage des GSB. Une grande dispersion des résultats a été également enregistrée sans doute à cause de la perte de continuité hydrique entre le système de contrôle de la succion et la bentonite générée par le géotextile.

D'après ce retour d'expérience relatif aux différentes méthodes de détermination des courbes de rétention d'eau des GSB, on voit bien la nécessité d'utiliser plutôt une méthode permettant de contourner les différentes problématiques relatives à l'hétérogénéité du comportement du GSB. Nous présentons par la suite les différents résultats de rétention d'eau réalisés sur les GSB en phase d'humidification.

II.4.3.2 Synthèse des résultats de rétention d'eau existants pour les GSB

II.4.3.2.1 Effet de la structure du GSB

L'étude paramétrique réalisée par *Barroso et al. (2006b)* à partir du modèle de van Genuchten a révélé que le type de bentonite, sodique ou calcique, n'avait pas d'influence significative sur la rétention d'eau. Pour compléter cette étude, *Beddoe et al. (2010)* et *Beddoe et al. (2011)* ont tenté également de comparer les courbes de rétention de différents types de GSB (structures et composants) mais également avec différentes bentonites. Les auteurs ont montré que :

- les GSB possédant des liaisons lâches (aiguilletage) montraient des teneurs en eau au moment de l'hydratation plus importantes que les GSB renforcés ou thermoliés. Ceci est logique si l'on considère qu'un moindre confinement naturel par les fibres autorise plus de prise d'eau et de gonflement de la bentonite (figure II-6) ;
- pour le deuxième point, les GSB et les bentonites s'apparentaient bien du point de vue rétention d'eau sous de fortes succions ($10\ 000\ \text{kPa} < \psi < 35\ 000\ \text{kPa}$). Cependant, les bentonites présentaient des teneurs en eau largement plus élevées pour la même succion comparées à un GSB. Ce phénomène est lié à la présence des géotextiles et des fibres de liaison au sein du GSB qui lui confèrent un auto-confinement et restreint le gonflement de la bentonite (figure II-7).

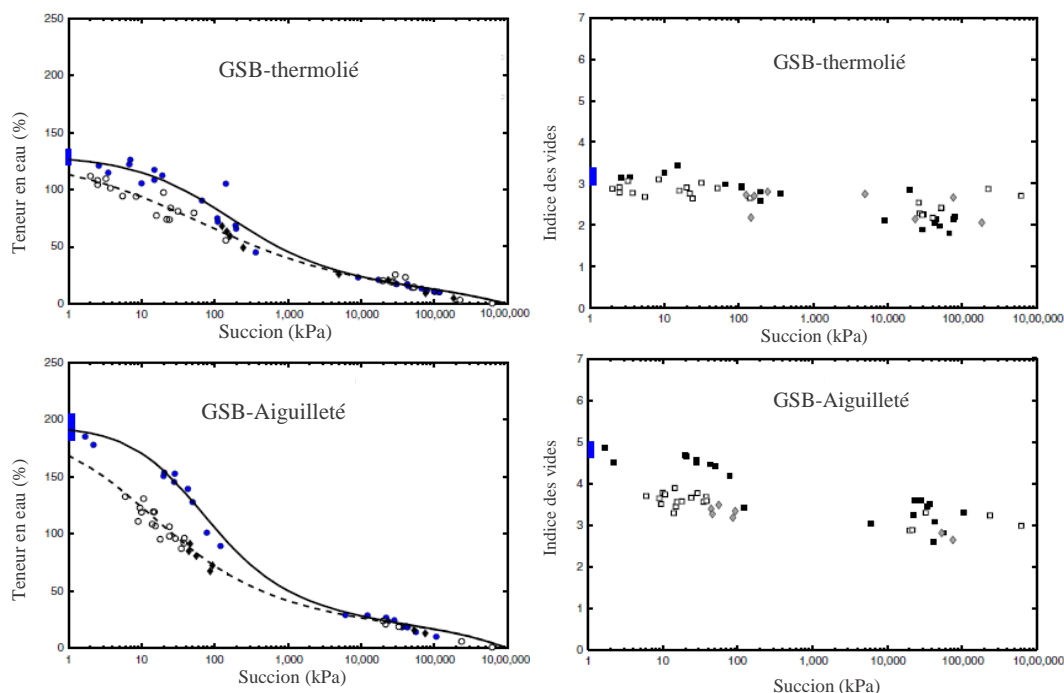


Figure II-6 : Caractéristiques de la rétention d'eau d'un GSB thermolié et d'un GSB aiguilleté en termes de : (a) teneur en eau et de : (b) indices des vides (Beddoe et al., 2011)

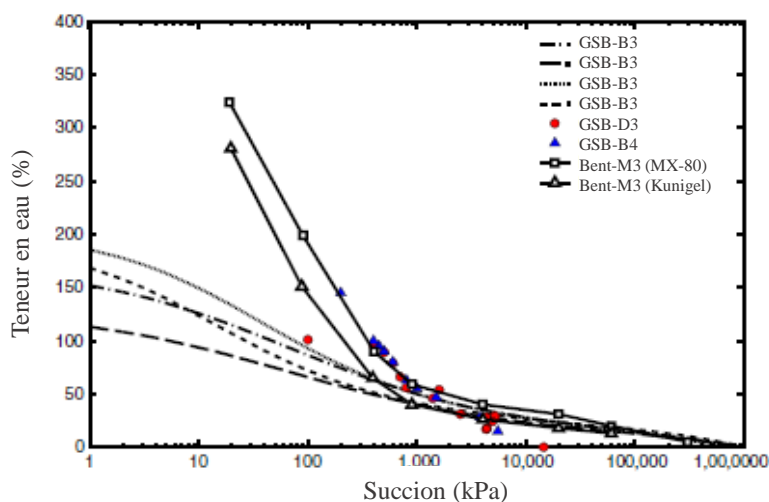


Figure II-7 : Comparaison entre les courbes de rétention obtenues pour : (i) les GSB par Beddoe et al. (2011) (B3) ; Daniel et al. (1993) et Barroso et al. (2006b) (B4) et (ii) pour les bentonite par Marcial et al. (2002)(M3) (d'après Beddoe et al. (2011))

II.4.3.2.2 Effet des cycles d'hydratation-séchage

La comparaison entre les chemins d'hydratation-séchage pour différents types de GSB montre une amplitude d'hystérésis assez prononcée pour les faibles valeurs de succions (1 kPa à 500 kPa) contrairement aux fortes valeurs où l'amplitude de l'hystérésis était moins prononcée (Beddoe et al., 2011). Ces auteurs ont également montré que l'amplitude de

l'hystérésis était fonction du type de GSB testé. En effet, les GSB les plus confinés lors du processus d'hydratation (thermoliés ou renforcés) présentaient une moindre variabilité du comportement (hystérésis) en rétention d'eau entre les chemins d'hydratation-séchage. Cela témoigne d'un comportement plus stable par rapport au cas des GSB aiguilletés ou cousus où le liaisonnement entre le géotextile et la bentonite est plus lâche. *Hanson et al. (2013)* ont investigué également la courbe de rétention des GSB en prenant en compte l'historique du GSB en relation avec les sollicitations climatiques et l'alternance des cycles d'hydratation-séchage. Ils ont noté que l'amplitude de l'hystérésis entre les courbes de d'hydratation et celles du séchage diminuait avec l'augmentation du nombre de cycles ce qui prouve une certaine stabilisation des déformations volumiques durant la durée de vie du produit. Les auteurs se sont donc penchés sur la macro-microstructure en relation avec la distribution de la taille des grains et ont réussi à montrer une augmentation de la taille des pores de la bentonite constitutive du GSB ainsi qu'une non uniformité de la structure induites par les cycles d'hydratation séchage.

II.4.3.2.3 Effet de la contrainte de confinement

Une unique étude expérimentale a été effectuée par *Abuel Naga et Bouazza (2010)* pour caractériser la courbe de rétention d'eau d'un GSB en mode d'hydratation sous l'application de 50 kPa de confinement. Les auteurs ont comparé leurs résultats avec les résultats de *Barroso et al (2006b)* sans contrainte de confinement. Ils ont montré une modification significative des propriétés de rétention d'eau sous l'application d'un confinement avec de plus faibles capacités de prise d'eau dû à la contrainte de confinement. Cette dernière réduisait considérablement les capacités de gonflement de la bentonite dans les GSB. Ce résultat montre l'intérêt de prendre en compte le confinement dans la caractérisation de la rétention d'eau pour les GSB en hydratation. Néanmoins aucune différence significative n'a été observée à des succions supérieures à 10 MPa entre les GSB et la bentonite. Pour autant, cette étude n'a pas été conduite sur une large gamme de contrainte de confinement représentative des surcharges pouvant réellement être appliquées au GSB (pouvant être supérieure à 200 kPa).

II.5 Conclusion

Dans la recherche des propriétés de la rétention d'eau du GSB pour la barrière d'ISDnD, un manque de données important est décelé à l'égard de la caractérisation de l'hydratation sous confinement des GSB. En effet, certaines des techniques de détermination des courbes de rétentions se sont avérées non adaptées aux GSB (la psychrométrie, la tensiométrie ou la

méthode du papier filtre). Un vrai challenge est décelé sur le fait de vouloir développer une stratégie de détermination des courbes de rétention des GSB qui :

- couvre toute la gamme de succions des GSB qui peut varier entre quelques pascals et plusieurs centaines de méga pascals ;
- respecte son caractère hétérogène (en relation avec la barrière hydraulique que constitue le géotextile) ;
- reproduit le confinement réellement généré par les surcharges des déchets en appliquant une contrainte mécanique.

Le chapitre IV présentera la méthodologie adoptée dans ce travail de thèse en vue de caractériser la rétention d'eau des GSB sous plusieurs contraintes de confinement représentatives des poids de déchets. Le comportement du GSB en hydratation sous contrainte va être également conditionné par la présence de la GM. Nous allons nous pencher dans le chapitre III sur le comportement de l'ensemble de l'étanchéité composite GM-GSB face à une problématique de présence de défauts dans la GM. Une synthèse des différentes approches existantes dans la littérature relatives à la quantification des transferts advectifs dans les étanchéités composites est donnée.

CHAPITRE III-ETAT DE L'ART : QUANTIFICATION DES TRANSFERTS ADVECTIFS DANS LES ETANCHEITES COMPOSITES DANS LE CAS DE L'EXISTENCE D'UN DEFAUT DANS LA GEOMEMBRANE

III.1 Introduction

Les GM mises en place en fond d'ISDnD ne sont pas exemptes de défauts, comme nous l'avons vu dans le chapitre I. On désigne par le terme défaut une non continuité entraînant un transfert advectif entre les deux faces de la GM, quelle qu'en soit l'origine (soudure défectueuse ou origine mécanique). Ces défauts représentent des passages préférentiels d'écoulement pour tous les composés, organiques et inorganiques, contenus dans les lixiviats. Afin de prendre conscience de l'enjeu environnemental des transferts à travers les étanchéités composites GM-GSB, de nombreux travaux ont tenté de prédire le comportement hydraulique des étanchéités composites GM-GSB lié à l'existence de défauts dans la GM. La première approche fut expérimentale in situ à l'échelle d'un casier d'ISDnD mais également au laboratoire dans des conditions mieux maîtrisées ce qui a permis de fournir des mesures de débits de fuite en connaissant parfaitement les paramètres du système étudié. Cette approche a permis également de donner de précieux renseignements sur la physique des écoulements tout en servant de base à l'édification de la modélisation mathématique des écoulements dans les étanchéités composites. L'expérimentation a permis d'aboutir au développement de solutions analytiques. Celles-ci, ont été complétées par des équations empiriques dont le développement a paru nécessaire au vu de la complexité de la géométrie d'une étanchéité composite sur le terrain. Une dernière approche, numérique, consiste à simuler le comportement hydraulique de l'étanchéité composite en prenant en compte des états de saturation variable des composants de la barrière passive. La présentation du principe des différentes approches et des principaux résultats qui en découlent sont résumés dans ce chapitre en présentant les limites de ces approches. Une présentation d'une méthodologie et d'un plan de travail sont énoncés en dernier lieu, qui justifient les travaux réalisés en matière de quantification des transferts advectifs dans les étanchéités composites dans le cadre de cette thèse.

III.2 Approche expérimentale

III.2.1 Les méthodes de mesure du débit de fuite à travers les étanchéités composites

Deux approches expérimentales ont été utilisées pour quantifier les transferts advectifs dans les étanchéités composites.

La première approche consistait à réaliser cette quantification à l'échelle d'un casier d'installation de stockage de déchets (*Berroy et al., 1997; Bonaparte et al., 2002; Bonaparte et Gross, 1993; Bonaparte et al., 1996; Feeney et Maxson, 1993; Gross et al., 1990; Tedder, 1997; Touze-Foltz et al., 2002b*). Cette quantification nécessite la mise en place d'une double étanchéité. L'étanchéité secondaire permettant en théorie de collecter les fuites à travers l'étanchéité primaire, située au contact direct des lixiviats. Cependant, cette méthodologie présente de nombreux inconvénients. Parmi ceux-ci il faut noter que l'on ne dispose pas de l'assurance de ne collecter que les fuites, car des entrées d'eau parasites, ou l'eau de consolidation de l'étanchéité primaire lorsque celle-ci comporte une couche d'argile, vont être collectées pendant et à l'issue de la phase de remplissage du casier par les déchets. Qui plus est, le positionnement et la forme des défauts éventuels dans la GM ne sont pas connus, ce qui rend très difficile l'interprétation des débits collectés.

La seconde approche consistait à réaliser des expérimentations de laboratoire en conditions mieux contrôlées qu'in situ et à quantifier pour un défaut convenablement décrit dans la GM le débit résultant. De telles expérimentations ont été réalisées à la fois pour les étanchéités composites type GM-argile avec ou sans géotextile à l'interface (*Brown et al., 1987; Cartaud et Touze-Foltz, 2004; Chai et al., 2005; Fukuoka, 1986; Touze-Foltz, 2002*) et pour des étanchéités composites GM-GSB (*Barroso et al., 2010; Barroso et al., 2006; Barroso et al., 2008; Barroso et al., 2006a; Estornell et Daniel, 1992; Harpur et al., 1993; Koerner et Koerner, 2002; Mendes et al., 2010; Rowe et Abdellaty, 2013; Touze-Foltz, 2002*) sur des cellules d'expérimentations hydrauliques de dimensions décimétriques ou métriques dans lesquelles une étanchéité composite de fond d'installation de stockage de déchets est reconstituée. Nous allons nous limiter dans cette description bibliographique aux données relatives aux expérimentations de quantification des débits de fuite à travers les étanchéités composites GM-GSB, qui sont au cœur de ce travail de thèse.

Les premiers dispositifs expérimentaux dédiés à la quantification des débits de fuite à travers les étanchéités composites GM-GSB ont été conçus par *Estornell et Daniel (1992)* et *Harpur et al. (1993)*. Ces auteurs ont tenté de mesurer le débit de fuite qui s'écoule à travers une GM surmontant un GSB et de quantifier la transmissivité d'interface résultante au moyen d'un réservoir et d'un perméamètre respectivement. Cependant, ces deux modèles expérimentaux ne sont pas représentatifs de la réalité pour les raisons suivantes :

- l'absence de la couche support du GSB qui permettrait vraisemblablement d'instaurer une hydratation initiale du GSB et d'influencer les transferts ;

- l'application homogène de la contrainte de confinement schématisant les déchets contrairement à ce qui se passerait en réalité où le confinement est appliqué d'une manière très hétérogène par l'intermédiaire de la couche drainante granulaire.

Des améliorations des cellules expérimentales ont donc vu le jour. Dans le cadre de cette thèse, nous avons utilisé la cellule décimétrique de 0,2 m de diamètre intérieur développée par *Touze-Foltz (2001)* et utilisée par (*Barroso et al., 2010; Barroso et al., 2008; Barroso et al., 2006a; Mendes et al., 2010; Touze-Foltz et al. (2002)*) (figure III-1). Celle-ci comprend une couche d'argile compactée de quelques centimètres d'épaisseur en vue de reproduire la couche de sol support, un GSB et une GM. Une plaque en résine comportant des inclusions granulaires permet de simuler la couche drainante granulaire et de recréer la distribution hétérogène de la contrainte de confinement comme dans un cas réel.

La figure III-2 schématise la cellule de mesure du débit de fuite à l'échelle métrique utilisée par *Barroso et al. (2006)* et *Touze-Foltz et al. (2006a)*, celle-ci présente un diamètre métrique afin de s'affranchir des effets de bords et de considérer l'effet de l'échelle de mesure par rapports à la cellule décimétrique. Pour simuler la couche d'argile compactée dans cette cellule métrique, une plaque d'élastomère peut être utilisée comme substitut (*Gaillard et al., 2011*). Le GSB et la GM présentant un défaut sont ensuite installés, recouverts par une couche de gravier 20/40 mm et soumis à une contrainte de confinement grâce à une presse. Plus récemment, *Rowe et Abdellaty (2013)* ont développé une cellule de 0,6 m de diamètre afin de simuler le débit de fuite à travers une étanchéité composite GM-GSB surmontant une couche de limon argileux. Cependant le système d'étanchéité a été inversé (GM sous le GSB et alimentation hydraulique par le dessous de la cellule). Pour autant, cette inversion n'aura aucun impact, selon les auteurs, sur les volumes d'eau infiltrés tant que la couche de limon argileux est saturée. La détermination des débits de fuite et de la transmissivité d'interface issue de l'expérimentation est présentée par la suite (paragraphe III.3.2).

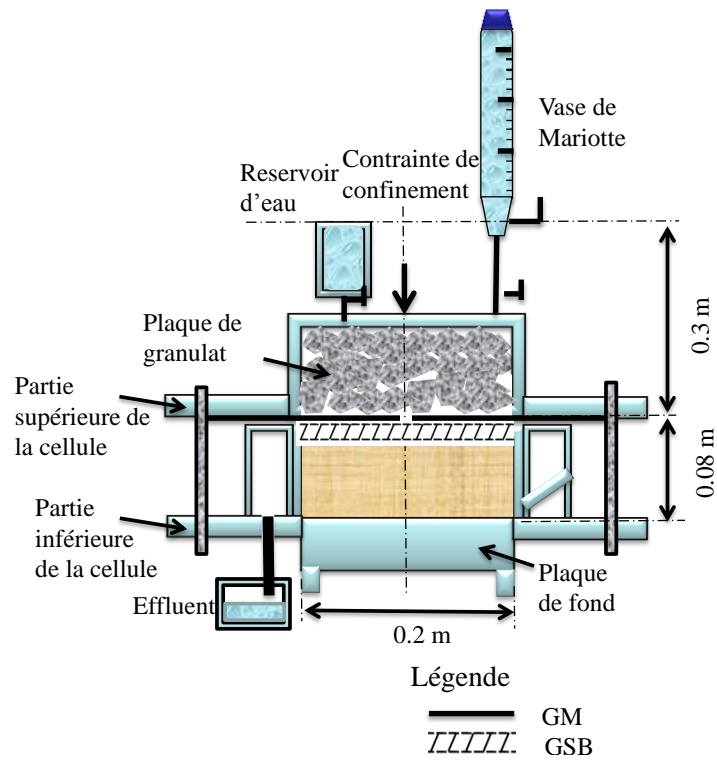


Figure III-1 : Dispositif expérimental de mesure du débit de fuite à travers une étanchéité composite GM-GSB à l'échelle décimétrique (Mendes et al., 2010)

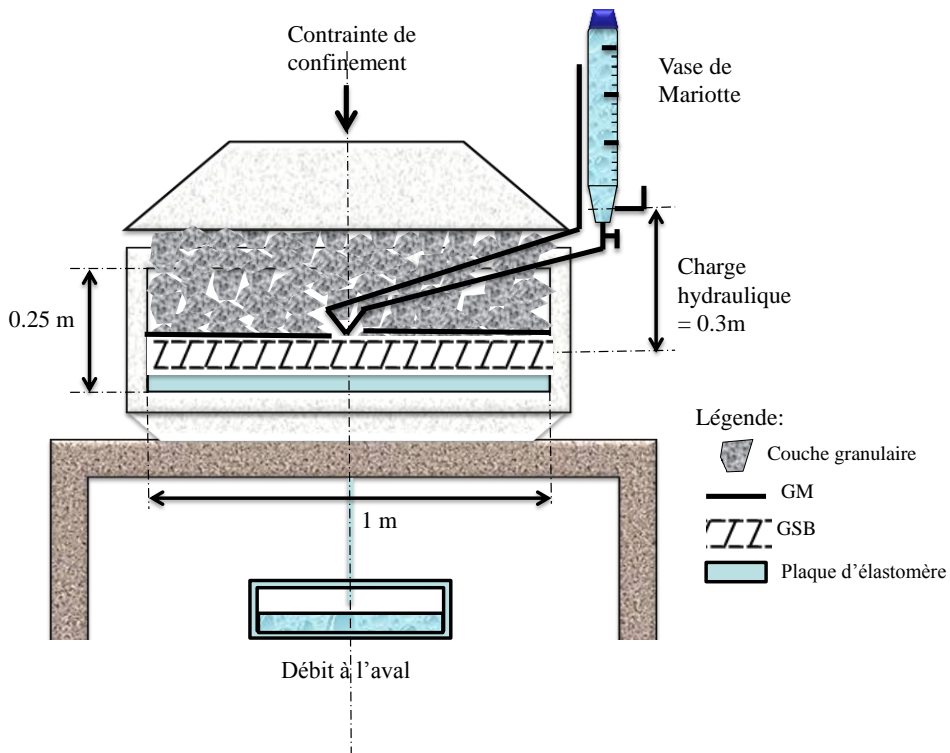


Figure III-2 : Dispositif expérimental de mesure du débit de fuite à travers une étanchéité composite GM-GSB à l'échelle métrique (Barroso et al., 2006a)

III.2.2 Détermination expérimentale du débit de fuite

Dans toutes ces expérimentations, la mesure du débit de fuite dans l'étanchéité composite Q s'effectue en imposant une contrainte de confinement et une charge hydraulique d'eau ou de lixiviat sur le défaut. Pour *Estornell et Daniel (1992)* et *Rowe et Abdellaty (2013)*, le liquide passant à travers l'étanchéité composite était collecté à l'aval et pesé afin d'en déduire le débit d'eau ayant traversé l'étanchéité composite. Dans les expérimentations de *Harpur et al. (1993)*, la mesure du débit de fuite a été réalisée selon deux méthodes différentes ; (i) à charge constante de 0,3 m et (ii) à charge décroissante depuis une charge initiale de 0,325 m.

Pour *Barroso et al. (2010)*; *Barroso et al. (2008)*; *Barroso et al. (2006a)*; *Mendes et al. (2010)* et *Touze-Foltz (2002)*, la mesure du débit peut être réalisée par collecte du liquide à l'aval hydraulique de l'interface lorsque de forts débits sont obtenus. Lorsque cette mesure n'était plus possible, suite à une décroissance importante des débits, les débits étaient mesurés à l'amont hydraulique de la cellule par l'intermédiaire d'un vase de Mariotte. Les auteurs mesuraient alors le débit total qui s'infiltrait dans l'étanchéité composite.

Ces expérimentations de mesure du débit de fuite à travers les étanchéités composites permettent de renseigner sur la physique des écoulements et permettent de prédire les débits de fuite et la transmissivité d'interface selon différentes conditions d'essai et jeux de paramètres. Ces différents résultats issus de l'expérimentation sont présentés dans le paragraphe III.2.4.

III.2.3 Mécanismes de transferts dans les étanchéités composites

III.2.3.1 Mécanisme des transferts issus de l'expérimentation

Les expérimentations de mesure du débit de fuite à travers les étanchéités composites ont permis d'obtenir le modèle d'écoulement présenté dans la figure III-3.

Dans une GM, le liquide qui traverse le défaut va s'écouler sous l'action du gradient de charge hydraulique sur une surface d'infiltration dans l'espace appelé interface avant de s'infiltrer dans le GSB (figure III-3). Le terme interface désigne l'espace existant entre la surface supérieure de la barrière de sécurité passive et la surface inférieure de la GM.

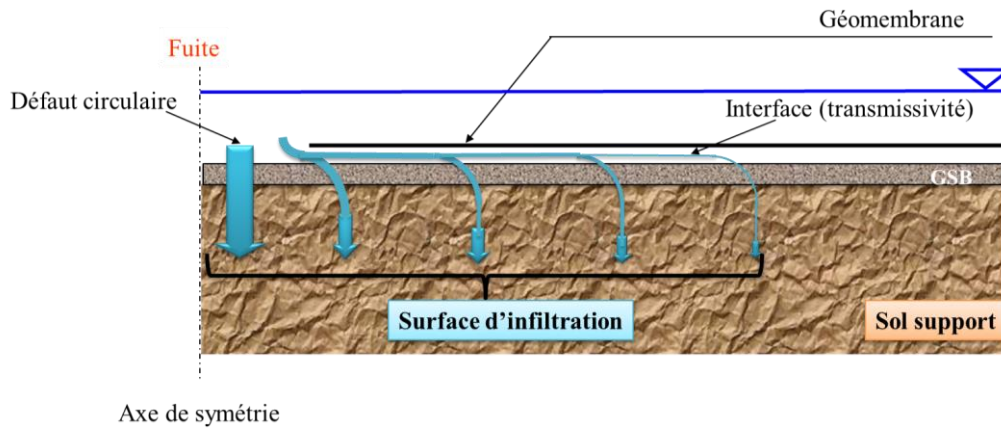


Figure III-3 : Ecoulement dans une étanchéité composite (Brown et al., 1987)

Les différentes études antérieures relatives à la quantification expérimentale des débits de fuite liées aux transferts advectifs à travers les étanchéités composites GM-GSB ont essentiellement permis de mettre en évidence :

- la diminution progressive du débit de fuite et de la taille de la surface d'infiltration dans l'étanchéité composite au cours du temps ;
- l'existence de deux régimes d'écoulement : un régime d'écoulement transitoire et un régime d'écoulement permanent ;
- le fait que le débit de fuite et l'étendue de la surface d'infiltration sont conditionnés par la qualité du contact. Cette dernière peut être exprimée à l'aide de la transmissivité de l'interface θ entre la GM et le GSB. La transmissivité d'interface est présentée dans le paragraphe III.2.3.2.

III.2.3.2 Evaluation de la transmissivité d'interface

La transmissivité d'interface θ désigne le flux d'eau qui s'écoule par unité de largeur sous l'action du gradient hydraulique. Elle est fonction de l'ouverture de l'interface. Comme nous le verrons dans le paragraphe III.3, c'est un des paramètres permettant de calculer le débit de fuite à partir des solutions analytiques. Le terme ouverture, emprunté aux milieux fracturés, désigne la distance séparant la surface inférieure de la GM de la surface supérieure de la barrière passive, mesurée verticalement. On préférera ce terme à celui d'épaisseur, car l'interface n'est pas un matériau mais un vide. La transmissivité d'interface est obtenue en intégrant l'équation de Navier-Stokes entre deux plans parallèles (Brown et al., 1987; Giroud et Bonaparte, 1989). Elle s'obtient sous la forme donnée par l'équation III-1 :

$$\theta = \frac{\rho g s^2}{12 \eta} \quad \text{Équation III-1}$$

Avec

- θ : la transmissivité d'interface ($\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$) ;

- ρ : la densité du liquide percolant (kg.m^{-3}) ;
- g : l'accélération de la pesanteur (m.s^{-2}) ;
- s : l'espace séparant la GM du GSB (m) ;
- η : la viscosité du liquide ($\text{kg.m}^{-1}.\text{s}^{-1}$).

Elle peut également être évaluée en utilisant les solutions analytiques développées par *Rowe (1998)* et *Touze-Foltz et al. (1999)* qui seront évoquées dans le paragraphe III.3.

Les expérimentations de mesure du débit de fuite et de quantification de la transmissivité d'interface à travers les étanchéités composites ont montré l'influence de différents paramètres (hydrauliques, mécaniques, physicochimique) sur l'évolution des transferts durant le régime transitoire et permanent. Cet aspect va être détaillé dans le paragraphe III.2.4.

III.2.4 Paramètres affectant le comportement hydraulique de l'étanchéité composite

Différents auteurs ont essayé d'évaluer l'effet du facteur échelle ainsi que l'effet de certains paramètres, hydrauliques (charge hydraulique, préhydratation), chimiques (échanges cationiques, nature de la bentonite) et mécaniques (structure du GSB ou son mode d'assemblage, contrainte de confinement, état de surface de la GM) sur les performances hydrauliques des étanchéités composites GM-GSB en terme de débits de fuite et de transmissivité d'interface lors de l'existence d'un défaut sur la GM. Le tableau III-1 regroupe les différents résultats de mesure du débit de fuite et de quantification de la transmissivité d'interface à travers les étanchéités composites en fonction des conditions d'essais.

Tableau III-1 : Synthèse bibliographique des résultats expérimentaux de mesure des débits de fuite à travers les étanchéités composites GM-GSB pour une cellule axisymétrique et un défaut circulaire

| Auteurs | Nature du contact GM-GSB | Conductivité hydraulique (m.s ⁻¹) | Charge hydraulique (m) | Diamètre du défaut (mm) | Contrainte de confinement (kPa) | Débit de fuite (m ³ .s ⁻¹) | Transmissivité d'interface (m ² .s ⁻¹) |
|-----------------------------------|--------------------------|---|------------------------|-------------------------|---------------------------------|---|---|
| <i>Estornell et Daniel (1992)</i> | - | - | 0,3 | - | 8-10 | - | - |
| <i>Harpur et al. (1993)</i> | L-NP-B | - | 0-0,3 | 7,6 | 7-70 | - | 2×10 ⁻¹² |
| | L-T-NP-B | - | 0-0,3 | 7,6 | 7 | - | 3×10 ⁻¹¹ /2×10 ⁻¹⁰ |
| | L-T-NP-B | - | 0-0,3 | 7,6 | 70 | - | 6×10 ⁻¹² /10 ¹⁰ |
| | L-NT-NP-B | - | 0-0,3 | 7,6 | 7 | - | 10 ⁻¹⁰ |
| | L-NT-NP-B | - | 0-0,3 | 7,6 | 70 | - | 8×10 ⁻¹¹ |
| <i>Koerner et Koerner (2002)</i> | - | - | 0,025-0,6 | 3,6 | 35 | ~ 3×10 ⁻¹¹ | - |
| | - | - | 0,025-0,6 | 0,1 | 35 | ~ 3×10 ⁻¹¹ | - |
| | - | - | 0,025-0,6 | 0,1 | 35 | ~ 3×10 ⁻¹¹ | - |
| | - | - | 0,025-0,6 | 0,1 | 35 | ~ 3×10 ⁻¹¹ | - |
| <i>Touze-Foltz et al. (2002)</i> | L-T-NP-B | 3×10 ⁻¹¹ | 0,3 | 3 | 7 | 3,18×10 ⁻¹⁰ | 7,05×10 ⁻¹⁰ |
| | L-T-P-B | 1×10 ⁻¹¹ | 0,3 | 3 | 50 | 2,08×10 ⁻¹¹ | 4,54×10 ⁻¹¹ |
| | L-T-P-B | 1×10 ⁻¹¹ | 0,3 | 3 | 50 | 3,87×10 ⁻¹¹ | 8,50×10 ⁻¹¹ |
| | L-T-P-B | 1×10 ⁻¹¹ | 0,3 | 3 | 50 | 5,81×10 ⁻¹¹ | 1,28×10 ⁻¹⁰ |
| | L-T-P-B | 3×10 ⁻¹¹ | 0,3 | 3 | 50 | 5,25×10 ⁻⁹ | 1,16×10 ⁻⁸ |
| | L-T-P-B | 3×10 ⁻¹¹ | 0,3 | 3 | 50 | 3,52×10 ⁻¹¹ | 7,74×10 ⁻¹¹ |
| <i>Barroso et al. (2006a)</i> | L-NT-NP-B | ≤ 5×10 ⁻¹¹ | 0,3 | 4 | 50 | 1,0×10 ⁻¹¹ | 2,3×10 ⁻¹¹ |
| | L-NT-NP-B | ≤ 5×10 ⁻¹¹ | 1,2 | 4 | 50 | 1,310 ⁻¹⁰ | 7,310 ⁻¹¹ |
| | L-NT-NP-B | ≤ 5×10 ⁻¹¹ | 0,3 | 4 | 200 | 1,0×10 ⁻¹¹ | 2,2×10 ⁻¹¹ |
| | L-NT-NP-B | ≤ 5×10 ⁻¹¹ | 1,2 | 4 | 200 | 7,0×10 ⁻¹¹ | 3,9×10 ⁻¹¹ |
| | L-NT-P-B | ≤ 5×10 ⁻¹¹ | 0,3 | 4 | 50 | 5,0×10 ⁻¹¹ | 1,1×10 ⁻¹⁰ |
| | L-NT-P-B | ≤ 5×10 ⁻¹¹ | 1,2 | 4 | 50 | 1,7×10 ⁻¹⁰ | 9,4×10 ⁻¹¹ |
| | L-NT-P-B | ≤ 5×10 ⁻¹¹ | 0,3 | 4 | 200 | 2,9×10 ⁻¹² | 6,5×10 ⁻¹² |
| | L-NT-P-B | ≤ 5×10 ⁻¹¹ | 1,2 | 4 | 200 | 5,3×10 ⁻¹² | 2,9×10 ⁻¹² |
| | L-NT-NP-B | ≤ 5×10 ⁻¹¹ | 0,3 | 4 | 50 | 1,1×10 ⁻¹¹ | 2,5×10 ⁻¹¹ |
| | L-T-NP-B | ≤ 5×10 ⁻¹¹ | 0,3 | 4 | 50 | 5,6×10 ⁻¹² | 1,3×10 ⁻¹¹ |
| | L-NT-NP-B | ≤ 5×10 ⁻¹¹ | 0,3 | 4 | 25 | 1,5×10 ⁻¹¹ | 3,4×10 ⁻¹¹ |
| | L-NT-NP-B | ≤ 5×10 ⁻¹¹ | 0,3 | 4 | 25 | 2,4×10 ⁻¹¹ | 5,3×10 ⁻¹¹ |
| | L-NT-NP-B | ≤ 5×10 ⁻¹¹ | 0,3 | 4 | 50 | 8,7×10 ⁻¹² | 1,8×10 ⁻¹¹ |
| | L-NT-NP-B | ≤ 5×10 ⁻¹¹ | 1,2 | 4 | 50 | 3,5×10 ⁻¹¹ | 1,8×10 ⁻¹¹ |
| | L-NT-NP-B | ≤ 5×10 ⁻¹¹ | 0,3 | 4 | 200 | 8,5×10 ⁻¹² | 1,8×10 ⁻¹¹ |
| | L-NT-NP-B | ≤ 5×10 ⁻¹¹ | 1,2 | 4 | 200 | 2,9×10 ⁻¹¹ | 1,5×10 ⁻¹¹ |
| L-NT-P-B | ≤ 5×10 ⁻¹¹ | 0,3 | 4 | 50 | 1,2×10 ⁻¹¹ | 2,5×10 ⁻¹¹ | |

| | contact GM-GSB | hydraulique (m.s ⁻¹) | hydraulique (m) | défaut (mm) | de confinement (kPa) | (m ³ .s ⁻¹) | é d'interface (m ² .s ⁻¹) |
|---------------------------------|----------------|----------------------------------|-----------------|-------------|----------------------|------------------------------------|--|
| | L-NT-P-B | ≤ 5×10 ⁻¹¹ | 1,2 | 4 | 50 | 3,6×10 ⁻¹⁰ | 2,0×10 ⁻¹⁰ |
| | L-NT-P-B | ≤ 5×10 ⁻¹¹ | 0,3 | 4 | 200 | 6,6×10 ⁻¹² | 1,3×10 ⁻¹¹ |
| | L-NT-P-B | ≤ 5×10 ⁻¹¹ | 1,2 | 4 | 200 | 1,4×10 ⁻¹¹ | 7,0×10 ⁻¹² |
| | L-NT-NP-B | ≤ 5×10 ⁻¹¹ | 0,3 | 4 | 50 | 2,7×10 ⁻¹² | - |
| | L-NT-NP-B | ≤ 5×10 ⁻¹¹ | 0,3 | 4 | 25 | 2,5×10 ⁻¹¹ | - |
| <i>Barroso et al. (2008)</i> | L-NT-NP-B | 3,7×10 ⁻¹¹ | 0,3 | 4 | 50 | 1,1×10 ⁻¹¹ | 2,24×10 ⁻¹¹ |
| | TX-NT-NP-B | 3,7×10 ⁻¹¹ | 0,3 | 4 | 50 | 1,9×10 ⁻¹¹ | 3,7×10 ⁻¹¹ |
| | TX-NT-NP-B | 3,7×10 ⁻¹¹ | 0,3 | 4 | 50 | 7,6×10 ⁻¹² | 1,44×10 ⁻¹¹ |
| | TX-NT-NP-B | 3,7×10 ⁻¹¹ | 0,3 | 4 | 50 | 9,3×10 ⁻¹² | 1,82×10 ⁻¹¹ |
| <i>Barroso et al. (2010)</i> | L-NT-NP-B | 5,1×10 ⁻¹¹ | 0,3 | 4 | 25 | 7,3×10 ⁻¹² | 1,4×10 ⁻¹¹ |
| | L-NT-NP-B | - | 0,3 | 4 | 50 | 6,2×10 ⁻¹² | 1,1×10 ⁻¹¹ |
| | L-NT-NP-B | - | 0,3 | 4 | 75 | 5,1×10 ⁻¹² | 9,0×10 ⁻¹² |
| | L-NT-NP-B | - | 0,3 | 4 | 100 | 4,4×10 ⁻¹² | 7,8×10 ⁻¹² |
| | L-NT-NP-B | - | 0,3 | 4 | 150 | 4,8×10 ⁻¹² | 9,0×10 ⁻¹² |
| | L-NT-NP-B | 1,1×10 ⁻¹¹ | 0,3 | 4 | 200 | 6,1×10 ⁻¹² | 1,2×10 ⁻¹¹ |
| <i>Mendes et al. (2010)</i> | L-T-NP-B | 3,2×10 ⁻¹¹ | 0,3 | 4 | 50 | 1,3×10 ⁻¹¹ | 2,6×10 ⁻¹¹ |
| | L-T-NP-B | 3,2×10 ⁻¹¹ | 0,3 | 10 | 50 | 1,3×10 ⁻¹¹ | 1,9×10 ⁻¹¹ |
| | L-T-NP-B | 6,9×10 ⁻¹⁰ | 0,3 | 4 | 50 | 1,4×10 ⁻¹¹ | 2,8×10 ⁻¹¹ |
| | L-T-NP-B | 6,9×10 ⁻¹⁰ | 0,3 | 10 | 50 | 1,8×10 ⁻¹¹ | 2,7×10 ⁻¹¹ |
| | L-T-NP-B | 1,6×10 ⁻¹¹ | 0,3 | 4 | 50 | 1,2×10 ⁻¹¹ | 2,4×10 ⁻¹¹ |
| | L-T-NP-B | 1,6×10 ⁻¹¹ | 0,3 | 10 | 50 | 1,4×10 ⁻¹¹ | 2,1×10 ⁻¹¹ |
| | L-T-NP-B | 5,8×10 ⁻⁸ | 0,3 | 4 | 50 | 1,5×10 ⁻¹¹ | 3,0×10 ⁻¹¹ |
| <i>Rowe et Abdellaty (2013)</i> | L-NT-NP-B | 3,0×10 ⁻¹⁰ | 0,3 | 10 | 110 | 1,5×10 ⁻¹¹ | 1,00×10 ⁻¹¹ |
| | L-NT-NP-B | 4,3×10 ⁻¹⁰ | 1 | 10 | 110 | 5,2×10 ⁻¹¹ | 2,40×10 ⁻¹¹ |

L : GM lisse ; TX : GM texturée ; T : tissé ; NT : non tissé ; P : préhydraté ; NP : non préhydraté ; B : bentonite.

III.2.4.1 Effet de la charge hydraulique

Des expérimentations en laboratoire de mesure du débit de fuite ont été entreprises par *Koerner et Koerner (2002)* sur des étanchéités composites GM-GSB aiguilletés pour différents diamètres de défauts (3,6 ; 1 et 0,1 mm) et selon différentes charges hydrauliques (2,5; 7,5 ; 15 ; 30 et 60 cm). Les résultats ont clairement démontré que le débit de fuite en régime permanent augmentait avec la charge hydraulique. Ce résultat a été également validé par *Barroso et al. (2006a)* qui ont admis que le débit de fuite augmentait pour une augmentation de la charge hydraulique de (0,3 m à 1,2 m) pour des GSB non- préhydratés et préhydratés comme indiqué dans le tableau III-1.

III.2.4.2 Effet de la nature et de la structure du GSB

Estornell et Daniel (1992) ont examiné le comportement hydraulique d'une étanchéité composite comportant une GM perforée et trois types de GSB (renforcés par géofilms, aiguilletés et collés). Ils ont prouvé que les performances hydrauliques de la combinaison GM-bentonite du GSB dépendaient du contact entre le géotextile supérieur du GSB et la GM. *Harpur et al. (1993)*; *Touze-Foltz et al. (2002)* ainsi que *Barroso et al. (2006a)* ont également noté des débits de fuite et des transmissivités d'interface plus importants pour le cas de contact GM-géotextile non tissé par rapport à un contact GM-géotextile tissé. Les valeurs de transmissivités d'interface enregistrées dans l'étude de *Harpur et al. (1993)* variaient entre 2×10^{-12} et $2 \times 10^{-10} \text{ m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$. Les débits de fuites enregistrés par *Touze-Foltz (2002)* se situaient entre $1,28 \times 10^{-10} \text{ m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$ et $4,5 \times 10^{-11} \text{ m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$ et selon *Barroso et al. (2006a)* entre $1,1 \times 10^{-11} \text{ m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$ pour un contact GM-géotextile non tissé et $0,6 \times 10^{-11} \text{ m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$ pour un contact GM-géotextile tissé (figure III-4).

D'autre part, *Harpur et al. (1993)* ont obtenu des valeurs de transmissivité d'interface plus faibles pour les GSB contenant une bentonite en poudre que pour les GSB renfermant une bentonite granulaire.

Par ailleurs, *Mendes et al. (2010)* ont examiné l'effet de la nature de la bentonite et la structure du GSB sur l'évolution des débits de fuite. Les auteurs ont démontré que la nature de la bentonite, sa forme (calcique ou sodique/granulaire ou en poudre) et la méthode d'assemblage du GSB (aiguilletage vs. couture) n'avaient pas d'influence significative sur les débits de fuite Q et les transmissivités d'interface θ à travers les étanchéités composites en régime permanent (Q entre $1,2 \times 10^{-11}$ et $1,8 \times 10^{-11} \text{ m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$ et θ entre $1,9 \times 10^{-11}$ et $3,0 \times 10^{-11} \text{ m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$). Les résultats de débits de fuite et de transmissivité d'interface étaient donc indépendants de la nature de la bentonite malgré le fait que cette dernière soit déterminante pour les valeurs de conductivités hydrauliques k_{GSB} (entre $1,6 \times 10^{-11}$ et $5,8 \times 10^{-8} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ selon que la bentonite est sodique ou calcique) (tableau III-1 et figure III-5). Des résultats complémentaires ont également démontré qu'une bentonite granulaire conduisait à des débits de fuite différents en régime transitoire des bentonites en poudre (*Barroso, 2005*). Ces résultats peuvent s'expliquer par le fait que les bentonites granulaires présentent des indices de vides différents des bentonites en poudre ce qui permet à l'eau de s'infiltrer plus rapidement pour les bentonites granulaires contrairement aux bentonites en poudre. Dans le deuxième cas, une couche imperméable est rapidement formée à la surface du GSB ralentissant, par conséquent, le processus d'hydratation de la bentonite comme indiqué dans les travaux de *Vangpaisal et Bouazza (2004)* (figure III-6).

Cette variabilité des cinétiques d'hydratation en fonction de la nature de la bentonite constitutive du GSB sera traitée lors de l'étude des transferts en régime transitoire (Chapitre VIII).

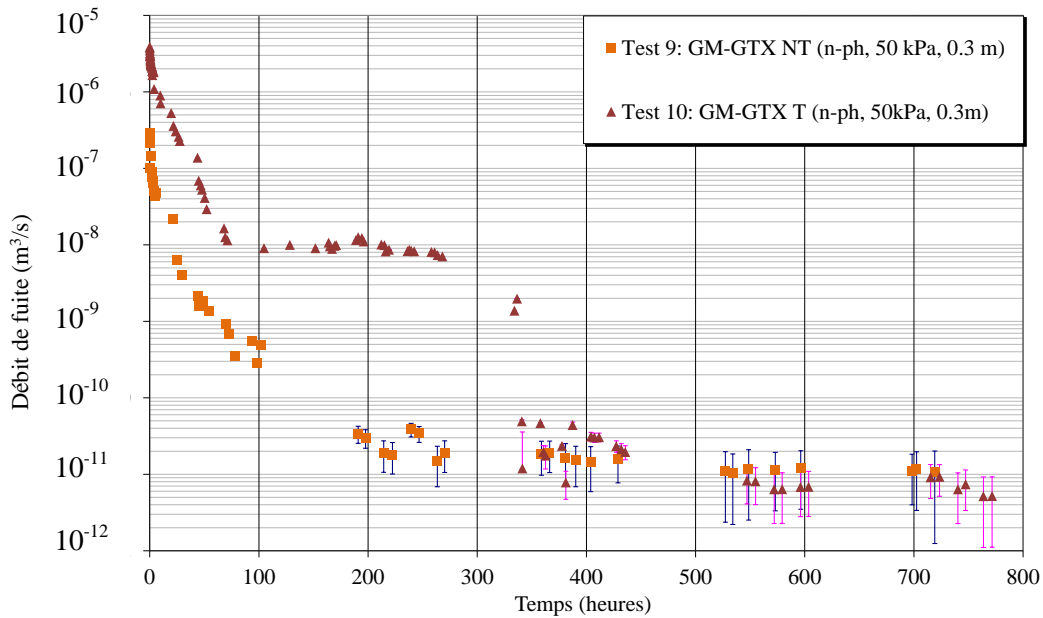


Figure III-4 : Evolution du débit de fuite en fonction du temps pour deux type de contact GM-géotextile supérieur du GSB non tissé et GM-géotextile supérieur du GSB tissé (Barroso et al., 2006b)

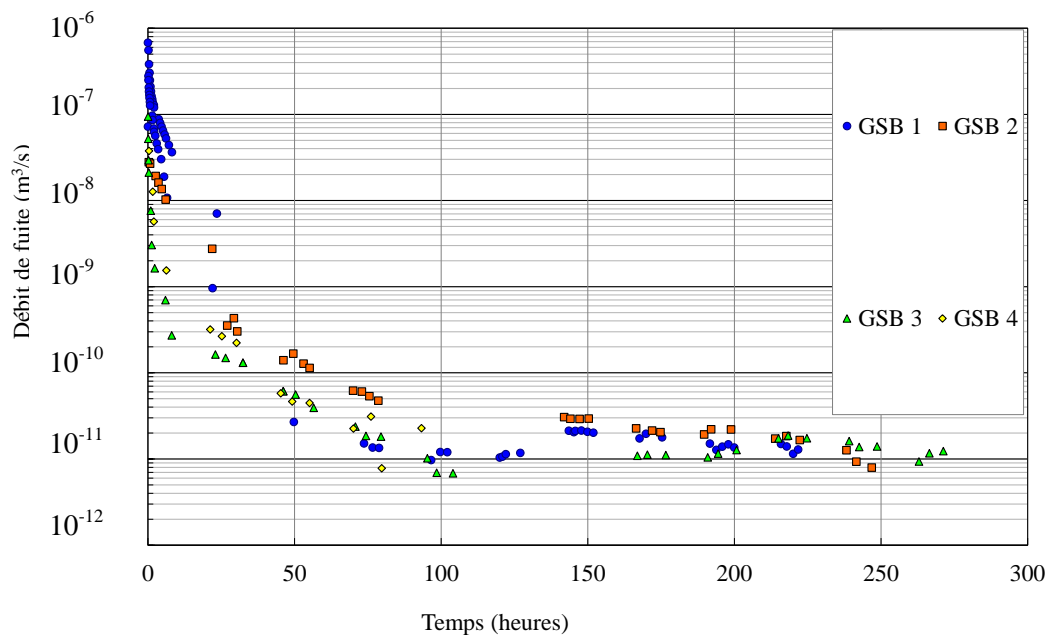


Figure III-5 : Courbes de débits de différents GSB avec un diamètre de défaut dans la géomembrane de 4 mm : GSB 1 cousu, bentonite sodique naturelle en poudre ; GSB 2 cousu, bentonite calcique en poudre ; GSB 3 aiguilleté, bentonite sodique naturelle granulaire ; GSB 4 (Mendes et al., 2010)

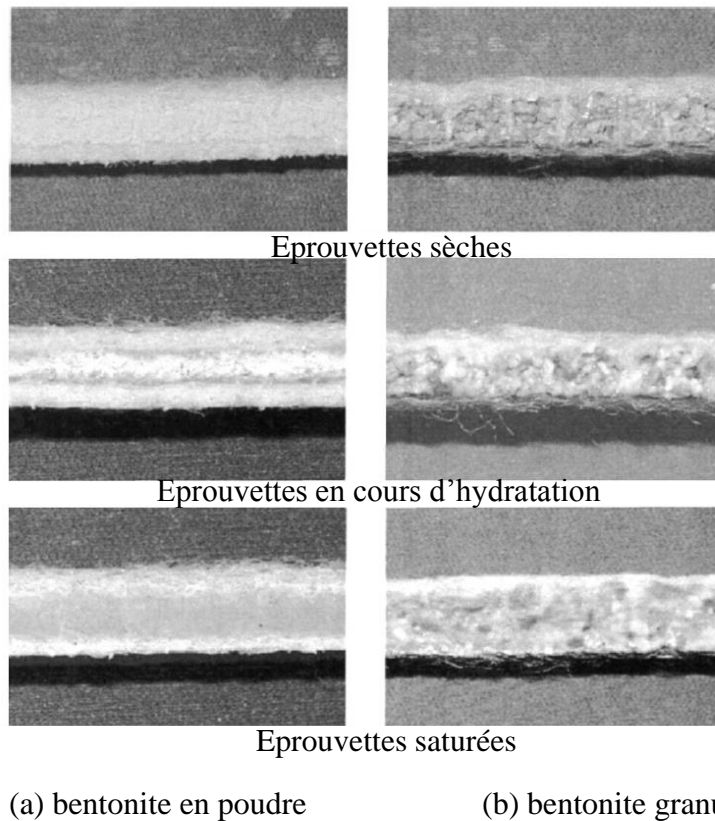


Figure III-6 : Illustration du processus d'hydratation d'une bentonite en poudre et d'une bentonite granulaire (Vangpaisal et Bouazza, 2004)

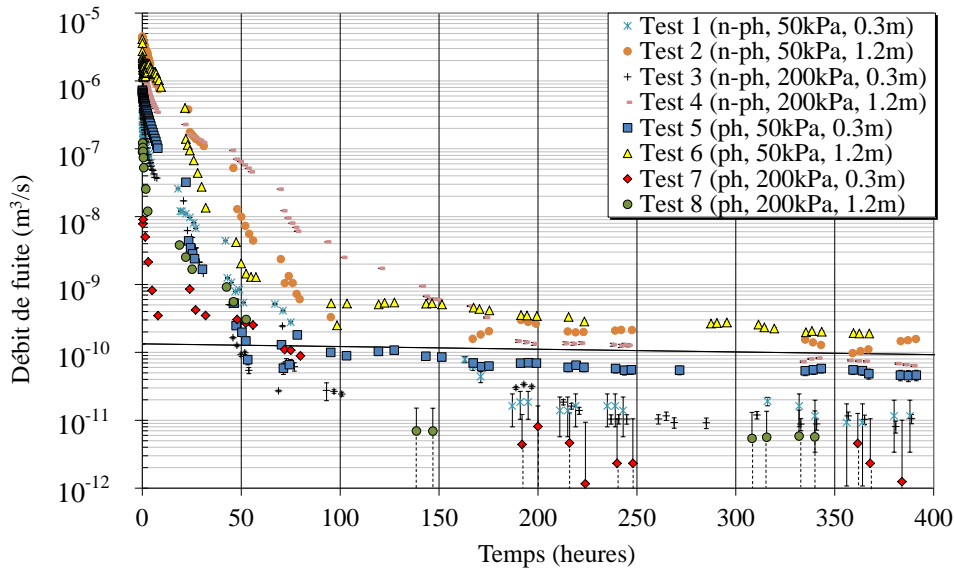
III.2.4.3 Effet de la contrainte de confinement

Harpur *et al.* (1993) ont rapporté des valeurs de transmissivité d'interface similaires pour deux contraintes de confinement imposées (7 kPa et 70 kPa) pour des GSB non préhydratés. Cependant, Barroso *et al.* (2006b) ont noté que ces observations n'étaient pas valables dans le cas des GSB préhydratés avec des débits de fuites présentant un ordre de grandeur plus grands pour les faibles contraintes de confinement (50 kPa contre 200 kPa) (figure III-7).

Par ailleurs, Barroso *et al.* (2010) ont obtenu également des résultats de transmissivité d'interface pour une large gamme de contraintes (25, 50, 75, 100, 150 et 200 kPa). Les auteurs ont indiqué la dispersion des débits de fuite pour des GSB non préhydratés pour les faibles contraintes de confinement ($\sigma < 100$ kPa) avec des débits plus importants que pour les fortes pressions de confinement ($\sigma > 100$ kPa). La contrainte de confinement semblait donc avoir un rôle dans la régularisation du débit de fuite, en régime transitoire. C'est la raison pour laquelle un examen de l'effet de la contrainte de confinement sur l'hydratation du GSB va être mené dans le cadre de cette thèse (chapitre IV).

Cette dispersion des débits de fuite selon la contrainte de confinement appliquée diminuait considérablement durant l'essai jusqu'à l'établissement du régime permanent. Les variations

des valeurs de transmissivité en fonction des contraintes de confinement en fin d'essai n'étaient pas significatives (figure III-8).



Ph : préhydraté

Figure III-7 : Evolution du débit de fuite en fonction du temps pour différentes conditions d'essais de préhydratation, de charge hydraulique et de contrainte de confinement (Barroso et al., 2006a)

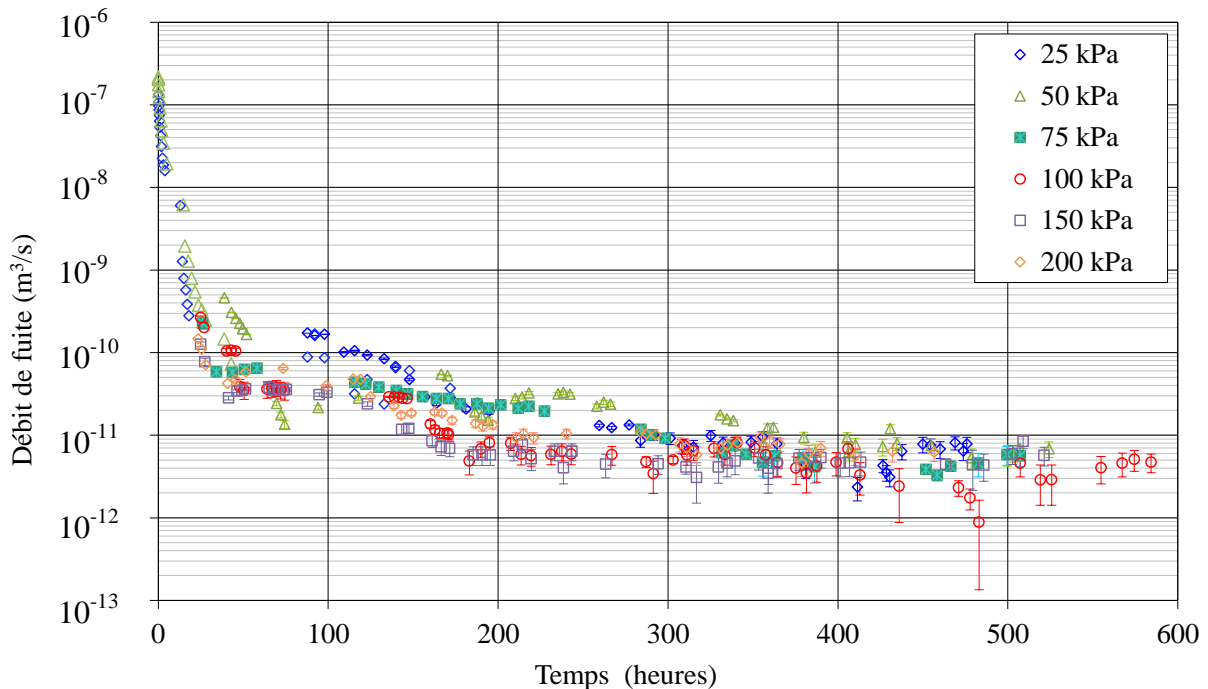


Figure III-8 : Evolution du débit de fuite en fonction du temps pour une étanchéité sous différentes contraintes de confinement (25 kPa, 50 kPa, 75 kPa, 100 kPa, 150 kPa et 200 kPa) (d'après Barroso et al. 2010)

III.2.4.4 Effet de la préhydratation du GSB

Harpur et al. (1993) ont évalué l'effet de la préhydratation du GSB sur l'évolution du débit de fuite et de la transmissivité d'interface à travers une étanchéité composite et ont démontré le fait que même avec des GSB préhydratés, le débit de fuite diminuait au cours du temps avec des débits de fuite plus importants pour les faibles contraintes de confinement (7kPa) que dans le cas de fortes valeurs de confinement appliquées (70 kPa).

Barroso et al. (2006b) ont également évalué l'effet de la préhydratation du GSB (i.e. 100 % de teneur en eau) sur les performances hydrauliques de l'étanchéité composite et ont réussi à mettre en évidence le fait que la préhydratation affectait le débit de fuite et la transmissivité d'interface de différentes façons selon la contrainte de confinement appliquée. En effet ; (i) la transmissivité finale à l'interface GM-GSB n'était pas affectée par la préhydratation quand des contraintes de confinement réduites étaient utilisées (50 kPa). Elle était cependant affectée quand des contraintes importantes sont imposées (200 kPa) (figure III-7);

Touze-Foltz et al. (2006a) ont noté, à l'échelle métrique, que malgré le fait que la préhydratation initiale du GSB conduisait à une moindre vulnérabilité aux échanges cationiques (voir le paragraphe III.2.4.5), elle entraînait l'obtention de débits de fuite plus importants par rapport à un GSB confiné puis hydraté uniquement par l'intermédiaire d'une alimentation en eau au niveau du défaut dans la GM et le sol support. Le confinement post-hydratation est un processus obligatoire afin de garantir de faibles débits à l'interface en cas d'existence de défauts dans la GM et d'une charge d'eau appliquée au droit du défaut.

III.2.4.5 Effet de l'échange cationique

Rowe et Abdellaty (2013) ont réussi à mettre en évidence que l'échange cationique n'avait pas d'effet significatif sur les performances hydrauliques des étanchéités composites en régime permanent (à long terme). En effet, les essais effectués à 100 kPa de contrainte de confinement et à 0,3 et 1 m de charge hydraulique d'une solution de NaCl ont conduit à des conductivités hydrauliques respectives du GSB de $3,0 \times 10^{-10}$ et $4,3 \times 10^{-10} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ (à cause de l'échange cationique conduisant à la substitution de la bentonite sodique en calcique). Les débits de fuite observés étaient compris entre $1,5 \times 10^{-11}$ et $5,25 \times 10^{-11} \text{ m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$ avec des valeurs de transmissivité d'interface calculées comprises entre $1,0 \times 10^{-11}$ et $2,4 \times 10^{-11} \text{ m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$ pour des charges hydrauliques respectives de 0,3 m et de 1 m (tableau III-1). Ces résultats étaient en accord avec les résultats de *Mendes et al. (2010)* qui ont montré une faible variabilité des

résultats de débit de fuite et de transmissivité d'interface pour différents types de bentonite constitutive du GSB (sodique et calcique) présentant des granulométries différentes.

III.2.4.6 Effet de l'état de surface de la GM

L'effet sur les débits de fuite de l'état de surface (rugosité) de la GM utilisée dans l'étanchéité composite a été également investigué (Barroso *et al.*, 2008). La comparaison des courbes de débit obtenues pour des étanchéités composites renfermant des géomembranes lisses et texturées a permis d'obtenir des débits de fuite respectifs, de $1,1 \times 10^{-11}$ et $1,9 \times 10^{-11} \text{ m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$ (figure III-9). Il a été conclu que l'état de surface de la GM n'avait pas d'impact sur la qualité de contact à l'interface et que le gonflement de la bentonite permettait de combler les irrégularités en épousant la forme de l'interface.

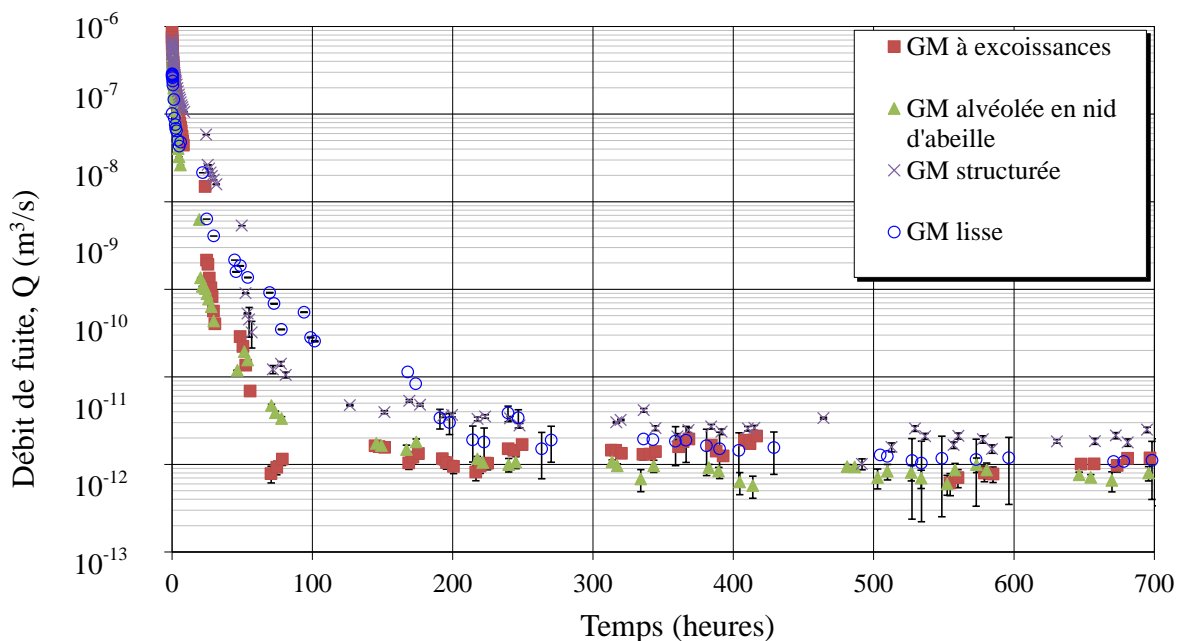


Figure III-9 : Evolution du débit de fuite en fonction du temps pour différentes GM (Barroso *et al.*, 2008)

III.2.4.7 Effet de l'échelle de mesure

En passant de l'échelle décimétrique (figure III-1) à l'échelle métrique (figure III-2), Barroso *et al.* (2006a) ont démontré que les débits de fuite observés sur des étanchéités composites GM-GSB lors de l'existence d'un défaut dans la GM pour les deux échelles de mesures étaient du même ordre de grandeur (entre $1,5 \times 10^{-11}$ et $2,4 \times 10^{-11} \text{ m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$ pour les essais réalisés à échelle décimétrique et $2,5 \times 10^{-11} \text{ m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$ pour les essais réalisés à échelle métrique). Cependant, les auteurs ont noté le fait que les débits de fuite obtenus à l'échelle métrique pour la même dimension de défaut circulaire par rapport à l'échelle décimétrique continuaient de diminuer même après 6 mois d'essai. Par conséquent, ils ont conclu que les débits obtenus sur

la cellule décimétrique représentaient une limite supérieure des débits pouvant être réellement observés in situ.

III.2.5 Conclusion sur l'approche expérimentale

Une observation commune à tous les essais réalisés montre bien la volonté des auteurs d'essayer de reproduire le plus fidèlement possible le comportement hydraulique de l'étanchéité composite lors de l'existence d'un défaut dans la GM. Une analyse des paramètres influents a donc été entreprise en relation avec l'effet du facteur échelle ainsi que l'effet de certains paramètres, hydrauliques (charge hydraulique, préhydratation), chimiques (échanges cationiques, nature de la bentonite) et mécaniques (structure du GSB ou son mode d'assemblage, contrainte de confinement, état de surface de la GM). Aucun renseignement n'est cependant disponible par rapport à l'effet de la nature du solvant utilisé ou par rapport à l'effet de la forme du défaut dans la GM (circulaire ou longitudinal). Cependant, cette approche a permis de donner de précieux renseignements sur la physique des écoulements tout en servant de base à l'édification de la modélisation mathématique des écoulements dans les étanchéités composites. Celle-ci a permis d'aboutir donc au développement de solutions analytiques. Ces dernières ont servi également à la détermination des valeurs de transmissivités d'interface. Les solutions analytiques pour la quantification des débits de fuite en régime permanent sont présentées dans la partie III.3.

III.3 Approche analytique

III.3.1 Synthèse bibliographique relative aux solutions analytiques traitant des transferts à travers les étanchéités composites

Une modélisation mathématique des transferts advectifs prenant en compte l'existence d'une interface d'ouverture uniforme a été entreprise par *Rowe (1998)* et *Touze-Foltz et al. (1999)*, en régime permanent, pour une argile ou un GSB et une interface saturée, à la fois pour des défauts circulaires et pour des défauts longitudinaux et des plis endommagés de longueur infinie. Cette modélisation mathématique a permis d'obtenir des solutions analytiques donnant une expression du débit de fuite dans l'étanchéité composite en fonction des différents paramètres géométriques et hydrauliques de celle-ci. Elle est basée sur l'utilisation de l'équation de Navier-Stokes dans l'interface et de la loi de Darcy dans l'argile ou le GSB en vue de quantifier les débits qui s'infiltreraient dans l'argile et/ou le GSB, ces deux composants de l'étanchéité composite étant supposés saturés. Le débit de fuite est exprimé en fonction de la transmissivité de l'interface (*Brown et al., 1987; Fukuoka, 1986; Rowe, 1998; Touze-Foltz et al., 1999*).

III.3.1.1 Présentation de l'étanchéité composite étudiée et des hypothèses de calcul

L'étanchéité composite étudiée est décrite à la figure III-10 pour les étanchéités composites GM-GSB dans le cas d'un défaut circulaire dans la GM. On considère un cylindre de sol de rayon R_c , comportant deux couches de propriétés différentes sous la GM endommagée : le GSB d'épaisseur H_{GSB} et de conductivité hydraulique k_{GSB} ; la couche d'argile que le GSB renforce, plus perméable que le GSB, d'épaisseur H_L et de conductivité hydraulique k_L . L'association des deux premières couches d'étanchéité constituant la barrière de sécurité passive est équivalente à une couche d'un matériau d'étanchéité d'épaisseur H_s ($H_s=H_L+H_{GSB}$) et de conductivité hydraulique k_s , avec k_s défini par l'équation (III-2):

$$\bullet \quad \frac{H_L + H_{GSB}}{k_s} = \frac{H_L}{k_L} + \frac{H_{GSB}}{k_{GSB}} \quad \text{Équation III-2}$$

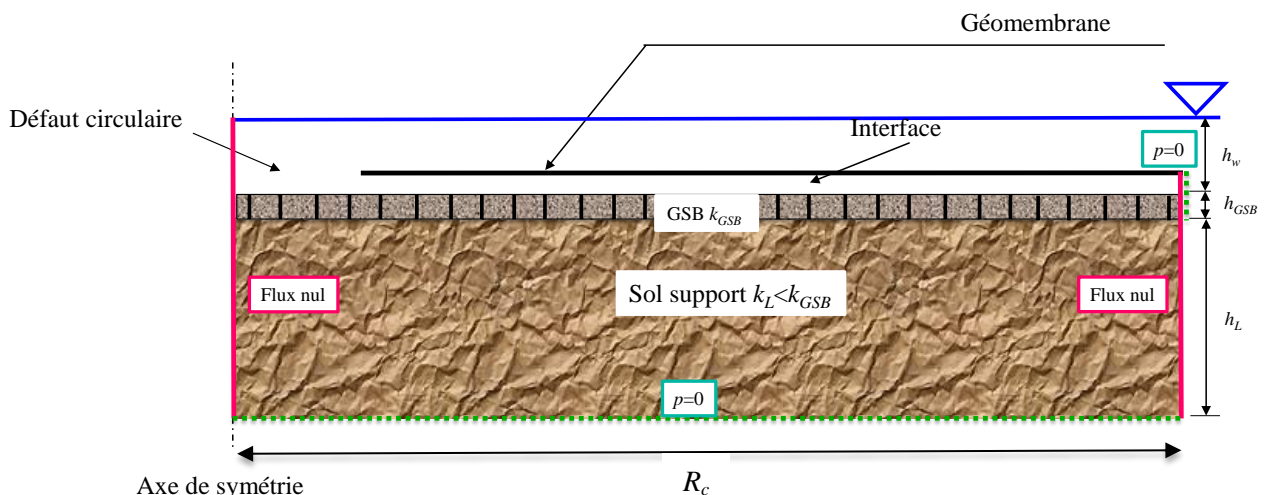


Figure III-10 : Schéma de la géométrie de l'étanchéité composite dans le cas axisymétrique pour une étanchéité composite GM-GSB (adapté de Rowe, 1998)

Les solutions analytiques prennent en compte les débits qui s'écoulent dans l'interface entre la GM et la barrière passive ainsi que les flux qui s'infiltrent dans la barrière passive. Elles ont été développées pour des défauts axisymétriques (défauts circulaires) et longitudinaux (défauts longitudinaux de longueur fini, infini et les plis endommagés).

Les hypothèses de calcul rappelées ici constituent les limites de validité des solutions analytiques proposées dans la suite de ce paragraphe. On suppose que : (i) la transmissivité d'interface est uniforme ; (ii) dans le cas d'un défaut circulaire, l'écoulement est radial dans l'interface ; (iii) dans le cas d'un défaut longitudinal, l'écoulement est unidirectionnel dans l'interface et perpendiculaire au plan de symétrie du défaut longitudinal considéré ; (iv) l'écoulement a lieu en régime permanent ; (v) l'argile, le GSB et l'interface sont saturés ; (vi) l'écoulement à travers la barrière de sécurité passive est monodimensionnel et vertical ; et que

(vii) ni le défaut dans la GM, ni les couches situées au-dessus de l'étanchéité composite ne limitent le débit de fuite dans le cas des défauts longitudinaux.

III.3.1.2 Conditions aux limites

La condition à la limite sous l'argile est une pression hydrique relative nulle à la base de la couche de sol très perméable, ce qui correspond respectivement à la présence d'une couche drainante ou d'une nappe (Rowe, 1998). La condition à la limite amont de l'interface correspond à la charge hydraulique appliquée sur l'étanchéité. On considère en effet que les pertes de charge hydraulique à la traversée du défaut sont négligeables, comme l'ont suggéré Giroud et Bonaparte (1989). La validité de cette hypothèse a été vérifiée dans la thèse de Touze-Foltz (2001).

Les conditions limites aval intéressantes dans le cas des étanchéités composites sont les conditions limites dites de terrain pour lesquelles la pression relative et le débit à l'aval hydraulique de l'interface sont nuls. Ceci correspond à l'infiltration de l'intégralité du débit entrant par le défaut de la GM dans l'argile. Cette condition limite représente la limite de validité de l'hypothèse de saturation du sol et de l'interface.

III.3.1.3 Solution analytique dans le cas d'un défaut circulaire dans la géomembrane

La solution analytique proposée caractérise le débit de fuite pour un problème axisymétrique (défaut circulaire) (figure III-11) en régime permanent c'est-à-dire en saturé pour un débit nul en $r=R_c$ correspondant au rayon de la surface mouillée a été proposée par Rowe (1998) et son écriture a été modifiée par Touze-Foltz et al. (1999). Les détails des calculs sont illustrés dans l'article de Touze-Foltz et al. (1999) et l'équation caractéristique est présentée dans l'équation III-3. Le premier terme quantifie le flux traversant la barrière passive et le deuxième terme traduit les flux qui s'écoulent dans l'interface séparant la GM de la barrière passive.

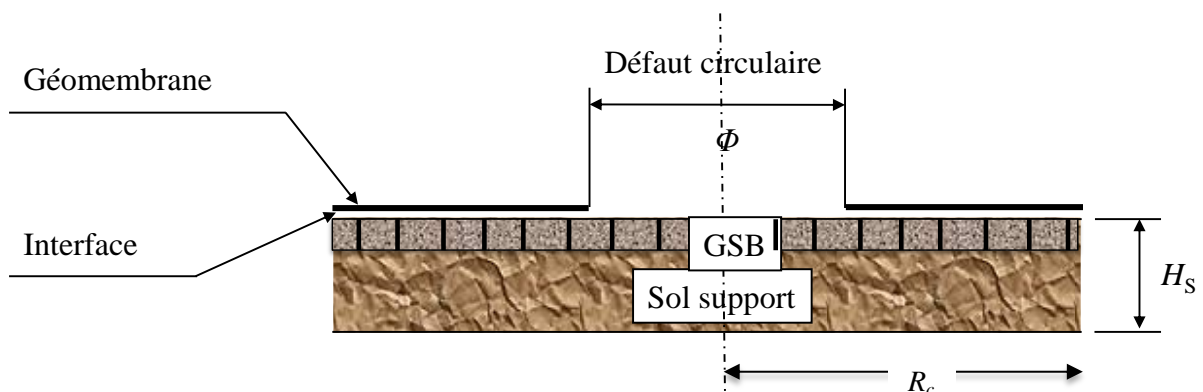


Figure III-11 : Schéma de la géométrie de l'étanchéité composite dans le cas d'un défaut circulaire pour une étanchéité composite GM-GSB

$$Q = \pi r_0^2 k_s \frac{h_w + H_s}{H_s} - 2 \pi r_0 \theta \alpha [AI_1(\alpha r_0) - BK_1(\alpha r_0)] \quad \text{Équation III-3}$$

où $r < r_0$ et $r_0 < r < R_c$

Avec :

- r_0 le rayon du défaut (mm) ;
- K_s la conductivité hydraulique équivalente du sol et du GSB (m s^{-1}) ;
- θ la transmissivité d'interface ($\text{m}^2 \text{s}^{-1}$) ;
- h_w la largeur du liquide sur l'étanchéité composite (mm) ;
- H_s l'épaisseur du sol et du GSB (mm) ;
- K_1 et I_1 les fonctions de Bessel modifié au premier ordre ;
- $\alpha = \sqrt{\frac{k_s}{\theta H_s}}$ Équation III-4
- A et B obtenus à l'aide des fonctions de Bessel à l'ordre zéro et R_c obtenue pour une charge hydraulique nulle en résolvant l'équation III-7 (dans le cas où $R = R_c$ charge hydraulique est nulle).

$$A = - \frac{h_w K_0(\alpha R) + H_s (K_0(\alpha R) - K_0(\alpha r_0))}{K_0(\alpha r_0) I_0(\alpha R) - K_0(\alpha R) I_0(\alpha r_0)} \quad \text{Équation III-5}$$

$$B = \frac{h_w K_0(\alpha R) + H_s (I_0(\alpha R) - I_0(\alpha r_0))}{K_0(\alpha r_0) I_0(\alpha R) - K_0(\alpha R) I_0(\alpha r_0)} \quad \text{Équation III-6}$$

$$\text{Avec } AI_1(\alpha R) + BK_1(\alpha R) - H_s = 0 \quad \text{Équation III-7}$$

III.3.1.4 Solution analytique dans le cas d'un défaut longitudinal dans la géomembrane

Dans le cas des défauts longitudinaux de longueur infinie dans la géomembrane (également dans le cadre d'un pli endommagé) (figure III-12 et III-13 respectivement), la solution analytique est donnée par l'équation simplifiée mathématiquement par *Giroud et Touze-Foltz (2005)* et celle de *Touze-Foltz et al. (1999)* pour le calcul du débit de fuite par unité de longueur Q_L (équation III-8).

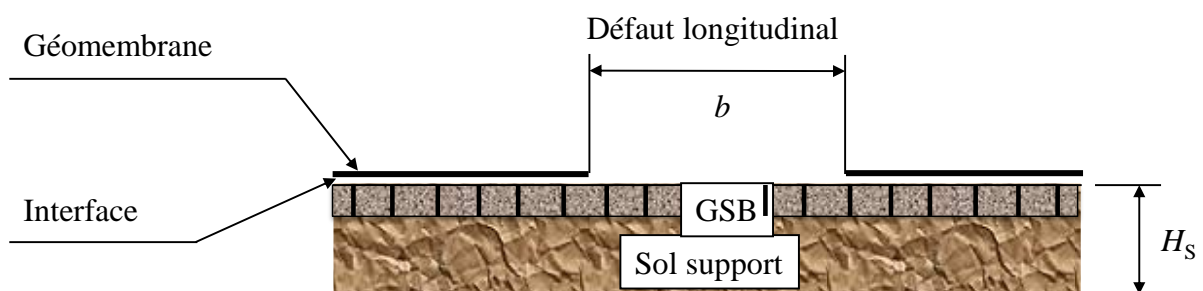


Figure III-12 : Schéma de la géométrie de l'étanchéité composite dans le cas d'un défaut longitudinal de longueur infinie pour une étanchéité composite GM-GSB

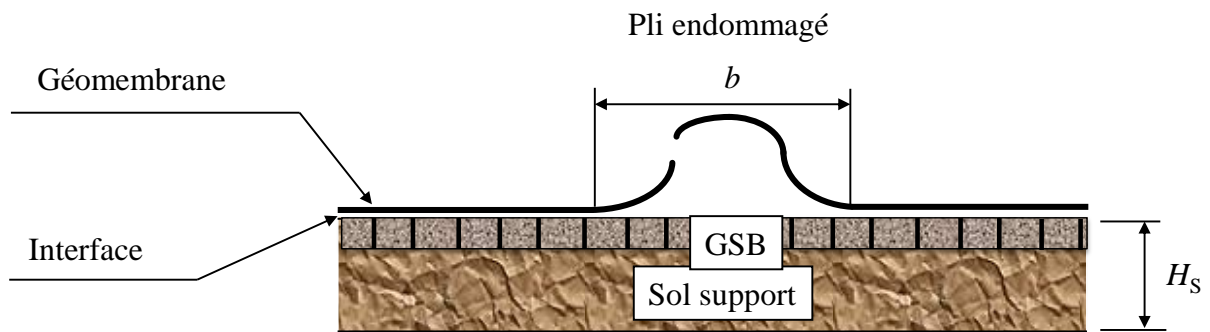


Figure III-13 : Schéma de la géométrie de l'étanchéité composite dans le cas d'un pli endommagé pour une étanchéité composite GM-GSB

$$Q_L = bk_s \left(1 + \frac{h_w}{H_s} \right) + 2 \sqrt{k_s \theta h_w} \left(2 + \frac{h_w}{H_s} \right) \quad \text{Équation III-8}$$

Comme indiqué par *Giroud et Touze-Foltz (2005)* le premier terme quantifie le flux traversant la barrière passive et le deuxième terme traduit les flux qui s'écoulent dans l'interface séparant la GM de la barrière passive.

III.3.2 Conclusion sur les solutions analytiques

En conclusion, le développement de solutions analytiques permet de quantifier, via quelques hypothèses simplificatrices, les débits de fuite régissant les transferts à travers les étanchéités composites en fonction de la transmissivité d'interface. Cette prédiction nécessite cependant des calculs pour lesquels les flux doivent conserver des propriétés de symétrie qui rendent cet outil peu conforme à la réalité de terrain.

C'est pour cela que les concepteurs de structures d'étanchéité composites ont opté pour une approche empirique simplificatrice afin de prédire plus facilement les débits de fuite en fonction des conditions de contacts entre la GM et la barrière passive. Le principe de détermination des équations empiriques ainsi que les principales équations développées en fonction de la qualité de contact et de la nature et taille des défauts sont présentés dans le paragraphe suivant (III.4).

III.4 Approche empirique

III.4.1 Principe et notions de conditions de contact

Pour pallier à la quasi-inexistence de données quantitatives sur la transmissivité d'interface et surtout la méconnaissance de la variabilité spatiale de la transmissivité d'interface et l'impossibilité de la prendre en compte si ce n'est par tronçons dans les solutions analytiques (*Touze-Foltz et al., 2001*). *Giroud et Bonaparte (1989)* et *Giroud et al. (1989)* ont développé

les premières équations en vue de prédire les débits de fuite à travers une étanchéité composite présentant un défaut dans la GM. Leur méthodologie consistait à utiliser une méthode d'interpolation combinant les résultats expérimentaux et théoriques de *Brown et al. (1987)*; *Fukuoka (1986)*.

Plusieurs études (*Barroso, 2005*; *Chai et al., 2005*; *Foose et al., 2001*; *Giroud, 1997*; *Giroud et Touze-Foltz, 2005*; *GSE, 2001*; *Touze-Foltz et Barroso, 2006*; *Touze-Foltz et al., 2002*; *Touze-Foltz et Giroud, 2005*; *Touze-Foltz et Giroud, 2003*) ont amélioré ces équations afin de considérer une large gamme de paramètres (charges hydraulique, forme et dimension des défauts). Le récit détaillé de l'évolution des équations empiriques a été détaillé dans la thèse de *Barroso (2005)*.

Vu que les débits de fuite à travers les étanchéités composites GM-GSB (ou argile) sont sensiblement liés à la transmissivité d'interface entre la GM et le GSB (éventuellement l'argile), les équations empiriques sont basées sur des conditions de contact traduisant les caractéristiques de l'interface ou la manière dont a été installée la GM au-dessus du GSB (éventuellement l'argile).

Les bonnes et les mauvaises conditions de contact ont été définies qualitativement par *Giroud (1997)*; *Giroud et Bonaparte (1989)* afin de tenir compte de manière globale de l'état de surface de l'argile compactée, ainsi que de l'état de plissement de la GM :

- les mauvaises conditions de contact correspondent à une GM installée avec un certain nombre de plis et/ou placée sur une argile qui n'a pas été compactée avec soin et dont la surface n'est pas lisse ;
- les bonnes conditions de contact correspondent à une GM installée avec aussi peu de plis que possible sur une argile convenablement compactée et qui présente une surface lisse. De plus, une contrainte mécanique suffisante est appliquée pour maintenir la GM en contact avec l'argile.

Touze-Foltz et Giroud (2003) ont, quant à eux, présenté les excellentes conditions de contact de manière qualitative de la façon suivante : les excellentes conditions de contact correspondent à une GM installée sans plis sur un GSB parfaitement posé sur une couche d'argile de faible conductivité hydraulique et correctement compactée ayant une surface lisse. De plus une contrainte mécanique suffisante est appliquée pour maintenir la géomembrane en contact avec l'argile.

Cependant ces conditions de contact restent définies sous une forme purement subjective et leur quantification peut rendre leur utilisation plus simple. Par conséquent, *Rowe (1998)* a proposé

des relations empiriques liant la conductivité hydraulique équivalente de l'argile à la transmissivité d'interface pour les bonnes et les mauvaises conditions de contact. Ces équations ont été simplifiées (équations III-9 et III-10), et étendues pour les excellentes conditions de contact par *Touze-Foltz et Giroud (2003)* (équation III-11) :

- $\log \theta = -1,3564 + 0,7155 \log k_s$ *Équation III-9*

- $\log \theta = -0,5618 + 0,7155 \log k_s$ *Équation III-10*

- $\log \theta = -1,7476 + 0,7155 \log k_s$ *Équation III-11*

avec θ la transmissivité d'interface ($\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$) et k_s la conductivité hydraulique de l'argile au contact de la GM ($\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$).

Touze-Foltz et Barroso (2006) ont défini par la suite une condition spécifique au contact GM-GSB donnée par l'équation III-12 :

- $\log \theta = -2,2322 + 0,7155 \log k_{GSB}$ *Équation III-12*

Avec k_{GSB} la conductivité hydraulique du GSB ($\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$).

Une représentation synthétique des différentes conditions de contact est donnée à la figure III—14. Les droites correspondent aux résultats des équations de contact (faibles, bonnes, excellentes et condition de contact GM-GSB). Les points correspondent aux mesures expérimentales de transmissivité d'interface issues de la littérature.

On remarque bien que la condition de contact GM-GSB représente une limite supérieure aux données de transmissivité d'interface pour tous les cas expérimentaux étudiés. Un manque de données remarquable est décelable pour les GSB présentant des conductivité hydrauliques supérieures à 10^{-10} m/s (ex. cas des GSB présentant une bentonite calcique, ou sodique ayant subi des échanges cationiques (voir paragraphe III.2.4.5) avec ou sans cycles d'hydratation-dessiccation). Ce travail fera l'objet du chapitre VII dans ce manuscrit.

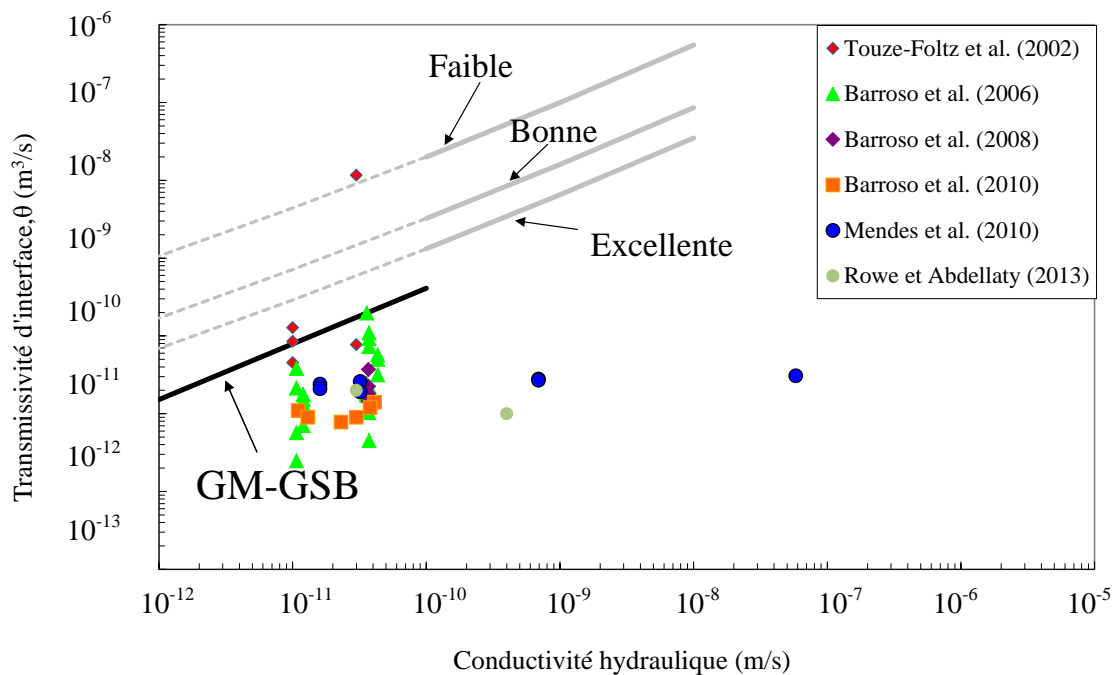


Figure III-14 : Synthèse sur les conditions de contact et résultats obtenus par les précédentes études

III.4.2 Revue de littérature relative aux équations empiriques traitant des transferts à travers les étanchéités composites

Excepté pour celles de *Foose et al. (2001)*, les équations empiriques développées dans la littérature ne peuvent être utilisées que dans les gammes des paramètres suivants (*Touze-Foltz et Giroud, 2005; Touze-Foltz et Giroud, 2003*).

- pour les petits défauts circulaires de diamètre Φ compris entre 2×10^{-3} and 2×10^{-2} m ;
- pour les larges défauts circulaires de diamètre Φ compris entre 1×10^{-1} and 6×10^{-1} m ;
- pour les défauts longitudinaux de longueur infinie et de largeur b comprise entre 2×10^{-3} and 2×10^{-2} m ;
- pour les plis endommagés de largeur b comprise entre 0.1 to 0.6 m ;
- pour les charges hydrauliques h_w comprises entre 0.03 to 3 m ;
- pour des conductivités hydrauliques de l'ensemble (GSB+argile) k_s comprises entre 1×10^{-10} et 1×10^{-8} m.s^{-1} .

Tableau III-2 : Synthèse des équations empiriques existantes dans la littérature en vue de quantifier le débit de fuite à travers une étanchéité composite due à un défaut sur la GM (Touze-Foltz et al., 2008)

| Type de défaut | Condition de contact | Equation empirique | Référence |
|--|----------------------|---|--------------------------------------|
| Défaut circulaire $2 < \Phi < 20 \text{mm}$ | GCL-GM | $Q = 2 \times 10^{-4} h_w^{0.87} a^{0.07} k_s^{0.64} \left[1 + 0.31 \left(\frac{h_w}{H_s} \right)^{0.79} \right]$ | <i>Touze-Foltz et Barroso (2006)</i> |
| | Excelente | $Q = 0.096 h_w^{0.9} a^{0.1} k_s^{0.74} \left[1 + 0.1 \left(\frac{h_w}{H_s} \right)^{0.95} \right]$ | <i>Touze-Foltz et Giroud (2003)</i> |
| | Bonne | $Q = 0.21 h_w^{0.9} a^{0.1} k_s^{0.74} \left[1 + 0.1 \left(\frac{h_w}{H_s} \right)^{0.95} \right]$ | <i>Giroud (1997)</i> |
| | Faible | $Q = 1.15 h_w^{0.9} a^{0.1} k_s^{0.74} \left[1 + 0.1 \left(\frac{h_w}{H_s} \right)^{0.95} \right]$ | |
| Défaut circulaire $100 < \Phi < 600 \text{mm}$ | GM-GSB | $Q = 0.116 h_w^{0.54} a^{0.4} k_s^{0.82} \left[1 - 0.22 \left(\frac{h_w}{H_s} \right)^{-0.35} \right]$ | <i>Touze-Foltz et Barroso (2006)</i> |
| | Excellente | $Q = 0.33 h_w^{0.84} a^{0.18} k_s^{0.77} \left[1 - 0.1 \left(\frac{h_w}{H_s} \right)^{0.027} \right]$ | <i>Touze-Foltz et Giroud (2005)</i> |
| | Bonne | $Q = 0.64 h_w^{0.84} a^{0.18} k_s^{0.77} \left[1 - 0.1 \left(\frac{h_w}{H_s} \right)^{0.027} \right]$ | |
| | Faible | $Q = 2.60 h_w^{0.84} a^{0.18} k_s^{0.77} \left[1 - 0.1 \left(\frac{h_w}{H_s} \right)^{0.027} \right]$ | |
| Défaut longitudinal $2 < b < 20 \text{ mm}$ | GM-GSB | $Q_L = 0.016 h_w^{0.015} a^{0.4} k_s^{0.80} \left[1 - 0.35 \left(\frac{h_w}{H_s} \right)^{0.94} \right]$ | <i>Barroso (2005)</i> |
| | Excellente | $Q_L = 0.42 h_w^{0.45} b^{0.004} k_s^{0.87} \left[1 + 0.52 \left(\frac{h_w}{H_s} \right)^{0.59} \right]$ | <i>Touze-Foltz et Giroud (2003)</i> |
| | Bonne | $Q_L = 0.65 h_w^{0.45} b^{0.004} k_s^{0.87} \left[1 + 0.52 \left(\frac{h_w}{H_s} \right)^{0.59} \right]$ | |
| | Faible | $Q_L = 1.64 h_w^{0.45} b^{0.004} k_s^{0.87} \left[1 + 0.52 \left(\frac{h_w}{H_s} \right)^{0.59} \right]$ | |
| | All (*) | $Q_L = \frac{2}{H_s} \left(\frac{b}{2} + \sqrt{\frac{\theta H_s}{k_s}} \right) (h_w + H_s) k_s$ | <i>Foose et al. (2001)</i> |

| Type de défaut | Condition de contact | Equation empirique | Référence |
|--------------------------------|----------------------|--|-------------------------------------|
| Pli endommagé 100<b< 600 mm | GCL-GM | $Q = 0.202 h_w^{0.31} a^{0.30} 9 k_s^{0.88} \left[1 - 0.20 \left(\frac{h_w}{H_s} \right)^{1.25} \right]$ | <i>Barroso (2005)</i> |
| | Excellente | $Q_L = 0.63 h_w^{0.45} b^{0.1} k_s^{0.87} \left[1 + 0.28 \left(\frac{h_w}{H_s} \right)^{0.59} \right]$ | <i>Touze-Foltz et Giroud (2003)</i> |
| | Bonne | $Q_L = 0.89 h_w^{0.45} b^{0.1} k_s^{0.87} \left[1 + 0.28 \left(\frac{h_w}{H_s} \right)^{0.59} \right]$ | |
| | Faible | $Q_L = 1.98 h_w^{0.45} b^{0.1} k_s^{0.87} \left[1 + 0.28 \left(\frac{h_w}{H_s} \right)^{0.59} \right]$ | |

Dans ces équations; Q est le débit de fuite ($m^3.s^{-1}$), Q_L est le débit de fuite par unité de longueur ($m^3.s^{-1}.m^{-1}$), h_w , est la charge hydraulique au-dessus de la GM, Φ est le diamètre du défaut circulaire (mm), a est l'aire du défaut circulaire (m^2); b est la largeur du défaut longitudinal (mm); k_s est la conductivité hydraulique de l'ensemble (GSB+argile), et H_s est l'épaisseur totale de l'ensemble (GSB+argile) (m)

Abuel Naga et Bouazza (2014) ont également développé des équations empiriques afin de prédire le débit de fuite à travers une étanchéité composite GM-GSB sans sol support pour des défauts circulaires et longitudinaux. Ces équations très complexes (nécessitant le calcul de 11 termes avant d'obtenir le débit de fuite) ne sont pas applicables dans le cadre de la thèse et ne seront pas reportées ici.

III.4.3 Conclusion sur les équations empiriques

Les équations empiriques constituent donc un outil simple d'estimation des débits de fuite en régime permanent. Cependant les différentes études issues de la bibliographie mettent en évidence l'existence d'une phase transitoire, pouvant atteindre jusqu'à 6 mois pour les essais à échelle métrique (*Barroso et al., 2006a*), durant laquelle différents facteurs peuvent avoir un effet sur l'amplitude des débits de fuite : nature de la bentonite, contrainte de confinement, charge hydraulique, effet de surface de la GM, échanges cationiques. On relève donc un intérêt à investiguer ce régime transitoire et les différents mécanismes de transferts intervenant dans la réduction du débit de fuite. Le recours à outils numériques peut permettre d'investiguer cette phase transitoire. Une approche numérique a été développée (III-5) qui consiste à simuler le comportement hydraulique de l'étanchéité composite pouvant aller jusqu'à la prise en compte des états de saturation variable (en saturé et en non saturé) des composants de la barrière passive. Nous présentons dans la suite les modélisations numériques qui ont été réalisées dans ces conditions de non saturation de la barrière passive.

III.5 Approche numérique

Une approche, numérique, a été entreprise afin d'essayer de simuler le comportement hydraulique de l'étanchéité composite face à la problématique des transferts advectifs à travers une étanchéité composite GM-GSB. Le point fort de la modélisation numérique est qu'elle permet de considérer le régime transitoire afin d'essayer de comprendre les phénomènes de transferts. Ici on ne prend en compte que les études réalisées en prenant en compte des conditions non saturées.

L'utilisation du code de calcul Métis (*Cartaud et al., 2005; Saidi et al., 2006*) permet la simulation d'écoulement et de transport miscible en milieu poreux et fracturé en utilisant la méthode des éléments finis. Les calculs sont effectués soit en régime permanent, soit en régime transitoire. Le code permet de traiter les problèmes en 1, 2 et 3 dimensions. Les auteurs ont été amenés à utiliser Métis plutôt qu'un autre code au vu de sa capacité à intégrer des éléments monodimensionnels à leur maillage. Ces éléments ont permis de caractériser l'interface par une transmissivité et un coefficient d'emmagasinement sans que l'épaisseur intervienne spécifiquement. Dans ces deux études (*Cartaud et al. 2005 ; Saidi et al. 2006*), l'écoulement dans un milieu poreux non saturé est modélisé en utilisant l'équation de Richards (*Richards, 1931*).

Cartaud et al. (2005) ont quantifié pour une géométrie axisymétrique les débits de fuite dans une étanchéité composite GM-argile présentant un défaut (circulaire, longitudinal de longueur infinie ou modélisé sous la forme d'un pli endommagé) et d'une argile support et ont réussi à mettre en évidence que :

- le débit de fuite simulé numériquement dans l'interface diminuait progressivement en reproduisant la décroissance observée expérimentalement ;
- le débit de fuite s'écoulant à travers la barrière, comme observé expérimentalement, était dominé par le flux à l'interface ; (ii) le degré de saturation initial du sol support n'avait pas d'effet significatif sur les valeurs de débits de fuite simulés en régime permanent pour une durée de 30 ans ; cette constatation était en accord avec les quantifications expérimentales qui stipulent que la préhydratation initiale du GSB n'a pas d'effet sur l'évolution des débits de fuite pour de faibles contraintes de confinement (figure III-15) ;
- le débit obtenu numériquement en régime permanent était similaire à celui obtenu par l'utilisation des solutions analytiques pour les mêmes hypothèses de calcul.

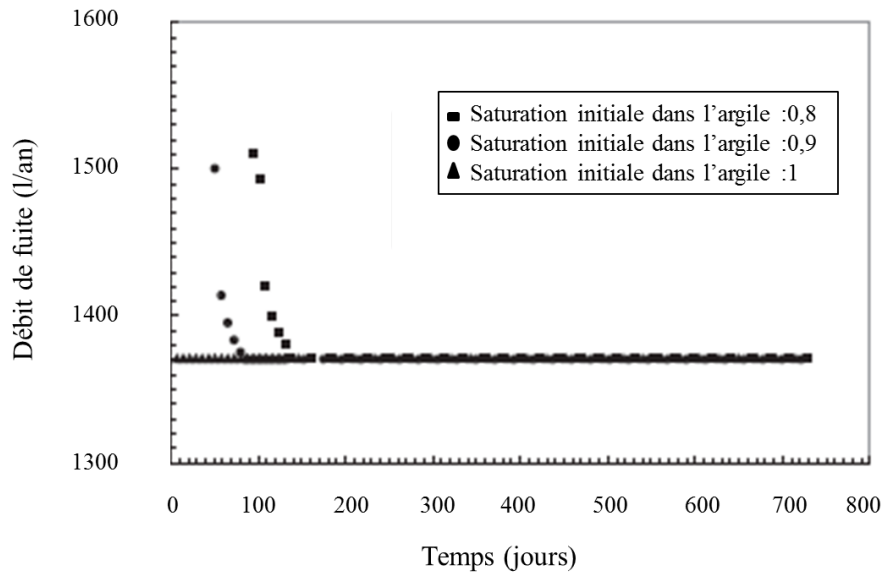


Figure III-15 : Evolution du débit de fuite en fonction du temps pour différents degrés de saturations initiales dans l'argile support (Cartaud et al., 2005)

Dans une seconde étude numérique avec Métis, *Saidi et al. (2006)* ont évalué les débits de fuite à travers une étanchéité composite GM-GSB pour différents types de défauts (circulaires, longitudinaux de longueur infinie et longitudinaux de longueur finie) en 2 et 3 dimensions. La GM recouvrait une couche de GSB et d'argile compactée en conditions de non saturation ($S_r=80\%$ pour l'argile compactée et 10% pour le GSB) (figure III-16).

Les résultats supplémentaires apportés par cette étude sont les suivants :

- l'augmentation du débit de fuite avec l'augmentation de la charge hydraulique et la taille du défaut est observée, en parfait accord avec les résultats expérimentaux reportés dans la littérature (*Barroso et al., 2006a; Koerner et Koerner, 2002*) ;
- la légère surestimation du débit de fuite calculée à l'aide de la solution numérique par rapport à la solution analytique (moins de 15% de différence pour le problème axisymétrique et pouvant atteindre 42% pour le défaut de longueur infinie). Cette différence diminuait avec l'augmentation des dimensions du défaut et de la charge hydraulique, contrairement à une surestimation plus prononcée pour la surface d'infiltration (la différence varie de 6% à 58% entre les deux solutions numérique et analytique). Cette marge a été attribuée à la différence de l'état de saturation de l'ensemble (GSB, argile compactée) considéré dans les deux cas : une solution analytique, on suppose en effet que la couche argileuse est totalement saturée ;
- le débit de fuite calculé à partir du modèle 2D sous-estimait la dimension de la surface mouillée par rapport au modèle 3D. Ce phénomène a été attribué à la non prise en compte des extrémités des défauts longitudinaux et des plis endommagés en 2D ; l'écart diminue cependant lorsque la longueur du défaut longitudinal ou du pli endommagé augmentait, la part du débit due aux extrémités du défaut devenait moins prépondérante (*Saidi et al., 2006*).

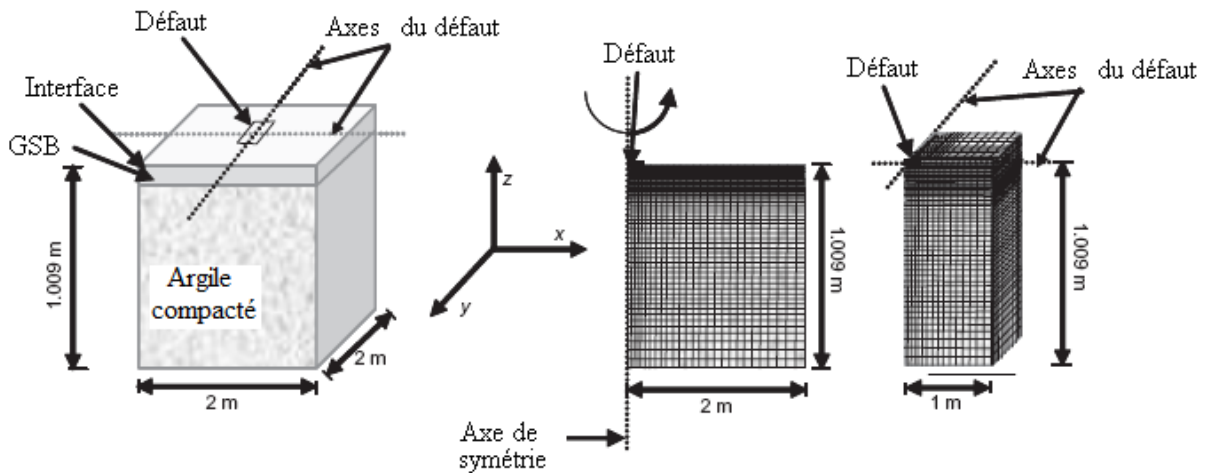


Figure III-16 : Modélisation de l'étanchéité composite et maillage du modèle en 2D et 3D (Saidi et al., 2006)

Une récente étude de Rowe et Abdellaty (2012) à l'aide de logiciels axisymétriques d'éléments finis SEEP/w et CTRAN/w (GEOSLOPE, 2002) a été entreprise en vue de modéliser le débit de fuite et la diffusion de contaminant (ici une solution de NaCl) en régime permanent. La modélisation du débit de fuite a été réalisée en résolvant l'équation de Laplace en conditions saturées sous une condition d'isotropie de la conductivité hydraulique du sol support et du GSB. L'interface a été modélisée comme une couche d'épaisseur égale à 0,001 m et sa conductivité hydraulique a été ajustée en fonction de la transmissivité d'interface voulue (Figure II-17). SEEP/W ne permet en effet pas de mailler l'étanchéité composite en prenant en compte l'épaisseur réelle de l'interface. Des simulations de flux d'eau distillé et de solution de NaCl (0,14 mol/L) ont donné les résultats énumérés ci-dessous :

- l'hydratation avec l'eau distillée a donné des valeurs de débit de fuite en régime permanent de $1,5 \times 10^{-11}$ et $5,5 \times 10^{-11} \text{ m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$ pour des charges hydrauliques respectives de 0,3 et 1 m sous une contrainte de confinement de 100kPa. Ces calculs ont été réalisés pour une valeur de transmissivité d'interface de $2,3 \times 10^{-11} \text{ m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$. Ce calcul était en accord avec les expérimentations de mesure du débit de fuites montrant l'influence de la charge hydraulique sur les valeurs de débits de fuite durant le régime permanent ;
- après 2,5 années de simulations de l'hydratation avec une solution de NaCl (0,14 mol/l), les débits de fuites calculées pour le régime transitoire n'étaient pas affectés malgré l'augmentation (de 1 ordre de grandeur) de la conductivité hydraulique du GSB. Cette constatation permettait de justifier les résultats expérimentaux qui montrent que l'augmentation de la conductivité hydraulique dans le cas de l'échanges cationique (Rowe et Abdellaty, 2013) où dans le cas où le GSB étudié est calcique (Mendes et al., 2010) n'affectait pas les valeurs du débit de fuite.

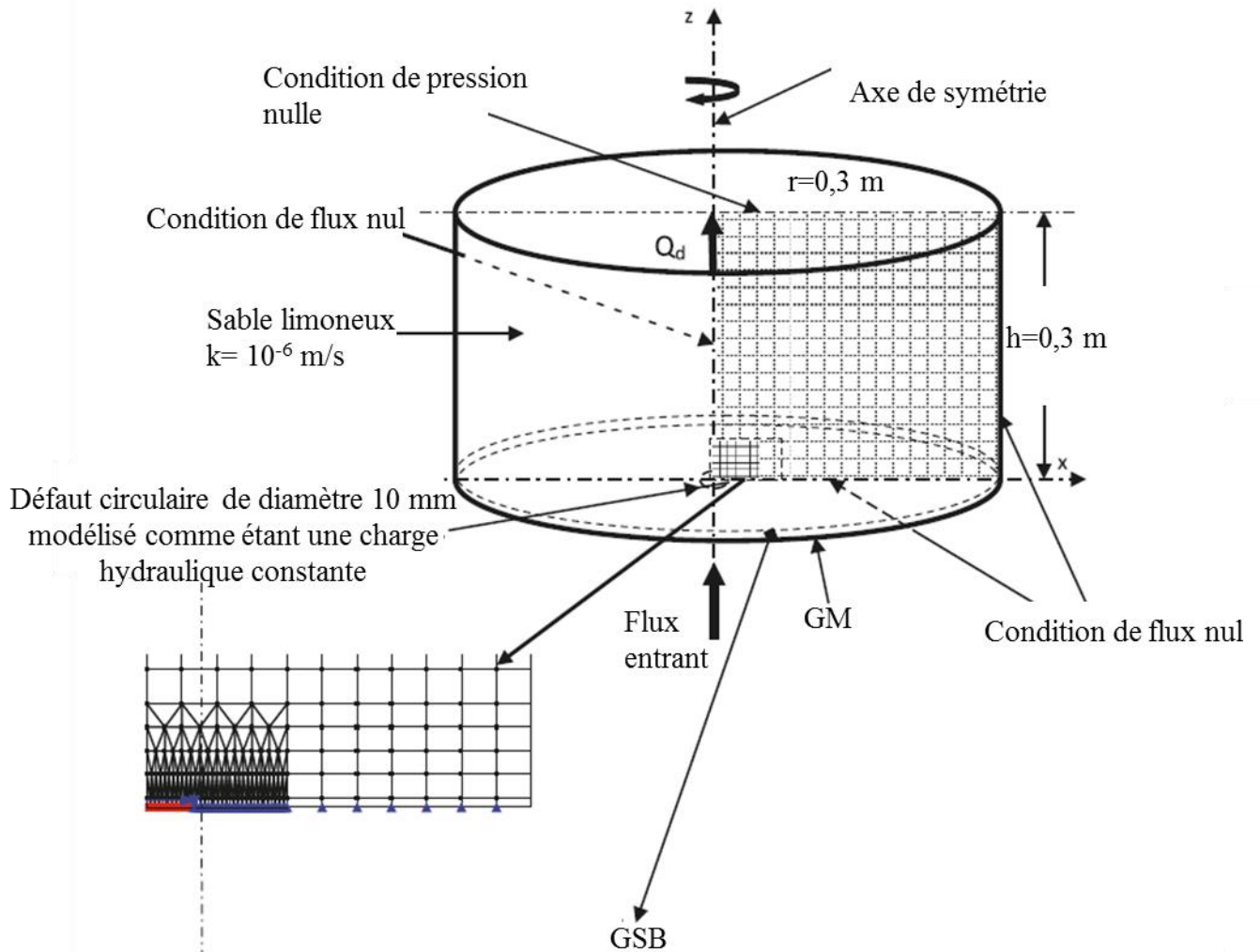


Figure III-17 : Schéma du modèle d'étanchéité composite et maillage correspondant (Rowe et Abdellaty, 2012)

III.6 Conclusion

La recherche bibliographique conduite dans ce chapitre à partir des différentes approches de quantification des débits de fuites à travers les étanchéités composites a essentiellement mis en évidence les points suivants :

- l'approche expérimentale a montré l'influence d'une multitude de paramètres surtout durant le régime transitoire comme la contrainte de confinement, la charge hydraulique où la préhydratation initiale du GSB. Dans tous les cas de figure, le débit de fuite observé expérimentalement diminuait progressivement au cours du temps avec une réduction de la taille de la surface d'infiltration. Pour autant les causes de réduction du débit de fuite n'ont pas été réellement investiguées. D'une manière générale, aucune explication n'a été fournie concernant les mécanismes d'évolution du débit de fuite ainsi que le fait que différents paramètres mécaniques ou physicochimiques peuvent influencer le comportement à court et à long terme de l'étanchéité composite GM-GSB ;

- le fondement du développement des solutions analytiques et des équations empiriques repose donc sur une hypothèse qui ne se vérifie pas sur le modèle physique car ce développement s'est focalisé sur le régime permanent. On peut donc considérer qu'elles constituent des outils intéressants pour l'ingénieur qui désire une estimation rapide du débit de fuite que peut engendrer un défaut dans la GM d'un dispositif d'étanchéité composite. Cependant, la validité de ces outils reste à être vérifiée et, dans le cadre d'une volonté de définition d'un terme source précis pour l'étude de l'impact que peut avoir une installation de stockage de déchets sur son environnement, la quantification des flux traversant l'étanchéité composite semble indispensable. En effet, on relève un manque de données concernant la prédiction des transferts dans des conditions se rapprochant le plus de la réalité avec une prise en compte fonctionnelle de la durabilité des matériaux et leur évolution au cours du temps ;
- L'approche numérique existant dans la littérature propose des modèles d'étanchéités composites GM-GSB simplifiés afin d'investiguer les transferts en régime transitoire en considérant le fait que le GSB est un matériau homogène. Pour autant, ce dernier est constitué d'un assemblage de matériaux fortement contrastés de point de vue comportement hydromécanique (bentonite en liaison avec des géotextiles). Comme évoqué dans le chapitre II, le géotextile se désature très rapidement (1 kPa) sous les fortes succions exercées par la bentonite avec une diminution considérable de sa conductivité hydraulique. Cette variabilité des paramètres hydrauliques entre la bentonite et le géotextile, pourrait probablement influencer les transferts dans l'interface entre la GM et le géotextile supérieur du GSB lors de l'hydratation de la bentonite. Il semble donc important d'étudier dans la suite plus précisément les phénomènes intervenant à l'interface en lien avec ce contraste de propriétés hydrauliques entre le géotextile supérieur du GSB et la bentonite. Ce sera l'objet du chapitre V.

À l'issue de cette synthèse sur la quantification des transferts à travers les étanchéités composite, la problématique de la thèse peut être formulée :

Comment peut-on parfaire la compréhension des phénomènes de transferts à travers les étanchéités composites GM-GSB afin d'améliorer la prédiction des transferts advectifs à travers la barrière de fond d'installations de stockage de déchets non dangereux vers l'environnement ?

L'approche adoptée dans ce travail de thèse traite de la caractérisation des mécanismes de transferts et leur quantification à travers les étanchéités composites en prenant en compte l'évolution des caractéristiques des matériaux d'étanchéité en fonction des facteurs influents (le confinement, les caractéristiques de la GM, les sollicitations du site en relation avec les échanges cationiques et les cycles hydriques).

Caractérisation de l'hydratation du GSB sous contraintes

Nous verrons qu'une évaluation des mécanismes de transferts sera donnée en partant de l'évolution des propriétés intrinsèques du GSB en fonction de son hydratation sous confinement à travers la construction des courbes de rétention d'eau du GSB et la modélisation hydraulique du comportement de l'étanchéité en prenant en compte le caractère hétérogène du GSB (chapitre IV et V).

Quantification expérimentale des transferts pour différents types d'étanchéités composites selon les sollicitations extérieures

En passant à l'échelle de l'étanchéité composite, une évaluation de l'importance de la qualité de contact au niveau de l'interface pour différentes propriétés mécaniques de la GM (rigidité, rugosité, épaisseur) est donnée en vue de quantifier les transferts à la fois lorsque d'autres GM que celles en PEHD sont utilisées, ou pour les géofils bentonitiques (chapitre VI). À l'échelle de l'environnement de l'étanchéité, une évaluation des performances hydrauliques des étanchéités composites est évaluée afin de renseigner sur la durabilité des étanchéités composites pour lesquelles les GSB ont été altérés par leur environnement suite à des échanges cationiques et des cycles de déshydratation (chapitre VII).

Une synthèse des différents facteurs affectant les transferts advectifs en régime permanent et transitoire des étanchéités composites GM-GSB est donnée dans le chapitre VIII en plus d'une évaluation pertinente de l'impact du régime transitoire sur les performances à court et à long terme des barrières d'étanchéités des ISDnD. Ceci permettra d'améliorer la prévision des

transferts de la barrière vers l'environnement ainsi que de vérifier la pertinence des calculs actuels réalisés dans le cadre d'études d'impact sur l'environnement effectuées pour les étanchéités composites. Ces calculs se basent sur la prise en compte uniquement des valeurs de débits de fuite mesurées en régime permanent

Partie 2

Etude du comportement en rétention d'eau du GSB et son influence sur les transferts à travers les étanchéités composites

La partie bibliographique a mis en évidence un réel besoin de quantifier les transferts advectifs à travers les étanchéités composites GM-GSB en fond d'ISDnD. Cette première partie a souligné également la complexité du comportement interactif entre la GM et le GSB. Elle a mis en évidence un manque de données qui permettraient de mieux comprendre le comportement de l'étanchéité composite et des éléments la constituant.

L'objectif de cette **Partie 2** est d'acquérir des connaissances supplémentaires sur les paramètres non saturés des géosynthétiques bentonitiques et l'influence de ces paramètres sur l'évolution temporelle du débit de fuite dans les étanchéités composites en lien avec les courbes de rétention, et la constitution du GSB.

Le cœur de cette partie 2 du mémoire de thèse est donc l'étude des paramètres non saturés du GSB et leur influence sur les transferts dans la barrière. On présente les travaux réalisés autour de cet axe à travers deux projets de publication, dans les chapitres IV et V de la thèse.

- **le chapitre IV** intitulé «EFFECT OF STRESS ON WATER RETENTION OF GEOSYNTHETIC CLAY LINERS» a été publié à la revue “Geotextiles & Geomembranes” et corrigé après révision. Cet article vise à quantifier le comportement hydromécanique du GSB. Ceci se fait par le biais de l'évaluation de la courbe de rétention d'eau du GSB lors de son hydratation sous différentes configurations de contraintes de confinement.
- **le chapitre V** s'articule autour d'un article intitulé “NUMERICAL STUDY OF ADVECTIVE FLOW THROUGH COMPOSITE LINERS” soumis dans le journal “Environmental Geotechnics”. Nous sommes en attente, à la date de soumission du manuscrit, de la décision finale sur l'acceptation de l'article après envoi d'une version corrigée. Cet article se base pour partie sur les résultats obtenus dans le chapitre IV pour quantifier numériquement l'impact du comportement hydraulique non saturé du GSB au sein de la barrière d'étanchéité composite sur les transferts advectifs et en particulier l'évolution temporelle du débit de fuite. C'est une avancée majeure dans le cadre de la thèse.

CHAPITRE IV CONSTRUCTION DES COURBES DE RETENTION D'EAU SOUS CONTRAINTE DES GSB

IV.1 Article 1: Effect of stress on water retention of needlepunched geosynthetic clay liners

IV.1.1 Finalité de l'article 1

L'objectif de cet article est de contribuer à une meilleure connaissance du comportement hydromécanique des GSB lors de leur hydratation dans une barrière d'étanchéité de fond d'ISDnD. Ceci peut se faire à travers la construction des courbes de rétention d'eau des GSB dans une large gamme de contraintes de confinement en vue de reproduire différentes épaisseurs de surcharge des déchets.

Une étude préliminaire a été entreprise afin de déterminer la courbe de rétention des GSB durant la première phase d'hydratation des géosynthétiques bentonitiques (GSB) à l'aide de la méthode des dessiccateurs à solutions salines saturées (voir annexe 1). Les essais ont été réalisés pour deux valeurs de succions imposées (4,2 MPa et 8,5 MPa) en gonflement libre ($\sigma=0$ kPa) et sous deux contraintes de confinement imposées (50 kPa et 100 kPa). Les expérimentations ont été conduites sur deux types de GSB, le premier est un GSB aiguilleté contenant une bentonite sodique granulaire et le deuxième est un GSB cousu comportant une bentonite calcique en poudre. Les résultats de cette étude suggèrent que, dans la gamme de succion imposée, la nature de la bentonite ainsi que l'augmentation de la contrainte de confinement de 0 à 100 kPa n'affectent pas d'une manière significative le comportement en rétention d'eau du GSB qui demeure dans la gamme des résultats précédents de rétention d'eau propres aux GSB et aux bentonites.

Cette étude a été complétée dans ce chapitre IV à l'aide d'une méthodologie originale de détermination des courbes de rétention d'eau en hydratation sous contraintes de confinement pour des GSB aiguilletés contenant une bentonite sodique granulaire (produit très utilisé en Europe). Cette méthodologie est basée sur la combinaison de trois systèmes œdométriques reposant sur les techniques suivantes :

- le contrôle de l'humidité relative par solutions salines saturées avec un système de circulation de la vapeur d'eau. L'avantage de cette méthode est de permettre de

contourner le problème de la barrière capillaire créée par le géotextile lorsque la bentonite s'hydrate (problème évoqué dans la partie II). Le processus d'hydratation est accéléré grâce au système de recirculation des vapeurs ;

- la technique osmotique pour les plus faibles succions (0,1; 0,5; 1; et 2,8 MPa) en faisant circuler des solutions concentrées de polyéthylène Glycol (PEG) au ras des éprouvettes de GSB par l'intermédiaire des membranes cellulosiques via un circuit fermé. L'originalité de cette méthode, dont le principe repose sur le phénomène d'osmose, c'est qu'elle présente l'avantage d'hydrater le GSB en assurant la continuité de la phase liquide entre la bentonite constitutive du GSB et le système osmotique ;
- les œdomètres classiques pour réaliser la saturation à succion nulle.

La combinaison de ces différentes techniques permet :

- de couvrir une large gamme de succions propres au GSB (0-8,5 MPa) où une modification des propriétés de rétention d'eau et un changement structural du GSB sont observés. En effet, comme évoqué par *Abuel Naga et Bouazza (2010)*, le comportement des GSB à fortes succions ($\psi > 10\text{MPa}$) s'apparente fortement à celui de la bentonite pour laquelle on dispose de nombreuses références bibliographiques (*Marcial et al., 2002; Villar et Lloret, 2004*). Les propriétés de rétention d'eau des GSB sous des succions supérieures à 10 kPa peuvent donc être approchées de celles d'une bentonite ;
- de confiner les éprouvettes de GSB et d'imposer de larges gammes de contraintes de confinement conformes aux sollicitations mécaniques qui peuvent être rencontrées sur des sites d'ISDnD par l'utilisation des systèmes œdométriques. Dans ce cas de figure, nous avons simulé l'existence de différentes épaisseurs de couches de déchets variant entre 0 et 20 m, représentatives des conditions de surcharge sur la barrière de fond d'ISDnD pouvant être rencontrées en France. Sachant que la densité des déchets est comprise entre 800 et 1000 kg.m^{-3} , les contraintes retenues dans le cadre de cette étude sont 10, 50, 100 et 200 kPa.

Dans l'article, nous rappelons brièvement les principes de comportement et la phénoménologie de rétention d'eau dans les GSB en phase d'hydratation, quantifiées avec différentes méthodologies adoptées par le passé en vue de construire la courbe de rétention d'eau pour des GSB. Nous en montrons les limites. On présente par la suite la méthodologie adoptée dans le travail de thèse en vue de l'évaluation de la courbe de rétention d'eau du GSB lors de son hydratation sous différentes contraintes de confinement (10 kPa, 50 kPa, 100 kPa et 200 kPa). Cette étude permet d'obtenir de la connaissance sur l'effet de la contrainte de confinement sur les capacités de rétention d'eau et de déformabilité du GSB. Les résultats de cette étude permettent également de fournir des recommandations pratiques pour le mode de fabrication et de mise en place des GSB. Nous verrons également que les résultats de cette étude fournissent les briques élémentaires de la construction d'un modèle de comportement hydromécanique du GSB.

**Published on
Geotextiles & Geomembranes**

ARTICLE IN PRESS

Geotextiles and Geomembranes xxx (2014) 1–12



Contents lists available at ScienceDirect

Geotextiles and Geomembranes

journal homepage: www.elsevier.com/locate/geotexmem

Effect of stress on water retention of needlepunched geosynthetic clay liners

H. Bannour^{a,1}, G. Stoltz^{a,2}, P. Delage^{b,3}, N. Touze-Foltz^{a,*}^a Irstea, HBAN Unit, Antony, France^b Ecole des Ponts ParisTech, Navier/CERMES, France

ARTICLE INFO

Article history:

Received 19 March 2014

Received in revised form

8 July 2014

Accepted 9 September 2014

Available online xxx

Keywords:

Geosynthetics

Geosynthetic clay liner

Unsaturated conditions

Water retention curve

Suction

Confining stress

ABSTRACT

Geosynthetic clay liners (GCLs) are placed at the bottom of waste disposal facilities where they hydrate from the subsoil and eventually from a hydraulic head on geomembranes (GMs) defects. Predicting hydration behavior of GCLs requires knowledge of the water-retention properties of the GCL along wetting paths. Given that GCLs could be subjected to different ranges of vertical stresses that are induced by the weight of the supported waste, the confining stress could affect water-retention properties of GCLs and should be investigated. To do so, a laboratory methodology to establish the water-retention curves (WRCs) of needlepunched GCLs under stress was undertaken. Various constant vertical stresses corresponding to different weights of the supported waste were applied to GCL specimens placed in controlled-suction oedometers. Suction values were selected so as to mimic a wetting path from the initial dry state to zero suction. Suction was controlled by using controlled suction techniques with controlled humidity imposed by a saturated saline solution and using the osmotic technique with polyethylene glycol (PEG) solutions. Measurements were undertaken on oedometer systems as to apply confining stresses and have been complemented by standard saturated oedometer swelling tests. The data obtained confirm that increasing the stress on the GCL results in less, albeit faster, water uptake, which could emphasize on recommendations about rapidly covering GCLs after they are placed at the bottom of a waste disposal facilities. Finally, the potential validity of the state-surface concept, which was developed in unsaturated soil mechanics, is discussed using van Guenuchten's and Fredlund and Xing's equations for water retention curves.

© 2014 Elsevier Ltd. All rights reserved.

1. Introduction

Geosynthetic clay liners (GCLs) are composite materials used in geotechnical and geoenvironmental engineering applications. Specifically, they serve as barrier systems in landfill liners, tailing ponds or dams (Bouazza, 2002). GCLs have gained worldwide acceptance because once they are hydrated and confined, they represent excellent hydraulic barriers. GCLs consist of a layer of bentonite inserted between two geotextiles linked together by various means (stitching, needle punching, heat bonding,

wrapping, etc.). The suction of the bentonite contained in GCLs can be as high as 1000 MPa (Beddoe et al., 2010).

When installed in composite liners, GCLs hydrate under a compressive stress corresponding to the overburden load. After that, the GCL hydrates typically from both the liquid flux through defects in the geomembrane (GM) and the transfer of vapor and liquid water from the underlying soil through the GCL (Azad et al., 2011; Beddoe et al., 2010). Assuming a typical depth of waste deposits of between 20 and 30 m and adopting a density of 800–1000 kg/m³ for the waste, vertical stresses applied to GCLs at the bottom of deposits may reach 300 kPa.

The capability of a GCL to serve as a barrier to fluids (either liquid or gas) is intimately linked to the uptake of moisture by the bentonite. However, there is no guarantee that the GCL will reach full hydration before leakage begins through a defective geomembrane. Accurately predicting the hydraulic behavior of composite liners requires knowledge of both the water retention curve (WRC) of the GCL and its volumetric changes during hydration.

* Corresponding author. Tel.: +33 1 40 96 60 39; fax: +33 1 40 96 62 70.

E-mail addresses: hajer.bannour@irstea.fr (H. Bannour), guillaume.stoltz@irstea.fr (G. Stoltz), delage@cermes.enpc.fr (P. Delage), nathalie.touze@irstea.fr (N. Touze-Foltz).¹ Tel./fax: +33 1 40 96 65 25.² Tel.: +33 1 40 96 60 39; fax: +33 1 40 96 60 48.³ Tel./fax: +33 1 64 15 35 42.<http://dx.doi.org/10.1016/j.geotexmem.2014.09.001>

0266-1144/© 2014 Elsevier Ltd. All rights reserved.

Please cite this article in press as: Bannour, H., et al., Effect of stress on water retention of needlepunched geosynthetic clay liners, *Geotextiles and Geomembranes* (2014), <http://dx.doi.org/10.1016/j.geotexmem.2014.09.001>

ARTICLE IN PRESS

2

H. Bannour et al. / Geotextiles and Geomembranes xxx (2014) 1–12

Many experimental studies have investigated the water-retention properties of GCLs (Daniel et al., 1993; Barroso et al., 2006; Southen and Rowe, 2007; Abuel-Naga and Bouazza, 2010; Beddoe et al., 2010, 2011; Hanson et al., 2013; see Table 1). In addition, to quantifying the transient hydration of GCLs under experimental unsaturated conditions, Siemens et al. (2011, 2013) have done numerical simulations on the transient hydration of GCLs. They assessed the impact of two confining stresses (10 100 kPa) on the rate of hydration and the moisture equilibrium content of GCLs.

Most investigations into water retention in the wetting path (Daniel et al., 1993; Barroso et al., 2006; Beddoe et al., 2010, 2011; Hanson et al., 2013) have been done without considering the confining stress effect which affects the water-retention properties of the GCL (as observed in other bentonite-based materials). For example, in radioactive waste management, Yahia-Aissa et al. (2001) demonstrated that volume constraint of compacted bentonite leads to significantly less water retention at saturation. This effect was later confirmed by Lloret et al. (2003) and Villar et al. (2003), who used the same approach. Southen and Rowe (2007) investigated the effect on water-retention in GCLs of different confining stresses (3 and 100 kPa) applied along a drying path. The effect of confining stress applied along a wetting path was investigated by Abuel-Naga and Bouazza (2010) (with a single stress of 50 kPa) and by Beddoe et al. (2011) (with a small stress of 2 kPa). Siemens et al. (2013) numerically studied the effect of confining stresses of 2 kPa and 100 kPa on water retention in GCLs.

These studies did not investigate water retention along a wetting path for the larger range of confining stresses that corresponds to deeper waste deposits (for example in the case when a hydraulic head exist on the GM overlying the GCL is presenting holes).

To better understand the hydromechanical response of GCLs, this paper presents the results of an experimental program designed to investigate the effect of confining stress applied along the wetting path of the WRC of GCLs. The WRC was determined based controlled suction techniques adapted to oedometer equipment with saturated saline solutions and osmotic technique with polyethylene glycol (PEG) solutions. Measurements were complemented by standard saturated oedometer swelling tests to obtain water retention properties at zero suction. In the following,

Table 1
Published investigations of GCL water-retention curves.

| Authors | Used technique | Confining stress (kPa) | Water cycle |
|-------------------------------|--|------------------------|---------------------|
| Daniel et al. (1993) | Thermocouple psychrometer (SCM) and vapor equilibrium (MCM) | 0 | Wetting path |
| Southen and Rowe (2004) | Pressure plate technique (SCM) | 0 | Drying |
| Barroso et al. (2006) | Filter paper (MCM) | 0 | Wetting path |
| Southen and Rowe (2007) | Pressure plate (SCM) and pressure membrane extractors (SCM) | 0-0.5-3-100 | Drying path |
| Abuel-Naga and Bouazza (2010) | Thermocouple psychrometer (MCM) and a capacitive relative humidity sensor (MCM) _r | 50 | Wetting path |
| Beddoe et al. (2010) | High-capacity tensiometers (MCM) and capacitive relative humidity sensors (MCM) | 2 | Drying path |
| Beddoe et al. (2011) | High-capacity tensiometers (MCM) and capacitive relative humidity sensors (MCM) | 2 | Wetting/Drying path |
| Hanson et al. (2013) | Pressure plate-filter paper and relative humidity methods | 0 | Wetting/Drying path |

"SCM" stands for "suction-control method" and "MCM" stands for "moisture-control method".

WRCs at the wetting path, their experimental determination, and their relevance with respect to GCL issues are first briefly introduced. Second, the suction-control methods that were applied to the GCL are described. Finally, the results obtained are presented and compared with published data. Two well-known WRC equations (van Guenuchten's and Fredlund and Xing's) are fit to the data obtained and an explanation of the effect of stress is proposed.

2. Water-retention curves

2.1. Water-retention along wetting path in geosynthetic clay liners

GCLs have a composite structure consisting of geotextiles and bentonite. When the GCL is under unsaturated conditions, Abuel-Naga and Bouazza (2010) modeled the structure of a GCL as a double-porosity material with two distinct air-entry values and two residual water contents corresponding to that of the geotextile and that of the bentonite. Based on the fact that GCLs present composite structures, along the wetting path, the GCL's bentonite will swell and could squeeze out to occupy some of the pore space of the geotextile component with the confining stress.

In this context, it is important to find a suitable methodology for investigating the water retention of GCLs along the wetting path over the entire relevant suction range by examining the effects of confining stress on GCL water retention.

2.2. Techniques to determine water-retention curve of geosynthetic clay liner

Some methods recently adopted to determine the WRCs of GCLs have been described by Abuel-Naga and Bouazza (2010), Beddoe et al. (2010), and Zornberg et al. (2010). Based on Fig. 1, it is recommended to combine at least two different techniques to cover the entire suction range of GCLs. As seen in Table 1, methods used to determine the WRC of GCLs include (i) vapor equilibrium (Daniel et al., 1993) and (ii) axis-translation techniques based on plates or membrane extractors (Southen and Rowe, 2004, 2007; Hanson et al., 2013). (iii) thermocouple psychrometer (Daniel et al., 1993; Abuel-Naga and Bouazza, 2010), (iv) the filter-paper technique (Barroso et al., 2006; Hanson et al., 2013), (v) high-capacity tensiometers (Beddoe et al., 2010; 2011), and (vi) capacitive relative-humidity sensors (Abuel Naga and Bouazza, 2010; Beddoe et al., 2010; 2011; Hanson et al., 2013).

Some methods have shown their limitations for use with GCLs. For example, sensors such as thermocouple psychrometers are irrelevant at low suction (<1 MPa), particularly because of their significant temperature sensitivity (Daniel et al., 1993; Abuel Naga and Bouazza, 2010), and fungi that develop on filter paper could affect the results of the filter-paper technique if test protocol is not followed (Barroso et al., 2006).

This study used to present an original methodology for establishing water retention curve of GCLs under wetting path and confining stress that takes into account the composite structure of GCLs.

3. Materials and methods

3.1. Geosynthetic clay liner properties and preparation

A needle-punched GCL containing granular sodium bentonite was used. The cover geotextile was woven and the carrier geotextile was needlepunched. The mass per unit area M_b of bentonite was 5.80 kg/m². The average thickness of the GCL was 7 mm. The basic features of the measurements done to determine the WRCs of the GCL are summarized in Table 2. The GCL sample was cut into 7-cm-

ARTICLE IN PRESS

H. Bannour et al. / Geotextiles and Geomembranes xxx (2014) 1–12

3

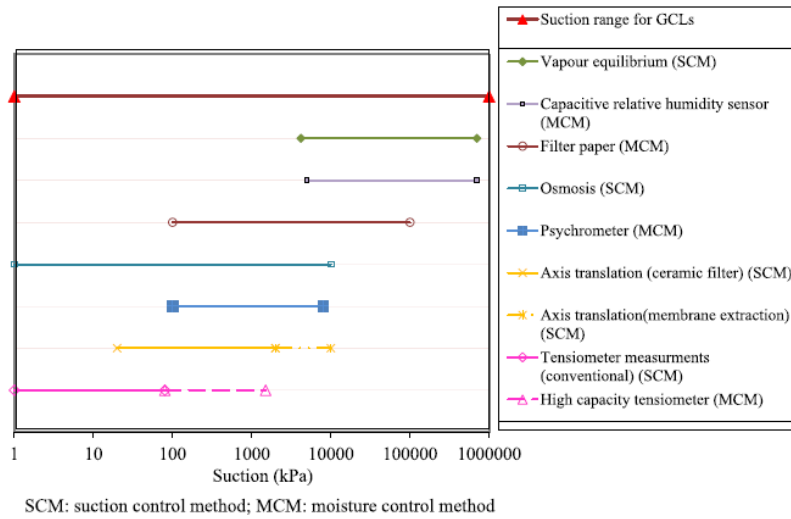


Fig. 1. Applicable ranges for techniques to control or measure suction (modified from Likos and Lu, 2003).

diameter specimens by using a cookie cutter and then inserted in the oedometer in which suction-control methods were applied under various stresses. These methods are presented in Sections 3.3.1 and 3.3.2.

To obtain results that are independent of the GCL bulk void ratio, specimens were selected to ensure a relatively uniform mass per unit area M_b of bentonite. The selection has been made by cutting 20 GCL specimens then chooses the closest values of mass of GCLs.

3.2. Techniques to establish the water retention curve of geosynthetic clay liner

Three methods were used to determine water retention curve of geosynthetic clay liner. Two method were used to control the suction using saturated saline solutions (controlling the total suction), and the osmotic technique (controlling the matric suction). These two techniques were adapted to oedometer cells where GCL specimens were confined. It is not necessary to adjust total suction values for the matric suction controlled by the osmotic oedometers because it was deemed irrelevant for the range of total suctions measured for GCLs (Beddoe et al., 2011). This approach allowed (i)

the application of a controlled vertical stress; and (ii) the coverage of the wide range of suction required to establish the WRC of the GCL along the wetting path starting from the natural water content. An additional standard saturated oedometric measurement was also done to obtain data at zero suction.

3.3. Method used to control geosynthetic clay liners' suction

3.3.1. Control of relative humidity of vapor by oversaturated salt solution (SS measurements)

This technique consists of controlling the total suction by controlling the relative humidity around the specimen in a closed loop in which the vapor generated by oversaturated salt solutions (SS) is circulated. This technique is preferably used with relative humidity less than 97% (suction greater than 4.2 MPa). The suction applied depends on the nature of the salt used, on temperature, and on air pressure. In this study, the vapor-equilibrium technique was used to hydrate the GCL starting from its initial situation.

The relative humidity R_H is linked to suction ψ through Kelvin's law:

$$\psi = u_a - u_w = -\frac{RT}{Mg} \ln(R_H), \tag{1}$$

where ψ is the suction (MPa), u_a is the air-pore pressure (MPa), u_w is the water-pore pressure (MPa), R is the universal gas constant ($R = 8.314 \text{ J Mol}^{-1} \text{ K}^{-1}$), T is the temperature in kelvins, M is molecular weight of water ($18 \times 10^{-3} \text{ kg/mol}$), and g is the acceleration due to gravity (m/s^2).

In this study, two different salts were used: potassium sulfate (K_2SO_4) and potassium nitrate (KNO_3). Their chemical properties at 20 °C are presented in Table 4. The suction applied is 4.2 MPa for K_2SO_4 and 8.5 MPa for KNO_3 .

3.3.2. Control of matric suction using osmotic technique

The osmotic technique (Delage and Cui, 2008) is based on controlling the matric suction by using a polyethylene glycol (PEG) solution at various concentrations. The concentrations are determined by a calibration curve initially proposed by Williams and Shaykewich (1969). The osmotic method makes it possible to control suction from 0 to 10 MPa (Delage et al., 1998a,b). The most common PEGs used

Table 2 Main features of the GCL studies.

| Materials | Properties | Values |
|--------------------|---|---|
| GCL | Thickness under 10 kPa | 8×10^{-3} |
| | EN ISO 9863-1 [m] | |
| | Mass per unit area EN 14196 [kg/m ²] | 6.1 |
| | Hydraulic conductivity NF P 84 705 under 10–160 kPa [m/s] | $3.10 \times 10^{-11} - 1.95 \times 10^{-11}$ |
| Cover geotextile | Bonding process | Needle punched |
| | Type | Woven |
| Bentonite | Mass per unit area EN 14196 [kg/m ²] | 0.1 |
| | Type | Granular sodium |
| | Mass per unit area EN 14196 [kg/m ²] | 5.80 |
| Carrier geotextile | Natural water content [%] | 9.63 |
| | Type | Non woven |
| | Mass per unit area EN 14196 [kg/m ²] | 0.2 |

Please cite this article in press as: Bannour, H., et al., Effect of stress on water retention of needlepunched geosynthetic clay liners, Geotextiles and Geomembranes (2014), <http://dx.doi.org/10.1016/j.geotexmem.2014.09.001>

ARTICLE IN PRESS

4

H. Bannour et al. / Geotextiles and Geomembranes xxx (2014) 1–12

in geotechnical measurements have a molecular weight of 6000 or 20 000 Da ($1 \text{ Da} = 1.66 \cdot 10^{-24} \text{ g}$) (Delage and Cui, 2008). The calibration curve used to link the controlled suction ψ to the PEG solution concentration c was initially obtained by Williams and Shaykewich (1969). It can be expressed as (Delage et al., 1998a,b).

$$\psi = 11c^2 \quad (2)$$

The suction ψ is in MPa and c is expressed in g PEG/g water.

This equation indicates that the greater the solution concentration, the greater the imposed suction. Semi permeable

membranes are defined by their molecular weight cutoff (MWCO). A membrane with a MWCO of 14 000 kg/mol has to be used with a PEG solution of 20 000 Da (Delage et al., 2008).

The main advantage of this technique compared with using oversaturated saline solutions is that PEG solutions at controlled concentrations provide control of suction when the suction is small. To ensure stable PEG concentration, a large bottle of PEG (1000 cm³) was used, as indicated in Fig. 2 (b). The suctions applied by using the PEG solutions cross out to 0.1, 0.5, 1, and 2.8 MPa. These values were obtained by using solutions of PEG (20 000 Da) with

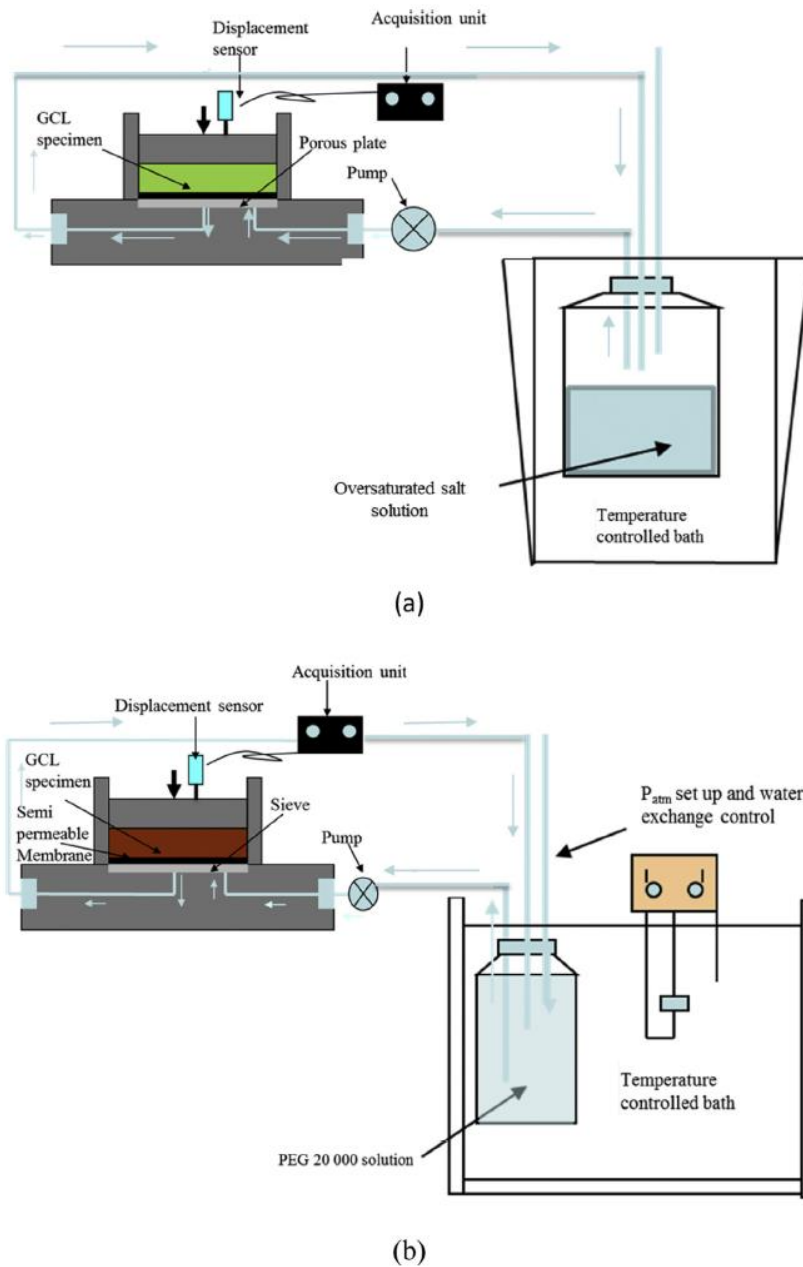


Fig. 2. Representations of methods used to control GCLs specimens' suction on oedometric cells (a) saturated salt solution by circulated vapor. (b) Osmotic technique with circulated PEG solutions (adapted from Delage and Cui, 2008).

Please cite this article in press as: Bannour, H., et al., Effect of stress on water retention of needlepunched geosynthetic clay liners, Geotextiles and Geomembranes (2014), <http://dx.doi.org/10.1016/j.geotexmem.2014.09.001>

ARTICLE IN PRESS

H. Bannour et al. / Geotextiles and Geomembranes xxx (2014) 1–12

5

concentrations of 0.09, 0.21, 0.30, and 0.50 g PEG/g of water, respectively. Tests were also performed by using pure water, which resulted in zero applied suction.

3.4. Specimen installation and measurements

Saturated salt solution techniques and the osmotic technique were adapted to control GCLs' suction into oedometers cells. A series of four GCL specimens of comparable mass (Table 3) were carefully placed into the oedometer cells, with special care taken not to lose bentonite grains from the edge of the specimens. To speed up the vapor circulation process in the case of saturated salt solution technique, that can take several weeks for high-density plastic clays, vapor transfer through the specimen or along the boundaries of the specimen can be forced by a venting circuit driven by an air pump (Yahia-Aissa, 1999; Blatz and Graham, 2000). As seen in Fig. 2 (a), the closed-loop venting circuit consists of the following elements connected in series: a porous stone at the base of the oedometer, a pneumatic pump, and a bottle containing the oversaturated saline solution in a temperature-controlled bath.

In the case of osmotic technique method, the oedometric equipment (Fig. 2 (b)) was used according to Kassif and Ben Shalom (1971)'s set up and modified later by Delage et al. (1992).

The PEG solutions were circulated over a closed circuit using a peristaltic pump which insures the water transfer between the membrane and the GCL specimen.

The initial suction of GCLs was evaluated by measurements done on two comparable GCL specimens by using a WP4 dew-point

tensiometer (Decagon) that provided suction values of 135 MPa at water contents of 9.63%, respectively. Each of the four specimens was then submitted to one of the four confining stresses: 10, 50, 100 and 200 kPa. These stresses were applied prior to decreasing the suction along the wetting path from an initial suction of 135 MPa. The vapor circulation using salt solutions and liquid circulation using PEG solution started when there was no change noticed on the GCL thickness. Two sets of four specimens were used for both the oversaturated saline solution (four stresses were applied under imposed suctions of 4.2 and 8.5 MPa) and the PEG solution (four stresses were applied under imposed suctions of 0.1, 0.5, 1, and 2.8 MPa). The room temperature was maintained at 21 ± 0.5 °C.

The height of the specimen was monitored by a displacement gauge. Equilibrium was evaluated when swell measurements reached 90% of the maximum swell equilibrium criteria for hydration provided by NF P84-705 as follows:

$$\Delta h = \Delta h_{90} \frac{t}{t_{90} + t} \quad (3)$$

Δh_{90} corresponding to the maximum swelling at 90% of maximum swelling and t_{90} time corresponding to 90% of maximum swelling. We could thus determine time reaching equilibrium by estimating the maximum swelling and establishing a criteria of equilibrium which is reaching 90% maximum.

- Height measurements was always undertaken on the center of the specimen thanks to a plate as for conventional oedometer,

Gravimetric water contents were determined at the end of each measurement (French standard NF P 94-050).

4. Results and discussion

The GCL specimens were measured using both the SS and PEG procedures. Some standard saturated oedometer measurements (OETs) were also conducted. The measurement program is summarized in Table 3 and used suction between 0 and 8.5 MPa. For each measurement a dry specimen was loaded into the oedometer and subjected to the desired stress prior to imposing a suction less than the initial suction (135 MPa). The specimens were under constant vertical stress during the measurements.

4.1. Effect of confining stress on water-retention curve

Fig. 3 shows the suction as a function of gravimetric water content obtained with the SS, PEG, and OET methods together with the point corresponding to the natural water content with an initial suction of 135 MPa. The four points plotted for each applied suction (either by SS or PEG) corresponds to the four different vertical loads applied. As is typically found, the smaller the suction controlled, the higher the water content measured under the different confining stresses between 10 and 200 kPa.

These results show that the influence of the applied stress is almost negligible for suctions greater than 2.8 MPa. In this range of applied suction, the water content is comparable for the four applied vertical loads. These results are consistent with those of Abuel-Naga and Bouazza (2010), who highlighted the insignificant effect of a 50 kPa confining stress on the water retention of GCLs at suctions greater than 10 MPa, where swelling and water uptake were less than at smaller suctions. This is the reason why only three normal stresses (<10 kPa, 100 kPa, and 200 kPa) were applied to specimens for suctions greater than 2.8 MPa.

At suctions less than 2.8 MPa, the effect of the confining stress on the GCL water content is clearly apparent. At a given suction,

Table 3
Summary of measurements made to determine WRCs of GCLs.

| Specimen | Method used | Controlled suction [MPa] [MPa] | Confining stress [kPa] [kPa] | Initial mass of GCL specimen [g] specimens |
|----------|-------------|--------------------------------|------------------------------|--|
| 1 | SS | 8.5 | 10 | 23.09 |
| 2 | SS | 8.5 | 50 | 22.62 |
| 3 | SS | 8.5 | 200 | 22.29 |
| 4 | SS | 4.2 | 10 | 23.59 |
| 5 | SS | 4.2 | 10 | 23.64 |
| 6 | SS | 4.2 | 50 | 21.54 |
| 7 | SS | 4.2 | 200 | 25.3 |
| 8 | PEG | 2.8 | 10 | 24.57 |
| 9 | PEG | 2.8 | 50 | 23.02 |
| 10 | PEG | 2.8 | 200 | 22.54 |
| 11 | PEG | 1 | 10 | 23.82 |
| 12 | PEG | 1 | 50 | 23.94 |
| 13 | PEG | 1 | 50 | 24.51 |
| 14 | PEG | 1 | 100 | 22.65 |
| 15 | PEG | 1 | 200 | 23.97 |
| 16 | PEG | 0.5 | 10 | 22.99 |
| 17 | PEG | 0.5 | 10 | 23.89 |
| 18 | PEG | 0.5 | 50 | 22.52 |
| 19 | PEG | 0.5 | 100 | 22.41 |
| 20 | PEG | 0.5 | 200 | 23.34 |
| 21 | PEG | 0.1 | 10 | 24.52 |
| 22 | PEG | 0.1 | 50 | 23.09 |
| 23 | PEG | 0.1 | 100 | 24.47 |
| 24 | PEG | 0.1 | 200 | 22.70 |
| 25 | PEG | 0 | 10 | 24.12 |
| 26 | OET | 0 | 10 | 23.55 |
| 27 | OET | 0 | 50 | 24.68 |
| 28 | PEG | 0 | 50 | 23.05 |
| 29 | OET | 0 | 100 | 24.69 |
| 30 | PEG | 0 | 100 | 22.46 |
| 31 | OET | 0 | 200 | 22.99 |
| 32 | PEG | 0 | 200 | 21.43 |

"SS" stands for the vapor-equilibrium technique by oversaturated saline solution. "OT" stands for "osmotic technique" and "OET" stands for "oedometric technique".

Please cite this article in press as: Bannour, H., et al., Effect of stress on water retention of needlepunched geosynthetic clay liners, Geotextiles and Geomembranes (2014), <http://dx.doi.org/10.1016/j.geotextmem.2014.09.001>

ARTICLE IN PRESS

6

H. Bannour et al. / Geotextiles and Geomembranes xxx (2014) 1–12

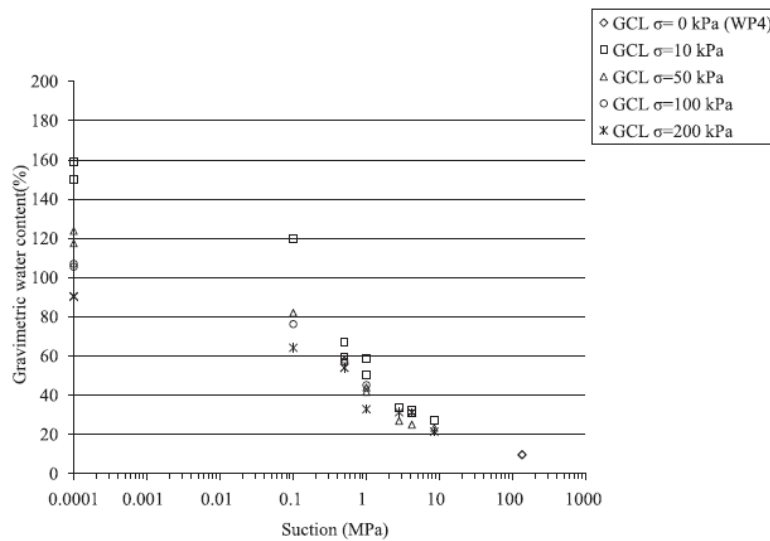


Fig. 3. Water retention along the wetting path under vertical stresses of 10, 50, 100, and 200 kPa.

more water is retained for a smaller confining stress. Maximum water content occurs at zero stress (represented here in the semi-log graph of Fig. 4 at 0.1 kPa) with values ranging from 85% (less than 200 kPa confining stress) to 160% (less than 10 kPa confining stress).

Fig. 4 shows the change of the thickness of the oedometer specimens that occurred during the measurements described in Fig. 3. Fig. 4 shows the change of the thickness volume of the oedometer specimen as a function of time obtained under the four applied vertical stresses (10, 50, 100, and 200 kPa) at controlled suction of 8.5, 4.2, 2.8, 1, 0.5, 0.1, and 0 MPa, respectively.

The initial response is a rapid compression observed when applying the load, which is typical of unsaturated soils and corresponds to the rapid expulsion of air. All initial settlements should be comparable. However, this is actually not the case because the initial mass differs between the five different GCL specimens, as seen in Fig. 5 and Table 3. Fig. 5 shows that a dispersion of about ± 0.5 in void ratio occurs for all stresses, a range comparable to that obtained from the data of Beddoe et al. (2011) at a stress of 2 kPa. The data of Abuel-Naga and Bouazza (2010) also concur with this observation. Figure provides some information on the compression properties of the dry GCL.

After the initial rapid settlement (which not exceed 2 h), the GCL is subjected to controlled suction from the saturated saline solution for the greater suctions or from the controlled-concentration PEG solutions for lower suctions down to zero.

The increase of the settlement registered either when the suction decrease could be related to some collapse mechanism. This latter represents an additional settlement of GCLs specimens' occurring after the stabilization of the compression resulting from the application of the confining stress. As have been explained by Tadepalli and Fredlund (1991), collapse mechanism occurs with soils typically presenting an open type of structure with many void spaces, which give rise to a metastable structure. It could be believed in this case that the application of the confining stress and the decrease of the suction by controlled suction techniques could lead to structural arrangement of grains bentonite's particules into GCLs specimens. Collapse mechanism could be observed for example for 200 kPa of applied confining stress. So Fig. 4 shows that the change in GCL volume depends strongly on the confining stress

the applied suction, and the grain size distribution of the bentonite as part of the GCL.

Under the highest suction of 8.5 MPa and after the initial compression process, the GCL and the GCL volume does not significantly change, which shows that the decrease in suction from the initial value of 135 MPa down to 8.5 MPa does not significantly affect the overall volume in spite of some water being absorbed by the specimen. This means that hydration occurs within the bentonite grains with little volume change of the grains themselves.

Volume changes induced by suction decrease under constant stress and are more apparent under suctions less than 1 MPa (Fig. 6). As could be seen in Fig. 6, change in thickness is very close for each confining stresses for suction higher than 1 MPa.

Under this suction, the changes in volume are typical of unsaturated swelling soils. Specifically, the results show:

- (i) no swelling at the largest stress (200 kPa), which corresponds to the collapse mechanism,
- (ii) no significant swelling at 100 kPa stress,
- (iii) swelling at the two smaller stresses (10 and 50 kPa).

Under the suction of 0.5 MPa, the final settlement under a 200 kPa compressive stress is -2 mm (comparable to that at a suction of 1 MPa), whereas some settlement due to suction increase is observed for a compressive stress of 100 kPa. As expected, the swelling observed for smaller stresses (10 and 50 kPa) is greater under a suction of 0.5 MPa compared with that obtained previously under a larger suction of 1 MPa.

Greater swelling is observed when the specimen is under 0.1 MPa suction. Settlement still occurs under 100 and 200 kPa of compressive stress (the constant value observed at stresses below 100 kPa is due to a technical problem related to a blocked oedometer piston). For compressive stresses less than 200 kPa, the settlement changes less (< 2 mm) than at 0.5 MPa of suction and 200 kPa of compressive stress.

Finally, for the GCL specimen under zero suction (obtained by circulating pure water in the osmotic oedometer), the results agree well with previous measurements: no swelling occurs under a compressive stress of 200 kPa, whereas all other GCL specimens swell when subjected to lower stresses (100, 50, and 10 kPa).

ARTICLE IN PRESS

H. Bannour et al. / Geotextiles and Geomembranes xxx (2014) 1–12

7

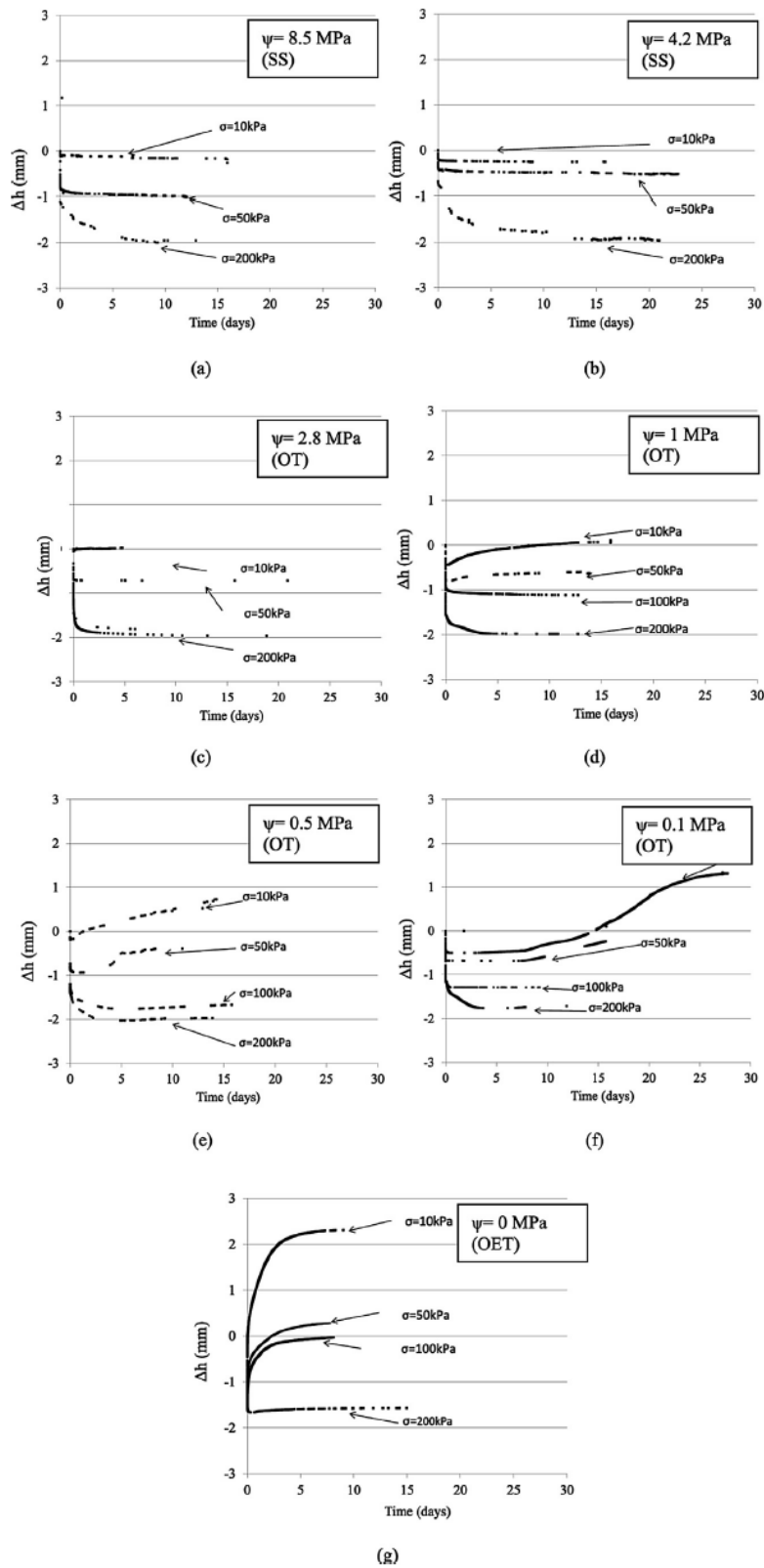


Fig. 4. Change in Thickness of GCL specimens as a function of time for different confining stresses σ and for final suctions reached starting from initial suction of 135 MPa.

Please cite this article in press as: Bannour, H., et al., Effect of stress on water retention of needlepunched geosynthetic clay liners, Geotextiles and Geomembranes (2014), <http://dx.doi.org/10.1016/j.geotextmem.2014.09.001>

ARTICLE IN PRESS

8

H. Bannour et al. / Geotextiles and Geomembranes xxx (2014) 1–12

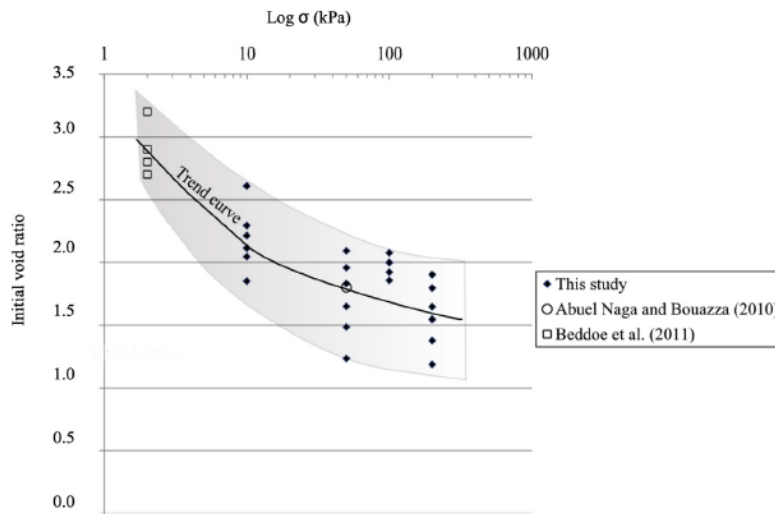


Fig. 5. Initial void ratio as a function of the logarithm of the stress for dry GCLs (data from all measurements) compared to published data.

The decrease in porosity and change in the pore structure of the bentonite layer under greater compressive stress is expected to result in a reduction of the GCL's saturated conductivity. To investigate this aspect, constant-head saturated permeability measurements were done on GCL specimens provided from the same GCL sample in an oedopermeameter (230 mm in diameter and 9 mm in height) under a 10 cm hydraulic head, using the protocol of the French standard NF P84-705. Once the specimens were saturated, the constant flow rate traversing the specimens was measured, providing the saturated hydraulic conductivity via Darcy's law.

The results show that the hydraulic conductivity of a saturated GCL decreased by 59% from 3.10×10^{-11} to 1.85×10^{-11} m/s when the confining stress was increased from 10 to 200 kPa.

4.2. Comparison with published data

Fig. 7 shows the gravimetric water content as a function of suction under 10 kPa compressive stress obtained in the present study. These data are compared with similar data obtained under

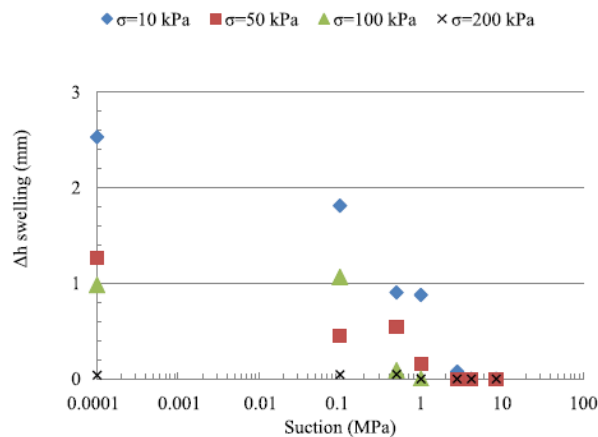


Fig. 6. Comparison of changing height between GCLs specimens with suction as a function of confining stress.

free-swell conditions in other studies of GCLs (Barroso et al., 2006; Daniel et al., 1993; Hanson et al., 2013) and in studies of compacted bentonites for research into radioactive-waste disposal (Yahia-Aissa et al., 2001; Villar and Lloret, 2004; Delage et al., 2006). Note that, due to compaction, bentonite used for radioactive-waste disposal is significantly denser than the granular bentonite contained in GCLs. The suction applied to the compacted bentonite is therefore generally higher.

The data shown in Fig. 7 indicate a relatively good agreement between the results obtained in the present study with GCLs and published results from studies of either GCLs or compacted bentonites. The only exception is for FoCa7 clay (Yahia-Aissa et al., 2001), but the difference here is attributed to the material not being a pure smectite and having a significant calcium content. This agreement confirms that WRCs are independent of the as received density of bentonites, which is attributed to water adsorption occurring within the bentonite grains. This means that water absorption is mainly governed by local water-clay physicochemical interactions within the bentonite grains.

Fig. 8 compares the data of this work with published WRCs determined from GCLs under confining stress (Abuel-Naga and Bouazza, 2010; Beddoe et al., 2011). Not surprisingly, WRCs obtained from GCLs under confining stress agree better with our results, illustrating clearly the significant influence of confining stress on the water-retention properties of GCLs. The results of the present study agree reasonably well with the data obtained by Abuel-Naga and Bouazza (2010) from GCLs under 50 kPa of confining stress. The agreement with the data of Beddoe et al. (2011), obtained from a GCL under a small confining stress of 2 kPa, is less satisfactory: they observed higher water content at high suction (above 20 MPa) and lower water content at low suction (below 0.1 MPa). Note that significant differences existed between GCLs 1, 2, 3 and 4 tested by Beddoe et al. (2011). In addition, compared with the granular bentonite used in the GCLs for present study, the bentonite powder in the GCLs used by Beddoe et al. (2011) is more strongly confined because of a thermal treatment and the scrim reinforcement, which results in a much more strongly bonded structure compared with the needle-punched structure of the GCL used in this study. These data tend to show an effect of the GCL structure on its water retention behavior: a stronger structure could lead to a significant decrease in water uptake and reduced swelling of the bentonite.

Please cite this article in press as: Bannour, H., et al., Effect of stress on water retention of needlepunched geosynthetic clay liners, Geotextiles and Geomembranes (2014), <http://dx.doi.org/10.1016/j.geotexmem.2014.09.001>

ARTICLE IN PRESS

H. Bannour et al. / Geotextiles and Geomembranes xxx (2014) 1–12

9

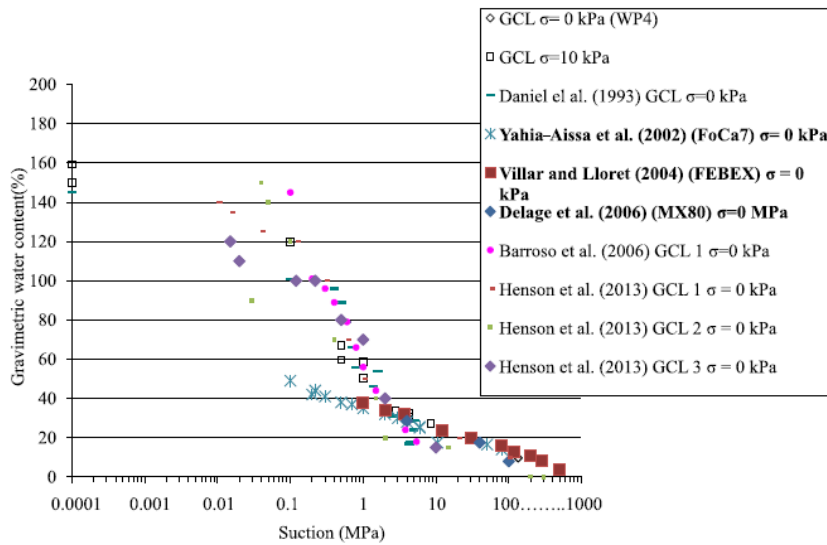


Fig. 7. Comparison of wetting path water-retention data obtained in present study with published results for GCLs and bentonites (deeply-buried). All data were acquired under free-swell conditions.

4.3. Equations for water retention as a function of stress

A quantitative equation for water retention in a GCL under various stresses is derived based on two well-known equations for WRCs: namely, that of van Genuchten (1980) and of Fredlund and Xing (1994). The van Genuchten equation is

$$\theta(\psi, T_0) = \theta_r + \frac{\theta_s - \theta_r}{(1 + |\alpha\psi|^n)^m}, \quad \theta_r \leq \theta \leq \theta_s, \quad (4)$$

where θ is the volumetric water content (m^3/m^3), T_0 is the temperature = 21 ± 0.5 °C, θ_r is the residual water content (m^3/m^3) at high suction, θ_s is the water content (m^3/m^3) at zero suction, ψ the suction (m), and α ($1/m$), n , and m are fitting parameters (with $m = 1 - 1/n$).

In clayey soils, θ_r is often assumed to be equal to zero (Babu et al., 2002). In this case, Eq. (4) simplifies to

$$\theta(\psi, T_0) = \theta_s \left(\frac{1}{(1 + |\alpha\psi|^n)} \right)^m. \quad (5)$$

The Fredlund and Xing equation is

$$\theta = \theta_s \left[1 - \frac{\ln(1 + \psi/\psi_r)}{\ln(1 + 10^6/\psi_r)} \right] \left[\frac{1}{\ln \left[e + \left(\psi/a_f \right)^{n_f} \right]} \right]^{m_f}, \quad (6)$$

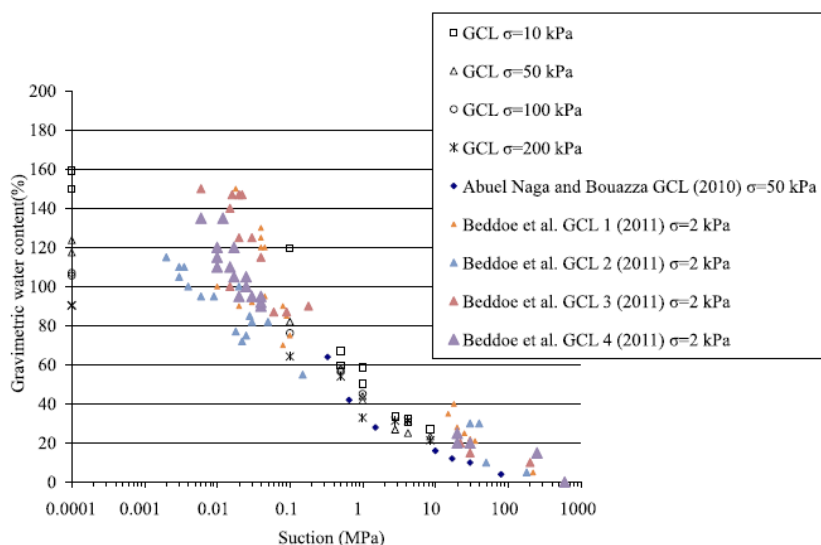


Fig. 8. Wetting path water-retention data obtained in the present study compared with published results. All data were acquired with GCLs under nonzero confining stress.

Please cite this article in press as: Bannour, H., et al., Effect of stress on water retention of needle-punched geosynthetic clay liners, Geotextiles and Geomembranes (2014), <http://dx.doi.org/10.1016/j.geotexmem.2014.09.001>

ARTICLE IN PRESS

10

H. Bannour et al. / Geotextiles and Geomembranes xxx (2014) 1–12

Table 4
Properties of salts used in this work (adapted from Delage et al., 1998a,b).

| Saturated salt solutions | Relative humidity controlled [%] | Suction [MPa] | Solubility [g/l] | Molar mass [g mol ⁻¹] |
|--------------------------------|----------------------------------|---------------|------------------|-----------------------------------|
| K ₂ SO ₄ | 97 | 4.2 | 111 | 174.26 |
| KNO ₃ | 94 | 8.5 | 320 | 174.25 |

Table 5
Values of parameters obtained by fitting WRCs from Fig. 8 to Eqs. (4) and (5). Prior to fitting, WRCs were normalized to their water content at zero suction.

| Model | van Genuchten (1980) | | | Fredlund and Xing (1994) | | | |
|---------|--|---------|------|--------------------------|----------------|----------------|----------------------|
| | θ _s (m ³ /m ³) | α (1/m) | n | a _f (kPa) | n _f | m _f | ψ _r (kPa) |
| 10 kPa | 0.97 | 0.16 | 1.35 | 100 | 0.73 | 1.10 | 3326 |
| 50 kPa | 0.79 | | | | | | |
| 100 kPa | 0.71 | | | | | | |
| 200 kPa | 0.54 | | | | | | |

where θ is the volumetric water content (m³/m³), θ_s is the water content (m³/m³) at zero suction, ψ is the suction (kPa), ψ_r is the residual suction (kPa), and a_f (kPa), n_f and m_f are fitting parameters.

Given the comparable shapes of the WRCs obtained under the four different stresses (10, 50, 100, 200 kPa), a single set of parameters (excluding θ_s, which depends on the confining stress) was obtained from the van Genuchten and the Fredlund and Xing equations for all four WRCs. For these fits, the WRCs were normalized to their water content at zero suction θ_s. The single set of parameters obtained from both equations is presented in Table 5, together with the values of water content at zero suction θ_s (which remains the only parameter dependent on stress in both equations). The following formulas for θ_s as a function of stress were obtained:

– van Genuchten fit : $\theta_s = 0.9507e^{-0.003\sigma}$ (with R² = 0.9665) (7)

– Fredlund and Xing fit : $\theta_s = 0.959e^{-0.003\sigma}$ (with R² = 0.9771) (8)

The corresponding fits are shown in Fig. 9. Both the van Genuchten and Fredlund and Xing formulas fit reasonably well to

the four experimental WRCs, although they slightly underestimate the volumetric water content at the highest stress of 200 kPa.

To account for the dependence on stress of the two WRC equations (Eqs. (5) and (7)) adopted here, two more parameters are necessary. These parameters come from the equations for water content as a function of stress at zero suction θ_s, which are expressed in Eqs. (7) and (8).

The volumetric water content θ as a function of suction ψ and applied stress σ are represented in three-dimensional graphs in Fig. 10 (a) and (b) for Eqs. (5) and (6), respectively. These representations are comparable to state surfaces that, along a wetting path, govern the changes in volume and degree of saturation of unsaturated soils (Matyas and Radhakrishna, 1968).

Each surface plotted in Fig. 9 clearly shows the dependence of the volumetric water content on the applied vertical stress as suction decreases. When the vertical stress increases from 0 to 300 kPa, the water content increases from 0.39 to 0.92 at zero suction whereas it increases from 0.09 to 0.28 at a 5 MPa suction. This kind of representation makes it possible to predict the volumetric water content and other state parameters of unsaturated GCLs under specific site conditions.

5. Conclusion

The dependence on stress of the water-retention of a needle-punched GCL was investigated by controlled suction oedometer measurements under constant confining stress. The suction was varied to determine the wetting path. To circumvent the capillary barrier effect of the carrier geotextile, the vapor-control technique was used. To obtain the two largest suctions (4.2 and 8.5 MPa), the standard technique of controlling relative humidity by using a saturated saline solution was used. For smaller suctions (0.1, 0.5, 1 and 2.8 MPa), the osmotic technique was adapted to control vapor by using calibrated concentrations of PEG solutions, ensuring a more continuous series of applied suctions along the wetting path, down to zero suction.

The experimental water-retention curves obtained under various confining stress allowed the following conclusions to be drawn:

- Increasing vertical stress resulted in a decrease in water uptake along the wetting path accompanied by a reduction in the swelling capacity and in the saturated hydraulic conductivity of the GCL.

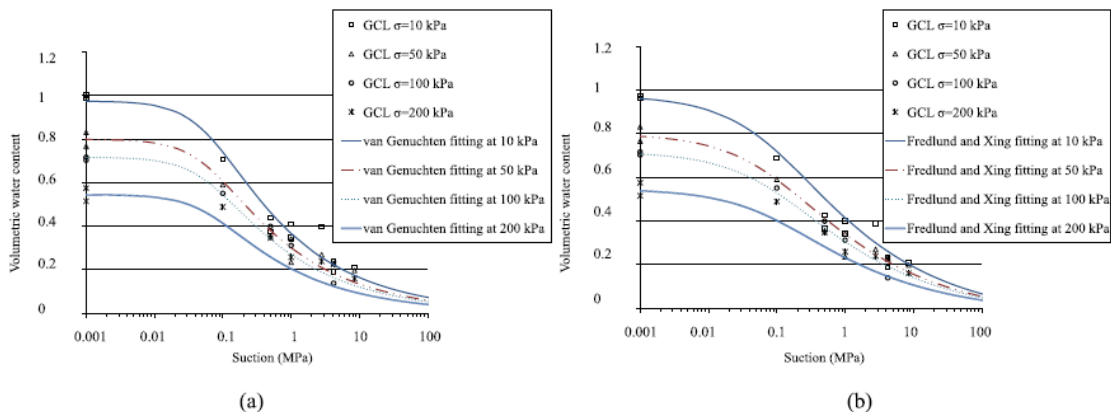


Fig. 9. Fits to experimentally determined WRCs at various vertical stresses using (a) van Genuchten's Eq. (4) and (b) Fredlund and Xing's Eq. (5).

Please cite this article in press as: Bannour, H., et al., Effect of stress on water retention of needlepunched geosynthetic clay liners, Geotextiles and Geomembranes (2014), <http://dx.doi.org/10.1016/j.geotextmem.2014.09.001>

ARTICLE IN PRESS

H. Bannour et al. / *Geotextiles and Geomembranes xxx (2014) 1–12*

11

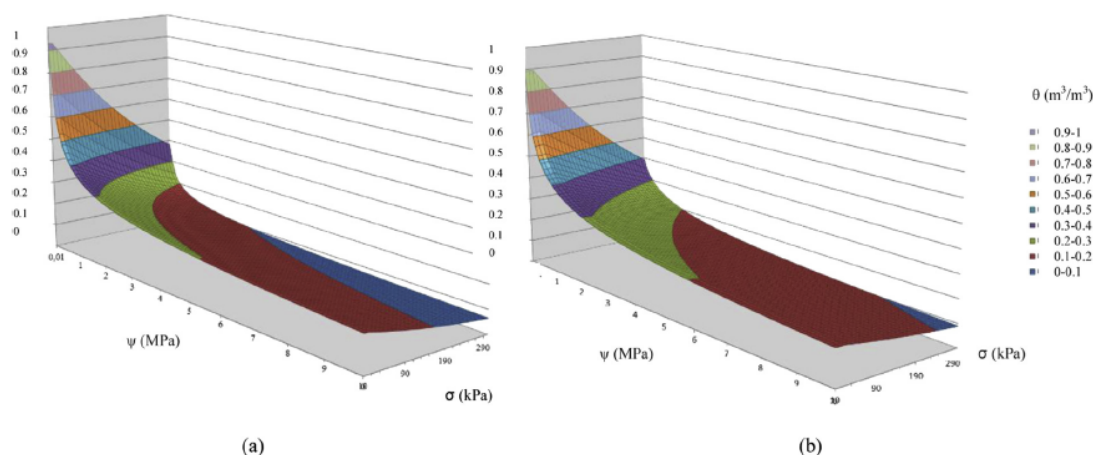


Fig. 10. Dependence of WRCs on stress σ for GCL [$\theta = f(\psi, \sigma)$] based on (a) van Genuchten Eq. (4) and (b) Fredlund and Xing Eq. (5).

- The WRCs obtained under the smallest stress (10 kPa) agree fairly well with existing WRCs of either GCLs or compacted bentonites used in radioactive-waste disposal. This results indicates that water retention in bentonites depend only slightly on their density, which is attributed to the predominance of physicochemical clay–water interactions.
- The WRCs obtained with the GCLs under stress also agreed with previously published WRCs for GCLs under stress.
- Examination of published data also reveals the significant effect of GCL structure on its ability to retain water.
- Two well-known formulas for WRCs (van Genuchten, 1980; Fredlund and Xing, 1994) correctly fit the data obtained in this study. By fitting these equations to normalized water-retention curves, two new equations that include stress effects are proposed for WRCs. The corresponding surfaces are represented in three-dimensional graphs that show the dependence of water content on stress and suction along a wetting path.
- The possible validity of the state-surface concept applied to GCLs under stress was discussed. The validity of this concept would likely be confirmed by constant-suction compression measurements on hydrated bentonites.
- Three-dimensional graphs that show the effects of stress on water retention in GCLs appear to be a useful way to illustrate the observed trends; namely, that water uptake is reduced in GCLs under larger stress.

The two new equations for volumetric water content of a GCL as a function of both suction and stress will certainly help hydromechanical numerical modeling of GCL hydration under specific site conditions, where GCLs are submitted to water infiltration under the weight of the supported waste layers. From a practical point of view, this study also emphasize on the recommendation of rapidly covering GCLs once they are installed so as to make them more rapidly operational and hydrated in barrier systems. In addition, immediately after GCL installation in geotechnical applications, a solid bonding structure is also recommended to naturally confine the GCL, even under low stress.

Acknowledgments

The authors gratefully acknowledge CETCO for providing the geosynthetic clay liners used in this study and the Navier/CERMES

team and M. E. De Laure (Ecole des Ponts/ParisTech) for providing the osmotic oedometers. Finally, IRSTEA Antony (France) is also acknowledged for providing funding for a good portion of this work.

References

- Abuel-Naga, H.M., Bouazza, A., 2010. A novel laboratory technique to determine the water retention curve of geosynthetic clay liners. *Geosynth. Int.* 17 (5), 313–322.
- Azad, F.M., Rowe, R.K., El-Zein, A., Airey, D.W., 2011. Laboratory investigation of thermally induced desiccation of GCLs in double composite liner systems. *Geotext. Geomembr.* 29 (6), 534–543.
- Babu, G.L.S., Sporer, H., Gartung, E., 2002. Desiccation behavior of selected geosynthetic clay liner. In: *Proceedings of the International Symposium IS Nuremberg 2002*. Nuremberg, Germany, pp. 295–302.
- Barroso, M., Touze-Foltz, N., Saïdi, F., 2006. Validation of the use of filter paper suction measurements for the determination of GCLs water retention curves. In: *Proceedings 8ICG, Geosynthetics*, Yokohama, Japan, pp. 171–174.
- Beddoe, R.A., Take, W.A., Rowe, R.K., 2010. Development of suction measurement techniques to quantify the water retention behaviour of GCLs. *Geosynth. Int.* 17 (5), 301–312.
- Beddoe, R.A., Take, W.A., Rowe, R.K., 2011. Water-retention behavior of geosynthetic clay liners. *J. Geotech. Geoenviron. Eng.* 1028–1038, November 2011.
- Blatz, J.A., Graham, J., 2000. A method for controlled suctions in triaxial testing. *Géotechnique* 50 (4), 465–470.
- Bouazza, A., 2002. Geosynthetic clay liners. *Geotext. Geomembr.* 20 (1), 1–17.
- Daniel, D.E., Shan, H.-Y., Anderson, J.D., 1993. Effects of partial wetting on the performance of the bentonite component of a geosynthetic clay liner. In: *Proceedings of Geosynthetics'93*, vol. 3. IFAI, St. Paul, USA, pp. 1482–1496.
- Delage, P., Cui, Y.J., 2008. An evaluation of the osmotic method of controlling suction. *J. Geomech. Geoenviron. Eng.* 3 (1), 1–11.
- Delage, P., Cui, Y.J., Yahia-Aïssa, M., De Laure, E., 1998a. On the unsaturated hydraulic conductivity of a dense compacted bentonite. In: *Proceedings of the 2nd International Conference on Unsaturated Soils*, vol. 1. UNSAT'98, Beijing, pp. 344–349.
- Delage, P., Howat, M., Cui, Y.J., 1998b. The relationship between suction and swelling properties in a heavily compacted unsaturated clay. *Eng. Geol.* 50 (1–2), 31–48.
- Delage, P., Marcial, D., Cui, Y.J., Ruiz, X., 2006. Ageing effects in a compacted bentonite: a microstructure approach. *Géotechnique* 56 (5), 291–304.
- Delage, P., Romero, E., Tarantino, A., 2008. Recent developments in the techniques of controlling and measuring suction in unsaturated soils. In: *Proc. 1st Eur. Conf. on Unsaturated Soils*. Durham, pp. 33–52. *Keynote Lecture*.
- Delage, P., Suraj De Silva, G.P.R., Vicol, T., 1992. Suction controlled testing of non-saturated soils with an osmotic consolidometer. In: *7th Int. Conf. Expansive Soils*. Dallas, pp. 206–211.
- EN 14196, 2003. *Geosynthetics. Test Methods for Measuring Mass per Unit Area of Clay Geosynthetic Barriers*. European Committee for Standardization, Brussels, Belgium.
- EN ISO 9863-1, 2005. *Geosynthetics – Determination of Thickness at Specified Pressures – Part 1: Single Layers*. European Committee for Standardization, Brussels, Belgium.
- Fredlund, D.G., Xing, A., 1994. Equations for the soil–water characteristic curve. *Can. Geotech. J.* 31, 533–546.

Please cite this article in press as: Bannour, H., et al., Effect of stress on water retention of needlepunched geosynthetic clay liners, *Geotextiles and Geomembranes* (2014), <http://dx.doi.org/10.1016/j.geotextmem.2014.09.001>

ARTICLE IN PRESS

12

H. Bannour et al. / *Geotextiles and Geomembranes xxx (2014) 1–12*

- Hanson, J.L., Risken, J.L., Yesiller, N., 2013. Moisture-suction relationship for geosynthetic clay liners. In: *Proceedings of the 18th Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering*. Paris, France, pp. 3025–3028.
- Kassif, G., Ben Shalom, A., 1971. Experimental relationship between swell pressure and suction. *Géotechnique* 21, 245–255.
- Lloret, A., Villar, M.V., Sánchez, M., Gens, A., Pintado, X., Alonso, E.E., 2003. Mechanical behavior of heavily compacted bentonite under high suction changes. *Géotechnique* 53 (1), 27–40.
- Matyas, E.L., Radhakrishna, H.S., 1968. Volume change characteristics of partially saturated soil. *Géotechnique* 18, 432–448.
- Siemens, G., Take, W.A., Rowe, R.K., Brachman, W.I., 2011. Numerical investigation of transient hydration of unsaturated geosynthetic clay liners. *Geosynth. Int.* 19 (3), 232–251.
- Siemens, G., Take, W.A., Rowe, R.K., Brachman, R., 2013. Effect of confining stress on the transient hydration of unsaturated GCLs. In: *Proceedings of the 18th Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering*. Paris, France, pp. 1187–1190.
- Likos, W.J., Lu, N., 2003. Automated humidity system for measuring total suction characteristics of clay. *Geotech. Testing J.* 26 (2), 1–12, 12.
- Southen, J.M., Rowe, R.K., 2004. Investigation of the behavior of geosynthetic clay liners subjected to thermal gradients in basal liner applications. *J. ASTM Int.* 1 (2).
- Southen, J.M., Rowe, R.K., 2007. Evaluation of the water retention curve for geosynthetic clay liners. *Geotext. Geomembr.* 25 (1), 2–9.
- Tadepalli, R., Fredlund, D.G., 1991. The collapse behavior of a compacted soil during inundation. *Can. Geotech. J.* 28, 477–488.
- van Genuchten, M.T.H., 1980. A closed-form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils. *Soil Sci. Soc. Am. J.* 44 (5), 892–898.
- Villar, M.V., Lloret, A., 2004. Influence of temperature on the hydro-mechanical behaviour of a compacted bentonite. *Appl. Clay Sci.* 26, 337–350.
- Villar, M.V., Lloret, A., Romero, E., 2003. Thermo-mechanical and geochemical effects on the permeability of high-density clays. In: *Proceedings of the International Workshop Large Scale Field Tests in Granite. Advances in Understanding and Research Needs*. Universitat Politècnica de Catalunya-ENRESA, Sitges, November 12–14.
- Williams, J., Shaykewich, J., 1969. An evaluation of polyethylene glycol (PEG) 6000 and PEG 20 000 in osmotic control of soil water matric potential. *Can. J. Soil Sci.* 35, 206–221.
- Yahia-Aissa, M., 1999. Comportement hydromécanique d'une argile gonflante fortement compactée. Ecole nationale des ponts et chaussées. Cermes, Paris, p. 241. Thèse de doctorat.
- Yahia-Aissa, M., Delage, P., Cui, Y.J., 2001. Suction-water relationship in swelling clays. *Clay science for engineering*. In: Adachi, Fukue (Ed.), *IS-Shizuoka International Symposium on Suction, Swelling, Permeability and Structure of Clays*. Balkema, pp. 65–68.
- Zornberg, J.G., Bouazza, A., Mc Cartney, J.S., 2010. Geosynthetic capillary barriers: current state of knowledge. *Geosynth. Int.* 17 (5), 273–300.

Please cite this article in press as: Bannour, H., et al., Effect of stress on water retention of needlepunched geosynthetic clay liners, *Geotextiles and Geomembranes* (2014), <http://dx.doi.org/10.1016/j.geotexmem.2014.09.001>

IV.1.2 Principaux résultats et conclusions

À l'issue de l'étude présentée dans cet article, les conclusions majeures pouvant être tirées sont les suivantes:

- l'acquisition de données de courbes de rétention d'eau pour des conditions de confinement représentatives des conditions de surcharges de site (pouvant dépasser les 200 kPa) a été effectuée ;
- la méthodologie adoptée est adaptée puisque les résultats obtenus demeurent dans la gamme des résultats des études antérieures relatives à la construction des courbes de rétention d'eau des GSB avec une prise en compte d'une contrainte de confinement fonctionnelle ;
- la teneur en eau des éprouvettes de GSB est fortement dépendante de la contrainte de confinement appliquée d'autant plus que la succion diminue. En d'autres termes, pour les fortes valeurs de succion ($\psi > 2,8$ MPa), la variation de la contrainte de confinement de 10 à 200 kPa n'engendre pas d'effet significatif sur la teneur en eau, qui correspond à la teneur en eau résiduelle ne pouvant pas être extraite mécaniquement. Cette constatation renforce les résultats de l'étude préliminaire de rétention d'eau effectuée avec la méthode des solutions salines (annexe 1). La valeur de la succion au-delà de laquelle la contrainte n'affecte pas les résultats de rétention d'eau est repoussée de 10 MPa (*Abuel Naga et Bouazza, 2010*) à 4,2 MPa (annexe 1) jusqu'à 2,8 MPa (chapitre IV). Pour les succions inférieures à 2,8 MPa, l'augmentation de la contrainte de confinement de 10 à 200 kPa conduit à une diminution de la teneur en eau des éprouvettes de GSB de moitié à la saturation. En comparaison, la teneur en eau à 200 kPa de contrainte de confinement est de 85 % en comparaison avec 160% à 10 kPa de contrainte de confinement. On assiste également à une réduction de la capacité de gonflement ainsi que de la conductivité hydraulique saturée des éprouvettes de GSB testées ;
- les formulations mathématiques *de van Genuchten (1980)* et *Fredlund et Xing (1994)* s'ajustent bien aux résultats expérimentaux de rétention d'eau des GSB sous différentes contraintes de confinement en adaptant leurs expressions aux cycles d'hydratation avec la présence de contraintes de confinement. L'originalité de cette étude est qu'elle introduit le concept de surfaces d'états. La validation de ce concept reste à confirmer avec davantage d'expérimentations de compressibilité progressive à succion contrôlée. Ces nouvelles expressions de la rétention d'eau ainsi que l'introduction de la notion de la surface d'état pour les GSB ouvrent des perspectives nouvelles dans l'élaboration d'un modèle de comportement hydromécanique des GSB prenant en compte les déformations volumiques.

Nous verrons dans **le chapitre V**, un nouveau point consacré à l'évaluation numérique des transferts à travers les étanchéités composites à partir de l'intégration des résultats du chapitre

IV dans l'élaboration d'une nouvelle conceptualisation de l'étanchéité composite GM-GSB-sol support.

CHAPTRE V MOLELISATION DES TRANSFERTS A TRAVERS LES ETANCHEITES COMPOSITES GM/GSB

V.1 Article 2 : Numerical study of advective flow through composite liners

V.1.1 Finalité de l'article 2

Comme nous l'avons déjà précisé dans la problématique de cette thèse, l'inaccessibilité de la barrière d'étanchéité composite GM-GSB de fond d'ISDnD rend difficile l'observation de défauts dans la GM ainsi que l'estimation des fuites de la barrière d'étanchéité vers l'environnement. Différentes études précédentes (*Cartaud et al., 2005; Cartaud et Touze-Foltz, 2004; Saidi et al., 2006*) ont tenté de prédire au mieux les transferts à travers la barrière à l'aide de modèles numériques de transfert. Nous avons mentionné dans le chapitre III de ce manuscrit le fait que, dans ces modèles, le GSB a toujours été considéré comme un matériau homogène. Pour autant, le GSB est constitué d'un assemblage de matériaux fortement contrastés du point de vue comportement hydromécanique (bentonite en liaison avec des géotextiles). Comme évoqué dans le chapitre II, lors de l'hydratation du GSB, le géotextile se désature très rapidement (1 kPa) avec une diminution considérable de sa conductivité hydraulique alors que la bentonite requiert des succions plus fortes pour se réhydrater [pouvant dépasser les 1000 MPa selon *Beddoe et al. (2011)*]. Le contact géotextile-bentonite, conditionné par la variabilité des paramètres hydrauliques entre la bentonite et le géotextile, pourrait probablement affecter les transferts dans l'étanchéité composite lors de l'hydratation de la bentonite. C'est sur cette ligne de réflexion que se positionne cet article même si l'interface séparant la GM du GSB n'est pas physiquement représentée comme dans les études précédentes.

Dans ce chapitre, nous approfondissons la compréhension des mécanismes de réduction du débit de fuite à travers une étanchéité composite GM-GSB à travers l'utilisation d'un modèle numérique en tenant compte des comportements très contrastés du point de vue hydraulique du géotextile et de la bentonite. Ce contraste induit des difficultés de calcul par éléments finis et réduit le choix des logiciels à utiliser.

En optant pour le code numérique METIS développé à l'Ecole des Mines de Paris (Goblet, 2002) qui se base sur la résolution de l'équation de Richards en non saturé, nous avons réussi

à obtenir le débit de fuite à l'amont de l'étanchéité composite, les degrés de saturation et les succions des différents éléments de l'étanchéité (géotextile, bentonite et sol support).

Ce code de calcul permet la simulation d'écoulement et de transport miscible en milieu poreux et fracturé. Les calculs de transfert de masse et de chaleur peuvent être couplés et calculés soit en régime permanent, soit en régime transitoire. Dans le cas de notre application, nous n'utilisons que le transport de masse qui devrait illustrer les phénomènes d'écoulement durant le régime transitoire. La résolution de l'équation de Richards se base sur la résolution numérique par éléments finis. Les discrétisations spatiales et temporelles suivent respectivement l'approche de Galerkin et la formulation de Crank–Nicholson suivant un pas de temps automatique. Le pas de temps initial automatiquement généré est fixé à 1s. La non linéarisation de l'équation de Richards est traitée en combinant les itérations de Picard et de Newton-Raphson. Pour les problèmes bi-dimensionnels, comme celui traité dans cet article, la discrétisation spatiale se fait selon des éléments à trois ou quatre noeuds. Les résultats obtenus en utilisant ce code sont considérés fiables vu que le code a été testé par divers projets de vérifications internationaux (*Geoval, 1994*).

Le modèle d'étanchéité composite utilisé pour les simulations est pris conforme au modèle expérimental axisymétrique utilisé par *Barroso et al. (2010)*, *Barroso et al. (2008)*, *Barroso et al. (2006b)*, *Mendes et al. (2010)* et *Touze-Foltz et al. (2002)*. Bien que le modèle numérique utilisé soit purement hydraulique sans prise en compte des déformations volumiques du GSB lors de son hydratation. Les résultats des simulations des débits de fuite peuvent être comparés aux résultats des essais de transmissivité d'interface sur des produits qui gonflent peu ou pas du tout ($<10\text{cm}^3/2\text{g}$) et pour lesquels une réduction des débits de fuites a été également observée. On étudie ainsi par cette voie l'influence d'un autre paramètre que le gonflement sur la réduction des débits de fuite à travers les étanchéités composites : la désaturation du géotextile supérieur du GSB.

UNDER REVIEW EG

Environmental Geotechnics

Numerical study of advective flow through composite liners

--Manuscript Draft--

| | |
|--|--|
| Manuscript Number: | |
| Full Title: | ●Numerical study of advective flow through composite liners |
| Article Type: | Paper of 3-5000 words in length |
| Corresponding Author: | Hajer Bannour Irstea |
| Corresponding Author Secondary Information: | |
| Corresponding Author's Institution: | Irstea |
| Corresponding Author's Secondary Institution: | |
| First Author: | Hajer Bannour |
| First Author Secondary Information: | |
| Order of Authors: | Hajer Bannour Patrick Goblet Marianna Mendes Nathalie Touze-Foltz |
| Order of Authors Secondary Information: | |
| Abstract: | This study presents numerical simulations of advective flow through a composite geomembrane geosynthetic clay liner (GMB-GCL). In the past, GCLs were considered homogenous materials, but they actually consist of a special layered composite structure that combines two types of materials, geotextiles and bentonite, which are connected together by various processes. One could imagine that, when the GCL hydrates, the different water-retention properties of the geotextile and the bentonite affect the hydraulic behavior of engineered systems, including GMB-GCL composite liners. To investigate this question, the advective flow through a composite liner modeled as a GCL and a damaged GMB was numerically simulated to evaluate how the hydraulic properties of the unsaturated geotextile and bentonite influences the temporal evolution of advective flow through composite liners. Results are compared with measured water-retention curves of geotextiles and bentonite. The simulation indicates that the reproduced flow rate is influenced by the desaturation of the geotextile that occurs as the bentonite hydrates. The reduction in flow rate is thus governed by the hydraulic conductivities of the geotextile and the bentonite, both of which vary with degree of saturation. |
| Additional Information: | |
| Question | Response |
| Please enter the number of total words in your abstract, main text and references. | ●3195 words |
| Please enter the number of figures, photographs and tables in your submission. | 5 figures |

Research paper:

- 13/11/2014
- 3195 words/ 5 figures

● -----

-----●

- **Numerical study of advective flow through composite liners**

Author 1

- H. Bannour, PhD
- HBAN Unit, Irstea, Antony, France

Author 2

- P. Goblet, Research Director, HDR
- Centre de Géosciences, Mines ParisTech, Fontainebleau, France

Author 3

- Mendes, M, PhD
- Arcadis,

Author 4

- N. Touze Foltz, PhD-HDR
- HBAN Unit, Irstea, Antony, France

Abstract

This study presents numerical simulations of advective flow through a composite geomembrane geosynthetic clay liner (GMB-GCL). In the past, GCLs were considered homogenous materials, but they actually consist of a special layered composite structure that combines two types of materials, geotextiles and bentonite, which are connected together by various processes. One could imagine that, when the GCL hydrates, the different water-retention properties of the geotextile and the bentonite affect the hydraulic behavior of engineered systems, including GMB-GCL composite liners. To investigate this question, the advective flow through a composite liner modeled as a GCL and a damaged GMB was numerically simulated to evaluate how the hydraulic properties of the unsaturated geotextile and bentonite influences the temporal evolution of advective flow through composite liners. Results are compared with measured water-retention curves of geotextiles and bentonite. The simulation indicates that the reproduced flow rate is influenced by the desaturation of the geotextile that occurs as the bentonite hydrates. The reduction in flow rate is thus governed by the hydraulic conductivities of the geotextile and the bentonite, both of which vary with degree of saturation. (183)

Keywords

Landfill; geosynthetics; environment; geotechnical engineering; models.

Notation

| | |
|------------|---|
| α | van Genuchten fitting parameter (m^{-1}) |
| η | van Genuchten fitting parameter (dimensionless) |
| m | van Genuchten fitting parameter (dimensionless) |
| θ_s | saturated volumetric water content (m^3/m^3) |
| θ_r | residual volumetric water content (m^3/m^3) |
| ψ | suction (m) |
| n | porosity (dimensionless) |
| Q | flow rate (m^3/s) |
| t | time (s) |
| K_r | relative hydraulic conductivity (dimensionless) |
| K | hydraulic conductivity at a given saturation degree (m/s) |
| K_{sat} | saturated hydraulic conductivity (m/s) |
| S_r | degree of saturation (%) |

1. Introduction

A geosynthetic clay liner (GCL) is a composite material and is used as a hydraulic barrier in many hydraulic, environmental, and mining applications. A GCL consists of a bentonite layer that serves as a barrier and one or more “container” geotextiles linked together by processes such as needle punching, stitching, thermal treatment, scrim reinforcement, etc. GCLs are commonly used in composite liners in association with a geomembrane (GMB).

The GMB constitutes the primary barrier against infiltration due to leakage through the composite liner. If the GMB overlying the GCL is damaged, advective flow transits the discontinuity in the GMB, crosses the GMB-GCL interface, and continues through the GCL. The GCL, thus hydrates both from the subgrade and, if there is a topside hydraulic head, from the defect in the GMB. Several studies quantify advective flow rates through composite liners. Rowe (1998) and Touze-Foltz et al. (1999) developed analytical methods to calculate leakage

through a hole in a GMB in direct contact with an underlying clay liner. These methods account for lateral flow in a transmissive layer between the GMB and the clay liner. For composite liners involving GCLs, Foose et al. (2001), Cartaud et al. (2005), and Saidi et al. (2006) used a three-dimensional finite-difference model to simulate leakage through circular and longitudinal holes in a flat GMB. Rowe and Abdellaty (2012) and Siemens et al. (2012, 2013) used the axisymmetric-flow finite-element flow software SEEP/w (GEO-SLOPE 2002) to simulate steady-state flow and transient hydration of GCLs. The results for steady-state flow rate and interface transmissivity agree well with the analytical solution proposed by Rowe (1998) and Touze-Foltz et al. (1999).

However, these numerical simulations of leakage through composite liners did not investigate the temporal evolution of flow rate and considered GCLs as single homogenous materials whereas in reality they are composite materials typically made of a bentonite layer sandwiched between at least two geotextiles. One could imagine that, when GCLs hydrate, the difference in hydraulic properties of the unsaturated geotextile and the bentonite affects the hydraulic behavior of the composite liner. This phenomenon was demonstrated by Abuel Naga and Bouazza (2010) who highlighted the special layered composite structure of GCLs by assuming that bentonites and geotextiles are completely different in terms of transport and water retention. The water retention of geotextiles is similar to that of coarse-grained soils; namely, rapid dewatering under low applied capillary pressures (Iryo and Rowe, 2003; Nahlawi et al., 2007). Bentonite, however, is known for its high affinity for water. Therefore, a GCL should be considered a double-porosity material.

In studying this type of issue, Stormont (1995) showed that capillary-pressure equilibrium in fine-coarse material results in highly anisotropic hydraulic conductivity, which induces a capillary break between the two materials. In addition, by using a column test, Bouazza et al. (2013) found a significant interaction between unsaturated soils and geosynthetics when a capillary break occurred at the interface between the soil and geosynthetic. In fact, the geotextile's water-retention curve (WRC) makes it nonconductive at suctions greater than approximately 1 kPa, whereas it is continuously in contact with bentonite which, at its initial as-manufactured water content, has a suction of approximately 10^3 MPa (Beddoe et al., 2010).

Touze-Foltz (2002), Barroso et al. (2006; 2008; 2010), Mendes et al. (2010), Rowe and Abdellaty (2013) among others measured advective transfer through composite liners in a decimetric cell that was specially designed to measure the flow rate through a composite liner in which the GMB has a hole. All of these experimental studies highlight how flow rate decreases with time until steady state is reached.

One could imagine that a relationship exists between the measured reduction in flow rate and the different water-retention properties of the geotextile and the bentonite in the GCL. To investigate this question, the present work models isothermal geotextiles and, by introducing two elements (cover geotextile and bentonite) that constitute the GCL, studies the temporal evolution of flow rate through a composite liner in which the GMB has a hole. The goal of this study is to determine if such a "composite" representation of a GCL leads to a reduction in flow rate and to study how such a reduction may be related to the dynamics of the unsaturated properties of the geotextile and bentonite in the GCL.

This paper is divided into three parts: The first part introduces the features of the composite liner to be modeled, the approach used to model leakage through a hole in the GMB, the boundary conditions, and the parameters for unsaturated porous media. The second part presents the results of numerical simulations and discusses how the flow rate and parameters of the unsaturated material evolve in time. The final part summarizes the results of the study.

2. Features of composite liner

2.1 General features

This study models a composite liner consisting of a damaged GMB (no-flow conditions) stacked on a 0.01-m-thick GCL that in turn is stacked on a 0.045-m-thick compacted clay liner (CCL). This scheme is consistent with composite liners used in experiments involving transmissivity cells (e.g. Touze-Foltz, 2002; Barroso et al., 2006; Mendes et al., 2010). For two-dimensional modelling, the composite liner whose GMB has a circular defect is modelled as a radially symmetric system, as shown in Figure 1. Only the cover geotextile is taken into account in the model as the aim of the study is to focus on phenomena occurring at the interface between the cover geotextile and the bentonite. This represents a limitation of the study.

The GCL feature is based on the hypothesis that geotextile and bentonite components remain separated at all times where there is no impregnation of the bentonite on the geotextile. This assumption is valid in the case of granular bentonite and in the case the GCL is placed on a CCL, covered by a GMB and kept under isothermal conditions (Take et al., 2014).

2.2 Leakage model and boundary conditions

2.2.1 Numerical code

The METIS 2002 code (Goblet 2002) introduced by Cartaud et al. (2005) and Saidi et al. (2006) describes in one, two, or three spatial dimensions various physical mechanisms related to water-quality problems (i.e., steady-state and transient flow, transient mass and heat transfer, mass coupling between these mechanisms, matrix diffusion for fractured media, and flow and mass transfer in the unsaturated zone). In the present study, flow through an unsaturated medium is modelled by Richards' equation (Richards, 1931). This equation is solved numerically by the finite-element method.

2.2.2 Boundary and initial conditions

A free-drainage boundary condition was used for the bottom boundary, and a no-flow boundary condition was used for the GMB. A no-flow boundary condition was also imposed on the left border of the model. A constant hydraulic head was applied to the nodes describing the discontinuity in the geomembrane. According to landfill regulations in most countries, the leachate hydraulic head must not exceed 0.3 m (Cartaud et al., 2005). An initial degree of saturation of 0.8 was used for the CCL, which is consistent with the assumption that discontinuities in the geomembrane can occur during installation, thereby allowing leachate flow before desiccation. An initial saturation degree of 0.13 was used for the geotextile and 0.28 for the bentonite. These realistic values have been chosen despite the fact that they do not correspond to identical values which cannot be obtained for a dry bentonite and geotextile, allow convergence of the model.

2.3 Properties of porous media

The parameters describing the different components of the unsaturated liner were determined by using the van Genuchten model, which is expressed as

$$\theta(\psi) = \theta_r + \frac{\theta_s - \theta_r}{\left(1 + [\alpha|\psi|^n]\right)^{1-1/n}} = \theta_s \left(\frac{1}{1 + [\alpha|\psi|^n]} \right)^m, \quad \text{with } m = 1 - 1/n \quad (1)$$

2.3.1 Parameters for unsaturated CCL

Van Genuchten parameters at the wetting path for soils are extensively available in the literature. Data used in this paper correspond to hydraulic parameters determined from unsaturated CCLs used as soil liners (Tinjum et al., 1997). For the present work, a porosity of 0.40 and the corresponding saturated hydraulic conductivity of 10^{-9} m/s was used, which are identical to the values adopted by Cartaud et al. (2005) and Saidi et al. (2006).

2.3.2 Parameters for unsaturated bentonite

The van Genuchten parameters for bentonite were adjusted by fitting the van Genuchten model to data from GCLs subjected to 50 kPa of confining stress under the wetting path (Bannour et al., 2014) which differs from the retention curve on the drying path (Beddoe et al., 2011). In addition, this work uses the conventional porosity of 0.74 for bentonite. Based on previous results obtained by using oedopermeameter cells (NF P84-705), a saturated hydraulic conductivity under a 0.3 m hydraulic head of 1.56×10^{-11} m/s was used for the simulations.

2.3.3 Parameters for unsaturated geotextile

The van Genuchten parameters for geotextiles used for this study were derived from the water-retention curves at the wetting path determined by using the tensiometer-plate technique (Cartaud 2005; Stormont et al., 1997). They differ from the ones on the drying path (Cartaud and Touze-Foltz, 2004). To simulate the geotextile, the conventional porosity of 0.87 was used. The hydraulic conductivity was deduced by fitting data to the van Genuchten relationship between hydraulic conductivity and degree of saturation:

$$K_r(S_r) = \frac{K(S_r)}{K_{sat}} = S_r^{0.5} \left[1 - (1 - S_r^{1/m})^m \right]^2, \quad (2)$$

where

$$S_r = \frac{\theta}{n} \quad (3)$$

The properties of unsaturated porous media are summarized in Table 1.

3 Results and discussion

3.1 Simulated flow rate in the composite liner

Figure 2 shows the simulated flow rate as a function of time obtained from the model. The flow rate decreases gradually over the initial 141 hours from 7.80×10^{-11} to 5.28×10^{-11} m³/s. A discontinuity appears in the simulated flow rate between 144 and 147 hours, where the decrease in flow rate changes to approximately 4.7×10^{-17} m³/s² until 233 hours. The discontinuity in the flow rate versus time at 144 h is due to the zero flux boundary condition at the right boundary of the cell (which is consistent with the experiments). When simulating flow rate due to a hydraulic head at the hole, before 144 hours, this zero flux condition has no impact on the results as water can accumulate in the unsaturated zone by capillary storage. After 144 hours, the medium becomes fully saturated and its capacity to absorb water, fixed by an elastic storage coefficient, drops abruptly, while the zero flux is fully effective. This change of behavior is very steep because the relative permeability varies very quickly close to saturation. The discontinuity itself has a physical basis. However, these numerical simulations of the dynamics of flow rate do not account for swelling of the bentonite nor the confining stress accumulated in the GCL volume during hydration. The reduction in flow rate obtained from the simulation is of the same order of magnitude as obtained experimentally for low-swelling calcium bentonite that is part of GCLs (Mendes et al., 2010), for GCLs permeated with NaCl solution (Rowe and Abdellaty, 2013), or for aged GCLs subjected to cation exchange in addition to hydration-desiccation cycles (Bannour et al., 2014). These studies indicate that the increase of hydraulic conductivity of GCLs due to a physicochemical change of the bentonite structure does not affect flow rate. For this reason the hydraulic conductivity adopted herein for bentonite is independent of the swelling of bentonite.

3.2 Evolution of suction and degree of saturation in geotextile and bentonite

To analyze the mechanisms that could cause the reduction in leakage obtained in the simulations, Figure 3 shows the suction as a function of position in the cross section of the geotextile (left) and the bentonite (right). Note that suction increases in the geotextile when leakage is reduced (Figure 3), until the suction in the geotextile is in equilibrium with that in the bentonite (during the first 22 h of simulation). Despite the fact that there is this desaturation of the geotextile, the wetting curve was used as the model did not allow including drying and wetting curve. This assumption is all the more valid as the suction range for geotextiles is only tenths of centimeters (Cartaud and Touze-Foltz, 2004). Once equilibrium is reached, suction decreases progressively in the geotextile and the bentonite. It appears that, as the bentonite hydrates, the geotextile remains unsaturated and its equivalent hydraulic conductivity is four orders of magnitude less than that of the bentonite at a suction of 1 kPa (see Figures 4 and 5).

Consequently, the desaturation of the geotextile as the bentonite hydrates explains part of the reduction in flow rate. This reduction is initially governed by the difference in hydraulic conductivity between the geotextile and the bentonite, which varies as a function of water content of these materials (i.e., in unsaturated conditions).

4. Conclusions

The advective flow rate through composite geomembrane geosynthetic clay liners (GMB-GCLs) was simulated for the case in which the GMB is presenting 4 mm diameter hole. The axisymmetric model has been made with 30 cm hydraulic head. The flow rate obtained from the simulation is of the same order of magnitude as that found experimentally and follows the same dynamics. In contrast to previous numerical models, the model presented herein reproduces the decrease in flow rate with time that is observed in experiments. These results highlight the fact that the composite structure of the GCL affects the dynamics of leakage through the composite liner. In fact, water flow through composite liners is initially governed by the hydraulic conductivity of both the geotextile and the bentonite, and these differ significantly in unsaturated conditions.

This preliminary numerical study accurately reproduces the experimentally observed decrease in leakage through composite liners with a damaged GMB. This study may make it possible to research leakage and other phenomena in inaccessible sites (for example, in landfill-bottom composite liners) so that leakage infiltration in the soil liner or in ground water may be accurately predicted. This capability is especially important in cases involving leakage of hazardous substances such as leachate.

Acknowledgments

We gratefully acknowledge the “Centre des Geosciences” of the Ecole des Mines of Paris for providing the code “Métis”. In addition, we thank Dr. Brett Kraabel from Physical Sciences Communication for the careful revision of the English version of this article.

References

- AFNOR 2008. NF P 84-705. Geosynthetic barriers — Determination of the swelling, flow and permeability characteristics of geosynthetic clay liners (GCL) using an oedopermeameter — Characterisation test and performance test.
- Abuel-Naga HM, Bouazza A (2010) A novel laboratory technique to determine the water retention curve of geosynthetic clay liners. *Geosynthetics International* 17(5): 313–322.
- Bannour H, Barral, C, Touze-Foltz, N (2014) Geosynthetic clay liners subjected to cation exchange and wet-dry cycles: Effect on the hydraulic performance of composite liners *Geosynthetics international* 21.
- Bannour H, Delage P, Stolz G and Touze-Foltz N (2014) Water retention behavior of geosynthetic clay liners subjected to confining stress. *Geotextiles and Geomembranes* (submitted).
- Barroso M, Touze-Foltz N, von Maubeuge K. and Pierson, P (2006) Laboratory investigation of flow rate through composite liners involving GCL. *Geotextiles and Geomembranes* 24: 139–155.
- Bouazza A, Zornberg J, McCartney JS and Singh RM (2013) Unsaturated geotechnics applied to geoenvironmental engineering problems involving geosynthetics. *Engineering geology* 165: 143–153.
- Beddoe RA, Take WA and Rowe RK 2010 Development of suction measurement techniques to quantify the water retention behaviour of GCLs. *Geosynthetics International* 17(5):301–312.
- Beddoe RA, Take WA and Rowe RK 2011 Water Retention Behaviour of Geosynthetic Clay Liners. *ASCE Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering* 137(11): 1028–1038.
- Cartaud F (2004) Modelisation des écoulements dans les interfaces des barrières d'étanchéité composites d'installations de stockage de déchets, Ecole des Mines de Paris, 272 pages.
- Cartaud F, Goblet P and Touze-Foltz F (2005) Numerical study of advective flow through composite Liners. *Geosynthetics international* 12(6): 299–309.
- Cartaud F and Touze-Foltz N (2004) Influence of geotextiles at the interface of landfill bottom composite liners. *Eurogeo 3. Third European Conference on Geosynthetics, Munich*, 495–500.
- Foose GJ, Benson GH and Edil TB (2001) Predicting leakage through composite landfill liners. *Journal of geotechnical and geoenvironmental engineering*. June 2001.510–520.
- Goblet, P. (2002) Programme METIS simulation d'écoulement et de transport en milieu poreux et fracture'—Notice de conception, Technical report LHM/RD/02/06. Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, Centre d'Informatique Géologique.
- Iryo T and Rowe RK (2003) On the unsaturated behaviour of unsaturated nonwoven geotextiles. *Geotextiles and Geomembranes* 21(6): 381–404.
- Mendes MJA, Touze-Foltz N, Palmeira EM, and Pierson P (2010b) Influence of structural and material properties of GCLs on interface flow in composite liners due to geomembrane defects. *Geosynthetic International*, 17, No.1, 34–47.
- Nahlawi H, Bouazza A and Kodikara J (2007) Characterisation of geotextiles water retention using a modified capillary pressure cell. *Geotextiles and geomembranes* (25): 186-193.
- Saidi F, Touze-Foltz F and Goblet P (2006) 2D and 3D numerical modelling of flow through composite liners involving partially saturated GCLs. *Geosynthetics international* 13(6): 265–276.
- Rowe, R.K (1998) Geosynthetics and the minimization of contaminant migration through barrier systems beneath solid waste. Keynote paper. *Proceedings of the 6th International Conference on Geosynthetics, Atlanta, USA*, 1: 27–103.
- Rowe RK, Abdellaty K (2012) Modeling contaminant transport through composite liner with a hole in the geomembrane. *Journal of geotechnical and geoenvironmental engineering*, 49: 773–781.
- Rowe RK, Abdellaty K (2013) Leakage and Contaminant Transport through a Single Hole in the Geomembrane Component of a Composite Liner. *Journal of geotechnical and geoenvironmental engineering*, 139:357–366.

- Richards L. A (1931) Capillary conduction of liquids through porous medium. *Physics*, 1(11): 318–333.
- Siemens G, Take WA, Rowe RK and Brachman RWI (2012) Numerical investigation of transient hydration of unsaturated geosynthetic clay liners. *Geosynthetic international* 19(6): 232-251.
- Siemens G, Take WA, Rowe RK and Brachman RWI (2013) Effect of confinement stress on the transient hydration of unsaturated GCLs.
- Stromont JC (1995) The effect of constant anisotropy on capillary barrier performance. *Water Resources Research*, 31: 783-785.
- Stormont JC, Henry KS and Evans TM (1997) Water retention functions of four Nonwoven polypropylene geotextiles. *Geosynthetics International*, 4(6): 661–672.
- Take WA, Rowe RK, Brachman RWI and Arneppalli DN 2014a Thermal exposure conditions observed in a black HDPE geomembrane composite landfill liner exposed to solar radiation. *Geosynthetics International* (Manuscript GI778, submitted 2014 Jan **14**).
- Tinjum JM, Benson CH and Blotz L (1997) Soil-water characteristic curves for compacted clays. *Journal of Geotechnical Engineering* 123(11):1060–1069.
- Touze-Foltz N, Rowe RK and Duquennoi C (1999) Liquid through composite liners due to geomembrane defects: analytical solutions for axisymmetric and two-dimensional problems. *Geosynthetics International* 6(6): 455–479.
- Touze-Foltz N (2002) Evaluation of the hydraulic transmissivity in soil liner-geomembrane interfaces, *Proceedings of the Seventh International Conference on Geosynthetics. Nice. France. 2: 799–802.*

Table 1. Parameters for unsaturated porous media.

| | Thickness (m) | Van Genuchten parameters | | | | K_{sat} | n |
|------------|----------------------|--------------------------|--------|------------|------------|------------------------|------|
| | | $\alpha(m^{-1})$ | η | θ_r | θ_s | | |
| Geotextile | 1×10^{-3} | 318.06 | 1.56 | 0 | 0.84 | 1.62×10^{-5} | 0.87 |
| Bentonite | 8×10^{-3} | 0.09 | 1.84 | 0.20 | 0.80 | 2.56×10^{-11} | 0.74 |
| Soil liner | 4.5×10^{-2} | 0.196 | 1.26 | 0.13 | 0.4 | 10^{-9} | 0.40 |

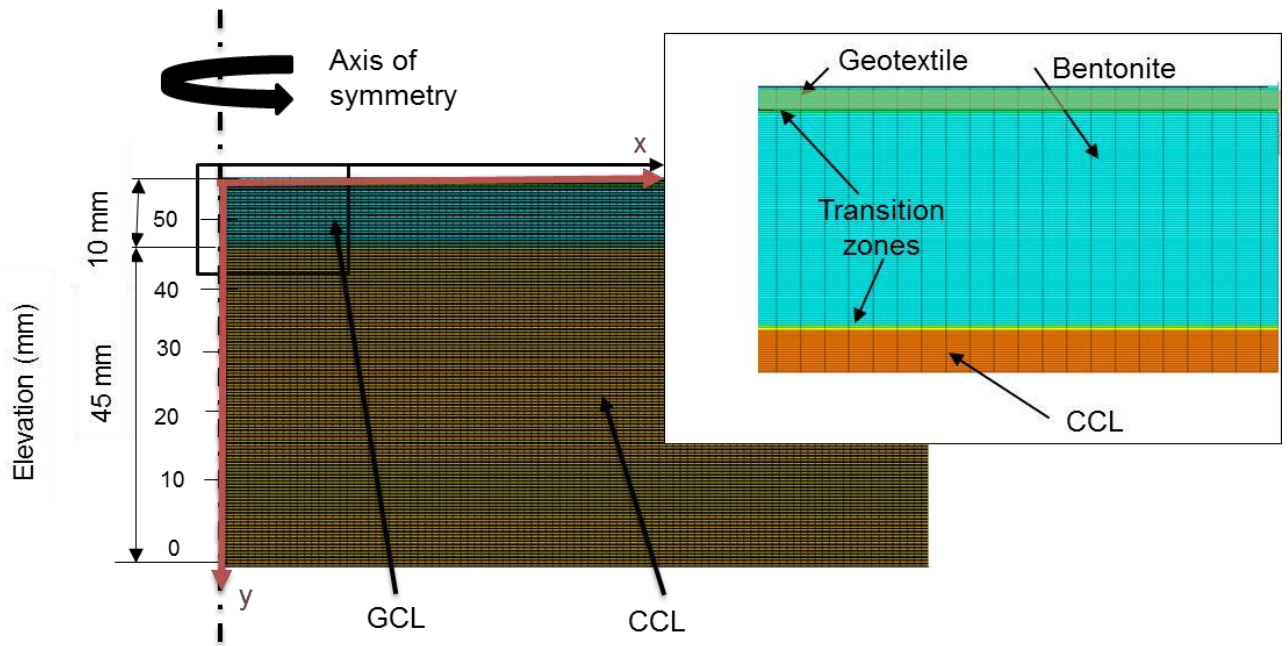


Figure 1. Selected composite liner model

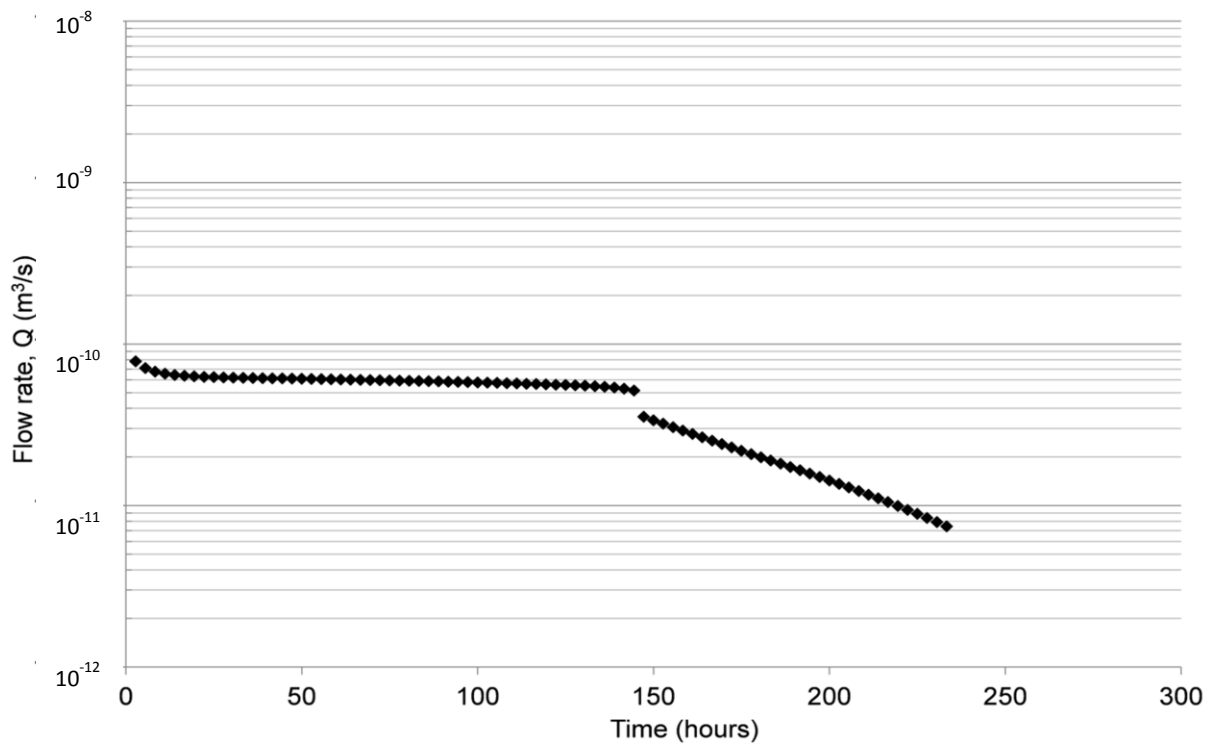


Figure 2. Simulated flow rate values with time at the upstream side of the model

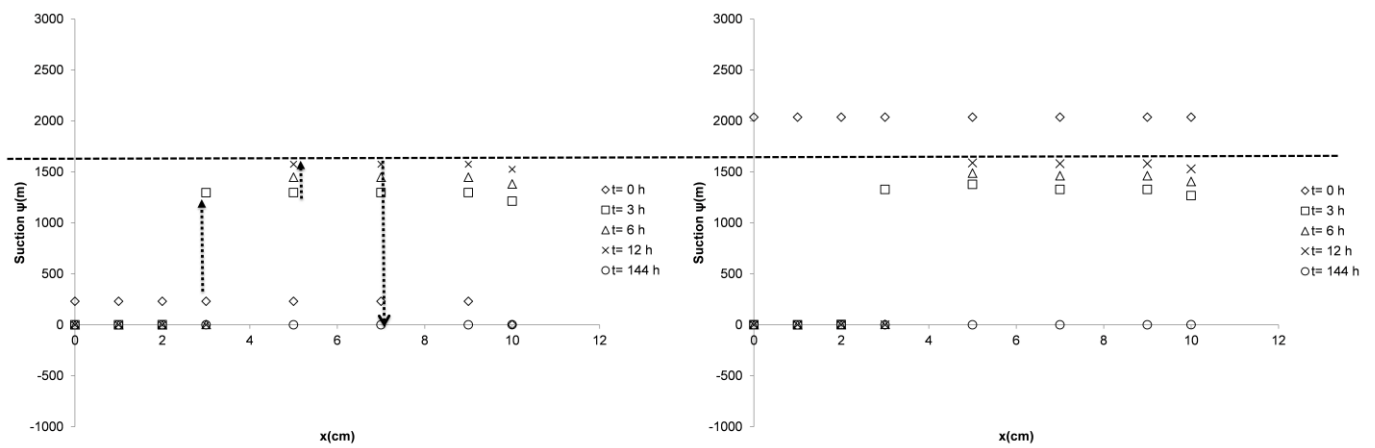


Figure 3. Simulated suction evolution in the geotextile and the bentonite

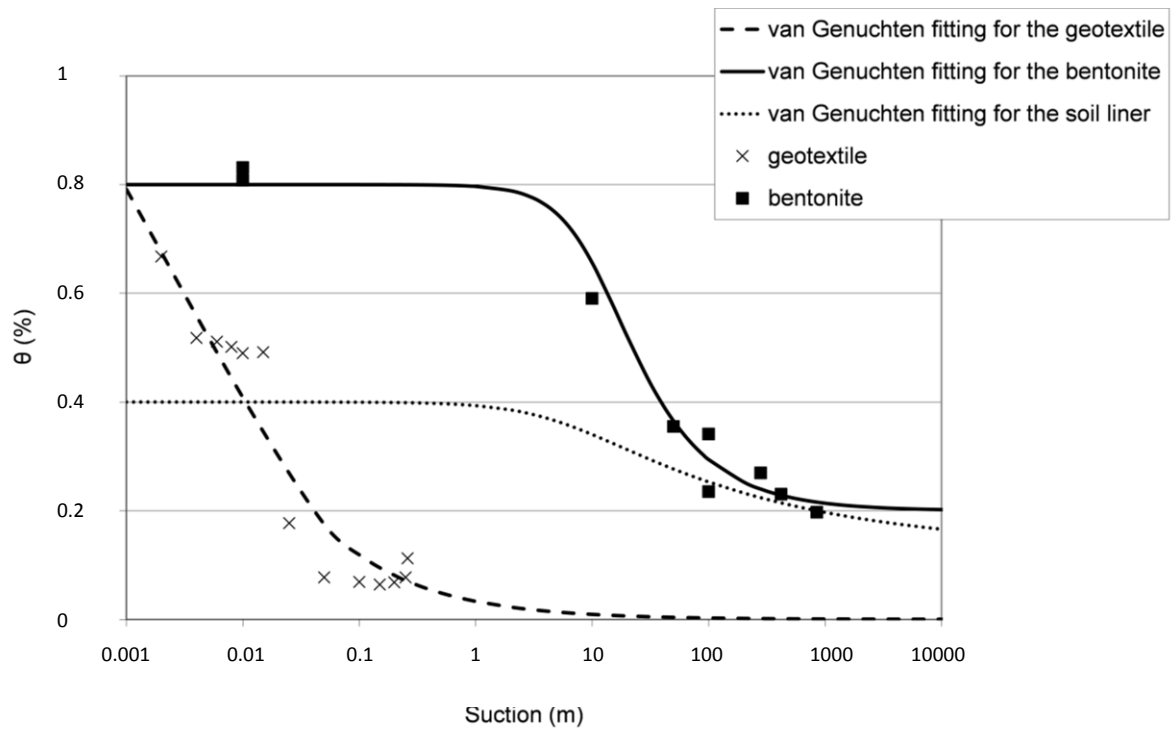


Figure 4. Water retention curves for geotextiles, bentonite and soil

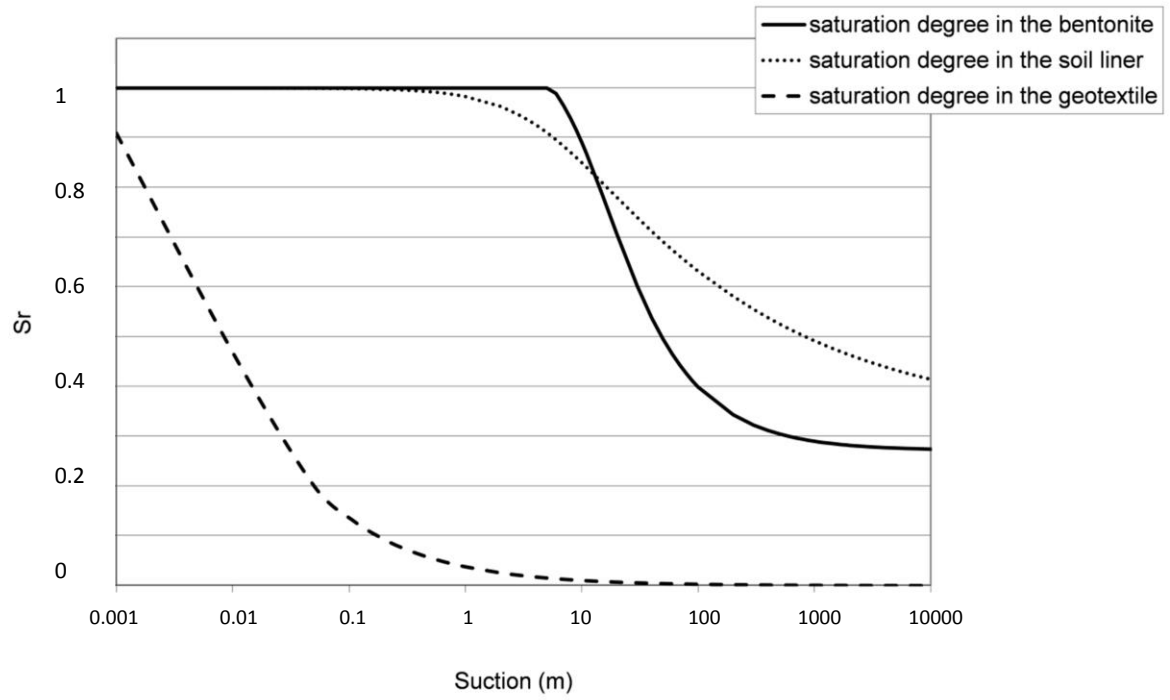


Figure 5. Predicted saturation degree of geotextile, bentonite and soil liner

V.1.2 Principaux résultats et conclusions

Les principaux résultats des simulations numériques de débits de fuites s'écoulant à travers une étanchéité composite GM-GSB surmontant un sol support et dû à une charge hydraulique au-dessus d'un défaut sur la GM sont :

- la reproduction de la cinétique de réduction du débit de fuite [en accord avec les résultats précédents de *Cartaud et al. (2005)*] avec une valeur de débit de fuite enregistré en régime permanent égale à $7,42 \times 10^{-12} \text{ m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$. Ce résultat est très intéressant puisqu'il permet de valider les calculs opérés par Métis. Cette réduction du débit de fuite obtenue sans prise en compte numérique des variations volumiques du GSB lors de son gonflement s'accorde avec les résultats expérimentaux de mesure du débit de fuite réalisées par *Mendes et al. (2010)* et *Rowe et Abdellaty (2013)*. Elle témoigne de l'existence de paramètres supplémentaires réduisant le débit de fuite à l'interface en régime transitoire ;
- la visualisation de l'évolution de la succion et du degré de saturation au sein du modèle d'étanchéité illustre une désaturation du géotextile lorsque la bentonite s'hydrate (i.e. sa succion diminue). Cette désaturation du géotextile s'accompagne d'une chute importante de sa perméabilité, ce qui freine en conséquence l'avancement du front d'humidification. Il en résulte une réduction progressive du débit de fuite. Ce résultat est très important puisqu'il dévoile un nouveau paramètre responsable de la réduction du débit de fuite qui n'avait pas été mentionné dans la littérature à ce jour (désaturation du géotextile par les fortes succions exercées par la bentonite).

Pour conclure sur cette partie, les chapitres IV et V de cette thèse ont permis de caractériser le comportement hydromécanique et d'acquérir des données de rétention d'eau du GSB lors de son hydratation sous des confinements représentatifs des surcharges générées par les déchets. On peut conclure ici que le confinement généré par les déchets présente un impact sur le gonflement du GSB lors de son hydratation. Cette étude expérimentale a été complétée par une quantification des transferts à travers les étanchéités composites en prenant en compte le caractère hétérogène du GSB (constitué de deux matériaux très contrastés de point de vue rétention d'eau). Cette étude numérique a fourni de précieux renseignements sur la réduction des débits de fuite qui s'est avérée dépendante des courbes de rétention du géotextile et de la bentonite. Par ailleurs, cette étude montre que le modèle et le code de calcul retenu sont valides pour la quantification des débits de fuite dans les dispositifs d'étanchéités composites GM-GSB, lorsque l'on souhaite individualiser le géotextile et la bentonite, en régime transitoire.

Cependant, malgré toutes ces tentatives d'amélioration du modèle numérique de la barrière d'étanchéité et des transferts s'écoulant à travers, le gonflement du GSB lors de son hydratation n'est pas considéré dans le chapitre V. Ce paramètre a été considéré dans la littérature comme le paramètre clé responsable de la réduction du débit de fuite à travers les étanchéités composites. Nous allons donc poursuivre notre recherche des paramètres influençant les transferts dans la partie 3 et revenir sur l'investigation du gonflement du GSB à l'échelle du laboratoire dans la partie 4. L'intérêt de la partie 3 réside dans l'étude du comportement d'étanchéités composites en fonction de qualités différentes de contact entre la GM et le GSB. Cette partie permet de considérer des paramètres non pris en compte précédemment dans l'investigation des transferts comme la rigidité de la GM, sa rugosité, son mode de liaison avec le GSB. Nous considérons également le cas où le GSB est altéré par son environnement (altération chimique par échange cationique et altération physique par

déshydratation) afin d'évaluer l'impact de ce phénomène sur la performance hydraulique à moyen et long terme des étanchéités composites.

Partie 3

Quantification expérimentale des transferts à travers les étanchéités composites

L'étude de l'évolution des propriétés intrinsèques du GSB en fonction de son hydratation sous confinement à travers la détermination des propriétés de rétention d'eau du GSB et la modélisation hydraulique du comportement de l'étanchéité, ont été présentées dans la partie 2. Elle nous a fourni de précieux renseignements sur les mécanismes de réduction du débit de fuite au cours du temps.

Par ailleurs, on a vu dans le chapitre III que la qualité du contact GM-GSB est un des paramètres clé pour réduire les fuites au travers de l'étanchéité composite. Cette qualité semble en partie liée à la nature de la GM (nature, état de surface, rigidité, rugosité). Il était indispensable d'étudier expérimentalement l'effet des caractéristiques de la GM sur l'évolution du débit de fuite et de transmissivité d'interface.

Une première étude, non présentée dans le corps de la thèse mais rapportée en annexe 2, a consisté à s'intéresser à l'utilisation d'une GM bitumineuse au lieu d'une GM en PEHD.

Si cette utilisation n'est pas recommandée en fond d'ISDnD pour une question de durabilité de la GM bitumineuse au contact des lixiviats, elle pourrait se rencontrer dans des ouvrages hydrauliques. Le but de cette étude est d'évaluer l'influence de la nature de la GM (donc l'épaisseur, la souplesse, la rugosité de surface) sur l'évolution des débits de fuite. En effet, la particularité de la GM bitumineuse c'est qu'elle présente deux faces pouvant être en contact avec le GSB (une face lisse et une face rugueuse). Nous avons comparé les débits de fuite obtenus dans deux cas correspondants à l'utilisation de deux faces de GM. Nous avons constaté dans l'étude introduite en annexe 2, que les valeurs de débit de fuite dans les étanchéités composites GM bitumineuses - GSB étaient similaires à celles obtenues pour des étanchéités composites GM PEHD-GSB en régime permanent. Ainsi ni la rugosité de la surface de la géomembrane en contact avec le GSB, ni l'épaisseur de la géomembrane ou sa souplesse ne semblent avoir d'influence sur le débit en régime permanent.

Nous nous sommes d'autre part intéressés au débit de fuite que pourrait occasionner l'existence d'un défaut dans un géofilm bentonitique. En effet, le géofilm, d'épaisseur inférieure au millimètre, présente une souplesse plus importante qu'une géomembrane PEHD de 2mm d'épaisseur. La question de déterminer l'influence de cette souplesse sur la qualité du contact avec le géotextile supérieur du GSB semble donc légitime. Cette investigation a été réalisée à l'aide de la cellule décimétrique de transmissivité d'interface présentée en annexe 3.

Les mêmes échantillons de GSB ont été testés sur la cellule de mesure du débit de fuite à l'échelle métrique (figure III-2). Ces expérimentations sont présentées dans **le chapitre VI**

Nous nous sommes également intéressés à l'effet de l'altération du GSB par son environnement sur les transferts advectifs dans les étanchéités composites. En effet, une évaluation des performances hydrauliques des étanchéités composites pour des GSB extraits de sites ayant subi des échanges cationiques ainsi que des cycles d'hydratation dessiccation permettra de renseigner sur la durabilité des étanchéités composites dans le cas où les GSB perdraient leurs performances en tant que barrières simples (**chapitre VII**).

Cette partie est constituée de deux chapitres correspondant chacun aux articles suivants :

- **le chapitre VI** “FLOW-RATE MEASUREMENTS IN METER-SIZE MULTICOMPONENT GEOSYNTHETIC CLAY LINERS” accepté pour une publication en 2015 dans une revue spéciale GSB du journal Geosynthetics International et est présenté par la suite ;
- **le chapitre VII** « ALTERED GEOSYNTHETIC CLAY LINERS: EFFECT ON THE HYDRAULIC PERFORMANCE OF COMPOSITE LINERS” en cours de révision dans la revue European Journal of Environmental and Civil Engineering

CHAPITRE VI ETUDE EXPERIMENTALE DE L'INFLUENCE DE LA QUALITE D'INTERFACE GM-GSB SUR LE DEBIT DE FUITE DANS DES BARRIERES COMPOSITES.

VI.1 Article 3: Flow-rate measurements in meter-size multicomponent geosynthetic clay liners

VI.1.1 Finalité de l'article 3

La première partie bibliographique a mis en évidence différents paramètres pouvant affecter les transferts à travers les étanchéités composites et en particulier la qualité de contact à l'interface entre la GM et le GSB. En effet, la qualité de contact à l'interface pourrait, en présence des irrégularités de distribution du confinement, influencer les transferts à travers l'étanchéité composite en créant des chemins préférentiels d'écoulement. L'étude réalisée avec des géomembrane bitumineuses n'a pas mis en évidence d'influence sur la qualité de contact GM-GSB de la rugosité, l'épaisseur ou la rigidité de la GM.

Nous avons souhaité compléter les résultats obtenus pour les GM bitumineuses en étudiant dans ce chapitre VI, l'impact d'un défaut circulaire dans le géofilm (ou lamination) d'un géofilm bentonitique. Cet impact a été évalué par les mesures du débit de fuite correspondant à différentes échelles de mesure (décimétrique et métrique) afin de quantifier le débit de fuite lorsque le géofilm (ou l'enduction) présente un défaut circulaire. Les géofilms bentonitiques sont constitués d'un assemblage de GSB avec une enduction à chaud ou un géofilm collé directement sur le GSB. Les différences notables de cette configuration par rapport à configuration classique GM-GSB sont les suivantes :

- la qualité de contact à l'interface grâce au collage du film (ou enduction à chaud) sur le GSB peut être différente du cas où la géomembrane est simplement posée sur le géotextile supérieur du GSB ;
- l'épaisseur de la GM (réglementairement supérieure à 1 mm pour une utilisation en fond d'ISDnD) ici remplacée par un film d'épaisseur inférieure à 1 mm va induire une différence de souplesse de l'étanchéité active. La qualité du contact peut s'en trouver affectée.

L'idée de cet article est donc de considérer les géofilms bentonitiques en tant que barrière composite (assemblage d'une barrière synthétique « GM » et d'une barrière minérale

« GSB ») présentant des conditions d'interface GM-GSB non étudiées jusqu'à présent. Les performances seront évaluées en terme de débits de fuite et de transmissivité d'interface dans le cas d'existence d'un défaut dans le géofilm (ou l'enduction) et d'une charge hydraulique au-dessus du défaut à l'échelle métrique.

Trois types de géofilms bentonitiques ont été testés lors d'une récente étude de transmissivité d'interface à échelle décimétrique valorisée en conférence et présentée en annexe 3. Les résultats de cette étude ont montré que l'augmentation de l'épaisseur et de la rigidité du géofilm (en renforçant le géofilm par une GM) contribuent à assurer une distribution homogène de la contrainte de confinement au niveau de l'interface séparant la GM du GSB et donc à améliorer la qualité de contact à l'interface en évitant les chemins préférentiels d'écoulement. Par conséquent, les mesures des débits de fuites observés à l'échelle décimétrique révèlent un ordre de grandeur en moins dans le cas du renforcement par GM que dans le cas du géofilm bentonitique testé seul. Cette étude sur cellule métrique permettra de vérifier l'effet de l'échelle de mesure sur les propriétés hydrauliques des géofilms bentonitiques lorsque le géofilm (ou l'enduction) présente un défaut circulaire : on s'attend à ce qu'une cellule métrique permette de limiter les effets de bords par rapport à une cellule décimétrique.

Under Publication
Geosynthetics International

1 Flow-rate measurements in meter-size multicomponent geosynthetic 2 clay liners

3 *H. Bannour*^{1,*}, *N. Touze-Foltz*²

4 ABSTRACT: To quantify the flow rate through multicomponent geosynthetic clay
5 liners (GCLs), three different meter-sized specimens from different manufacturers were
6 characterized in a dedicated experimental column. This study allows quantification
7 of the interface transmissivity of multicomponent GCLs when the coating or
8 attached film is damaged over an area large enough to make edge effects negligible.
9 For all multicomponent GCLs characterized, the coating or attached film was less
10 than 0.7 mm thick. Steady-state results indicated flow rates ranging from $4.61 \times$
11 10^{-12} to 3.01×10^{-11} m³/s with interface transmissivities ranging from 1.20×10^{-11}
12 to 7.59×10^{-11} m²/s, which are broadly in line with flow rates obtained from
13 conventional geomembrane (GM)-GCL composite liners. Consequently, when the
14 coating or attached film is damaged, the thickness and rigidity of the coating or
15 attached film appears not to affect the steady-state flow rate and interface
16 transmissivity, which leads to a good contact at the interface.

17 KEYWORDS: Geosynthetics, environmental applications, landfill liner,
18 transmissivity, multicomponent geosynthetic clay liners (GCLs), experiment.

19 *Corresponding author

20 1 Irstea, HBAN Unit, Antony, France. Tel: +33-1 40 96 65 25; Fax: +33-1 40 96 62 70; E-mail: hajer.bannour@irstea.fr

21 2 Irstea, HBAN Unit, Antony, France. Tel: +33-1 40 96 60 39; Fax: +33-1 40 96 62 70; Email: nathalie.touze@irstea.fr

22

23

24 1. INTRODUCTION

25 In geotechnical and civil-engineering applications, geosynthetics are used as long-term
26 barriers against fluids. For example, geomembranes (GMs) and geosynthetic clay liners
27 (GCLs) serve as sealers in landfills, dams, dikes, ponds, etc. In the document “Recommended
28 Descriptions of Geosynthetics Functions, Geosynthetics Terminology, Mathematical and
29 Graphical Symbols” of the International Geosynthetics Society, GCLs are defined as “an
30 assembled structure of geosynthetic materials and low hydraulic conductivity earth material
31 (clay), in the form of a manufactured sheet, used in civil engineering applications.” Recently,
32 multicomponent GCLs have been developed, which are GCLs with a coating or attached
33 film. In terms of hydraulic properties, these GCLs fall between geomembranes and GCLs
34 (von Maubeuge et al., 2011; Cleary and Lake, 2011, Barral and Touze-Foltz, 2012).

35 The ASTM D35 terminology task group is currently discussing the following proposed
36 definitions, which might be added to the ASTM terminology standard D4439 (von Maubeuge
37 et al., 2011):

- 38 (i) A multicomponent GCL is a GCL with an attached film, coating, or membrane
39 decreasing the hydraulic conductivity or protecting the clay core or both,
- 40 (ii) An adhered GCL is a GCL product in which the clay component is bonded to a film
41 or membrane by adhesion, and
- 42 (iii) A coated GCL is a GCL product with at least one layer of a synthetic substance
43 applied to the GCL as a fluid and allowed to solidify (von Maubeuge et al. 2011).

44 To ensure clarity, this terminology is adopted in this paper.

45 Multicomponent GCLs have recently been put on the market despite no devices existing that
46 can characterize them especially as regards transfer of pollutants through the GCLs. The
47 objective of this paper is to determine the hydraulic performance (i.e., flow rate and interface
48 transmissivity) of multicomponent GCLs whose coating or attached film has a circular hole.

49 Experiments using various GCL configurations have determined the flow rates in GM/GCL
50 composite liners (Harpur et al., 1993; Barroso et al., 2006a; 2008; 2010; Mendes et al. 2010;
51 Rowe and Abdellaty, 2012; Bannour et al., 2013a; 2013b). In addition, the effect of contact
52 quality at the interface between GM and GCL was evaluated for textured GMs in contact with
53 GCLs (Barroso et al., 2008; Bannour et al., 2013a). The experimental results were
54 reproducible and showed that the texture has little impact on steady-state flow rates. Other
55 research evaluated how the nature of the bentonite, sodium, or calcium bentonite and the
56 structure of the GCL affected flow rates in the GCL (Mendes et al., 2010) and concluded that
57 the nature of the bentonite and the manufacturing process of the GCLs studied did not affect
58 the GM/GCL interface transmissivity under conditions of steady-state flow.

59 For multicomponent GCLs, Barral and Touze-Foltz (2012) proposed an experimental device
60 that quantified the flow rate through multicomponent GCLs with coatings or attached films
61 that were not damaged. This study showed that flow rates for multicomponent GCLs from
62 two different manufacturers are one order of magnitude larger than flow rates usually
63 measured for virgin GMs (i.e., $10^{-5} \text{ m}^3/\text{m}^2/\text{d}$) but are significantly less than the flow rate for
64 typical GCLs.

65 A preliminary study considered the case in which the coating or laminated film is damaged.
66 This study considered the decimeter scale in quantifying the flow rate and the resulting
67 transmissivity in a multicomponent GCL (Bannour et al., 2013b). Two of the multicomponent
68 GCLs tested, with an attached film at their surface, had to be prehydrated under a low hydraulic
69 head to ensure that the flow rates could be measured and would decrease with time as usually
70 occurs in composite liners containing a GCL. To improve the analysis of the results, additional
71 experiments were undertaken in which a GM was added on top of the multicomponent GCLs.
72 This addition increased the rigidity, thereby improving the distribution of the load, which
73 consisted of the top granular plate and the 50 kPa of confining stress. The addition of the GM

74 led to a decrease in flow rates and interface transmissivity with respect to the case with no GM.
75 Results obtained at the decimeter scale raised the question of whether a scaling effect, which
76 was not previously observed in GM/GCL composite liners, could explain the different flow
77 rates and interface transmissivities (Touze-Foltz et al., 2006).

78 The present study quantifies the meter-scale flow rate and resulting interface transmissivity of a
79 multicomponent GCL whose film or coating is damaged. To determine how the thickness of the
80 coating or attached film affects flow rates and interface transmissivity, the meter-scale results
81 are compared with previously obtained decimeter-scale results. Working on the meter scale is
82 appropriate because the area studied is close to that encountered by GM/GCL composite
83 liners in real situations of barriers in landfill areas, where edge effects are negligible (Touze-
84 Foltz et al., 2006).

85 The remainder of this paper begins with a presentation of the materials characterized in this
86 study and outlines the large-scale experimental procedure. Next, the flow rates, interface
87 transmissivity, and water-content distribution in multicomponent GCLs are presented,
88 discussed, and compared with results obtained from decimeter-scale measurements done on
89 the same multicomponent GCLs and with published results of flow rate and interface
90 transmissivity in composite liners with GCLs.

91

92 **2. EXPERIMENTS**

93 **2.1. Materials and methods**

94 2.1.1. Elastomer plate

95 A 0.06-m-thick elastomeric plate was used at the bottom of the experimental column as a
96 substitute for the compacted clay liner (CCL) conventionally used under the GCL in interface

97 transmissivity experiments. It consists in a polymeric plate presenting a higher elasticity and
98 is similar to the one used by Stoltz et al. (2013) in puncture-protection experiments.

99

100 2.1.2. Multicomponent GCLs

101 Three different multicomponent GCLs, each from different manufacturers, were measured in
102 this study. All three were made from a needle-punched GCL with the addition of either a
103 coating or a film.

104 The first multicomponent GCL (GCL 1) is a coated GCL. The polyolefin polymer coating is
105 added in the fluid state directly onto the woven component of the GCL. This strategy allows the
106 polymer coating to penetrate into the woven structure, surround the needle-punched fibers from
107 the nonwoven carrier geotextile, and attach firmly, uniformly, and in a directionally
108 independent manner to the entire woven GCL component. GCLs 2 and 3 were manufactured
109 with an attached film (Figure 1). Details of the various multicomponent GCLs are given in
110 Table 1, which includes cover and carrier geotextile types, bonding types, film or coating
111 thickness according to EN ISO 9863-1, total dry mass per unit area of the coating or the
112 attached film and, finally, measured total dry mass per unit area of specimen (EN ISO 14149).

113 After the experiments, the mass per unit area of dry bentonite in the specimens was measured.

114 To obtain the mass per unit area of geosynthetics, results from three 0.09-m-diameter specimens
115 taken from the remainder of the sample (i.e., the part not previously characterized) were
116 averaged after removing the bentonite and cleaning the geosynthetics.

117 Figure 1 shows the surface of the coating or the attached film on top of each multicomponent
118 GCL. The wrinkling of the film varies depending on the product used. No wrinkling occurs in
119 the attached film of GCL 2. The initial water content of all multicomponent GCLs characterized
120 was approximately 10%.

121

122 2.1.3. Protective geotextile

123 To protect the coating or attached film from puncturing during installation of the granular
124 layer, a nonwoven geotextile was put on the top of the multicomponent GCLs. To adequately
125 protect the GM liner, Stoltz et al. (2013) suggest a minimum mass per unit area of geotextile
126 of 1000 g/m^2 . For the present experiments, a protective geotextile with a mass per unit area of
127 1200 g/m^2 was selected for the experimental column used. For experiments performed at the
128 metric scale, the protective geotextile was placed on top of the multicomponent GCLs to inhibit
129 penetration by the 0.25-m-thick gravel layer. To reproduce the same experimental conditions as
130 used at the decimeter scale, an additional experiment was performed on GCL 2 in which the
131 geotextile was not added on the top of the multicomponent GCL; no significant changes in
132 transient or steady-state flow rate were observed. This observation shows that the protective
133 geotextile, which was added to prevent penetration of the GM by the gravel layer, does not
134 influence the flow rate of the multicomponent GCL.

135 2.1.4. Granular layer

136 A 0.25-m-thick drainage layer, consisting of 25- to 35-mm-diameter gravel, was used on top
137 of the protective geotextile over thickness to transfer the load from the mechanical press.

138

139 **2.2. Meter-scale apparatus and experimental setup**

140 The experimental setup consisted of a 1-m-diameter cell as previously described by Cartaud et
141 al. (2005a) and Touze Foltz et al. (2006). The cell is composed of three parts (see Figure 2): (a)
142 a bottom part with a round base plate fixed to the beam of a hydraulic press that applies a
143 compressive stress; (b) an intermediate 1-m-diameter cylinder 0.3 m high fixed to the base plate
144 for accommodating the simulated liner and granular layer; and (c) a stainless-steel plate for
145 applying the compressive stress. An elastomeric plate was placed at the bottom of the cell and a

146 1-m-diameter multicomponent GCL specimen was placed above the plate. A circular 4-mm-
147 diameter hole was cut in the center of the coating or attached film of the multicomponent GCL.
148 A special “Y” connection was glued over the discontinuity in the coating or attached film, and a
149 pipe was inserted in each branch of this connection: one pipe was connected to a Mariotte bottle
150 to allow flow-rate measurements and the other pipe was used as a purge (Figure 3). Next, a
151 1200 g/m² geotextile was placed above the multicomponent GCL to prevent it from being
152 penetrated by the gravel. The stainless-steel plate was placed above the gravel layer and a
153 normal 50 kPa compressive stress was applied by the hydraulic press. Finally, the liquid supply
154 was activated and experiments started. The hydraulic head is applied vertically at the level of
155 the hole in the geomembrane. Then the flow takes place horizontally in the interface and jointly
156 vertically in the GCL. To compare measured flow rates with published values, experiments
157 were carried out with a 0.3 m hydraulic head.

158

159 3. RESULTS AND DISCUSSION

160 3.1. Steady-state flow rate, interface transmissivity, and water-content distribution

161 Figure 4 shows the flow-rate dynamics found experimentally for the three multicomponent
162 GCLs. When applying the 0.3m hydraulic head using the Mariotte bottle, the water flows
163 directly in the Y connection glued over the hole. It penetrates the interface between the coating
164 or attached film and the underlying GCL before hydrating the GCL. The flow rate was obtained
165 only upstream of the cell, which shows that the meter scale of the experiment was sufficient to
166 appropriately reproduce, with no edge effects, a real multicomponent GCL in the liner area.

167 The measured flow rates decreased gradually to steady-state values of 4.61×10^{-12} ,
168 4.36×10^{-12} , and 3.01×10^{-11} m³/s for multicomponent GCL 1, GCL 2, and GCL3,
169 respectively. Steady-state has to be understood here as corresponding to stabilization of the flow
170 rate at the upstream side. The interface transmissivities was back calculated by using the

171 analytical solution developed by Touze Foltz et al. (1999) in the case of a circular defect in the
 172 GM. This solution assumes that (i) the interface transmissivity is uniform so that the wetted
 173 area obtained is circular, (ii) the liquid flow in the transmissive layer is radial, (iii) the flow
 174 occurs under steady-state conditions, (iv) the CCL, the GCL, and the GM-GCL interface are
 175 saturated, and (v) the additional flow through the passive barrier (CCL + GCL) is one
 176 dimensional and vertical. The final flow rates (steady-state conditions) measured in
 177 transmissivity experiments were used in Equation 1:

$$178 \quad Q = \pi r_0^2 k_s \frac{h_w + d}{H_s} - 2\pi r_0^2 \theta \alpha [AI_1(\alpha r_0) - BK_1(\alpha r_0)] \quad (1)$$

179 where Q is the flow rate (m³/s) under steady-state conditions, r_0 is the circular-defect radius
 180 (m), k_s is the hydraulic conductivity of the liner GCL + CCL (m/s), h_w is the hydraulic head
 181 (m), d is the thickness (m) of the GCL + soil liner, H_s is the thickness (m) of the soil
 182 component of the GCL + CCL composite liner, θ is the interface transmissivity (m²/s), I_1 and
 183 K_1 are first-order modified Bessel functions, and α , A , and B are parameters given by:

$$184 \quad \alpha = \sqrt{\frac{k_s}{\theta d}} \quad (2)$$

$$185 \quad A = -\frac{h_w K_0(\alpha R) + H_s (K_0(\alpha R) - K_0(\alpha r_0))}{K_0(\alpha r_0) I_0(\alpha R) - K_0(\alpha R) I_0(\alpha r_0)} \quad (3)$$

$$186 \quad B = \frac{h_w K_0(\alpha R) + H_s (I_0(\alpha R) - I_0(\alpha r_0))}{K_0(\alpha r_0) I_0(\alpha R) - K_0(\alpha R) I_0(\alpha r_0)} \quad (4)$$

187 with

$$188 \quad AI_1(\alpha R) + BK_1(\alpha R) - H_s = 0 \quad (5)$$

189 where K_0 and I_0 are zeroth-order modified Bessel functions, respectively, and R is the radius
 190 of the wetted area.

191 The interface transmissivity θ and the radius of the wetted area R were calculated using a
 192 parametric study assuming that there is no flow at R ($Q(R)=0$). They correspond to
 193 interpretations as the assumption that the geometry is axisymmetric is made.

194 Interface transmissivity calculated using the analytical solution were 2.10×10^{-11} , 8.97×10^{-11} ,
195 and 7.59×10^{-11} m²/s, for multicomponent GCL 1, GCL 2, and GCL3 (Table 2), respectively.
196 At the end of the experiment, the water-content distribution in the multicomponent GCLs was
197 quantified and the results, which are based on the sampling performed, are plotted in Figure 5.
198 After flow-rate stabilization, the water-content distribution was measured in 37 0.1-m-
199 diameter multicomponent specimens, according to the scheme presented in Figure 6. This
200 method of sampling GCLs to determine the water content repartition is consistent with that
201 presented by Touze-Foltz et al. (2006). The radius of the wetted area calculated by using the
202 analytical solution developed by Touze Foltz et al. (1999) were 0.05, 0.14, and 0.28 m for
203 multicomponent GCL 1, GCL 2 and GCL3, respectively.

204

205 **3.2.Performance of multicomponent GCLs**

206 Despite a mass per unit area of 4.40 kg/m², multicomponent GCL 1 had small steady-state flow
207 rates ($Q = 4.61 \times 10^{-12}$ m³/s), which is attributed to the coating that is directly laminated to the
208 covering geotextile of the multicomponent GCL (assuming good contact at the interface). As
209 shown in Figure 4, multicomponent GCL 3 had lower transient and steady-state flow rates on
210 the meter scale ($Q = 3.01 \times 10^{-11}$ m³/s) compared with multicomponent GCL 2
211 ($Q = 4.36 \times 10^{-12}$ m³/s), despite both multicomponent GCLs having a surface film attached by
212 the same production process (Table 2). Compared with multicomponent GCL 2, GCL 3 had a
213 larger wetted-area radius (0.28 m vs 0.14 m) and water-uptake capacity, which may be
214 explained by (i) the mass per unit area of each specimen (6.44 kg/m² for GCL 2 vs 4.27 kg/m²
215 for GCL 3); (ii) the presence of wrinkles on the attached film, which allows water to migrate
216 more easily (this was the case in particular for high transient flow rates, i.e., flow rates
217 approximately one to two orders of magnitude higher than those obtained with
218 multicomponent GCL 1 and 2), and (iii) the possible influence of swelling-index measurements

219 taken on multicomponent GCL 2 and 3 (these were done to evaluate the swelling of the
220 bentonite part of the GCL and could have influenced the contact quality at the interface between
221 the GCL and attached film). The results show that multicomponent GCL 2 swells more than
222 multicomponent GCL 3 (measurements performed following XP P 84-703 gave swell indices of
223 $29 \text{ cm}^3/2\text{g}$ for GCL 2 and $24 \text{ cm}^3/2\text{g}$ for GCL 3). These observations means that
224 multicomponent GCL 2 benefits from better interface contact than multicomponent GCL 3,
225 which is attributed to a better contact between the attached film and the cover geotextile of the
226 multicomponent GCL. The superior contact is likely due to greater swelling when the bentonite
227 hydrates and the more uniform distribution of bentonite in GCL 2, as determined by the greater
228 mass per unit area (Bostwick et al. 2010).

229 **3.3.Decimeter- vs meter-scale flow-rate dynamics along multicomponent GCL** 230 **interfaces**

231 Figure 7 compares the decimeter- and meter-scale flow-rate dynamics in multicomponent
232 GCLs from Bannour et al. (2013b). The meter-scale steady-state results are one order of
233 magnitude less the decimeter-scale results, as seen in Table 5. These results were obtained with
234 steady-state flow rates ranging from 4.61×10^{-12} to $3.01 \times 10^{-11} \text{ m}^3/\text{s}$ for the meter-scale
235 experiments and from 1.53×10^{-11} and $2.18 \times 10^{-10} \text{ m}^3/\text{s}$ for the decimeter-scale
236 experiments. This observation shows the importance of the effect of scale for multicomponent
237 GCLs: a sufficiently large area must be studied (i) to minimize the edge effects observed at the
238 decimeter scale, which may generate preferential flow paths in the absence of nonuniformities
239 such as wrinkles in the attached film, and (ii) so that the radius of the experimental device is
240 consistent with the wetted area.

241 242 **3.4.Comparison with GM-GCL composite liner**

243 Decimeter-scale results obtained by Bannour et al. (2013b) highlight the fact that the flow rate
244 was influenced by the thickness of the polymeric component (i.e., the coating or attached film
245 with or without an additional 2-mm-thick high-density polyethylene “HDPE” GM): the flow
246 rate was one order of magnitude less for a 2-mm-thick HDPE GM on the top of the
247 multicomponent GCL than for no GM. Decimeter-scale flow rates obtained with
248 multicomponent GCLs were one to two orders of magnitude larger compared with those for a
249 GM-GCL composite liner.

250 Figure 8 compares meter-scale flow-rate dynamics along multicomponent GCL interfaces
251 obtained in this study with results from the study of Touze Foltz et al. (2006) on conventional
252 GM-GCL composite liners. Steady-state flow rates are comparable for both configurations;
253 the average flow rate for the GM/GCL composite liner is $4.09 \times 10^{-12} \text{ m}^3/\text{s}$. This finding
254 shows that, as found in the meter-scale experiment with a geomembrane, neither the thickness
255 nor the rigidity of the coating or attached film significantly influences flow rates.

256 Thus, even if the reduced thickness of the coating or attached film decreases rigidity in
257 comparison with the 2-mm-thick geomembrane and decreases the uniformity of load
258 transmission by the granular layer, no impact on flow rate is detected. This phenomenon is
259 probably connected to the bentonite swelling sufficiently to reduce the interface thickness;
260 similar to what occurs in the GM/GCL composite liner.

261 These findings emphasize that, to quantify flow rates in multicomponent GCLs with the
262 coating or attached film exhibiting a hole on the meter scale, it is necessary to perform meter-
263 scale experiments.

264

265 **3.5.Synthesis of transmissivity values in GM-GCL composites liners and** 266 **multicomponent GCLs**

267 Figure 9 gives an overview of published interface transmissivity data and data from this study.
268 For meter-scale experiments with multicomponent GCLs, all data fall under the GM/GCL
269 contact condition defined by Touze Foltz and Barroso (2006), which links the interface
270 transmissivity θ to the hydraulic conductivity k_{GCL} of the GCL by using Equation 1:

$$271 \log_{10} \theta = -2.2322 + 0.7155 \log_{10} k_{GCL} \quad (1)$$

272 Results obtained for the interface transmissivity are broadly in line with the interface
273 transmissivity found in previous studies that used conventional GM/GCL composite liners. This
274 correlation suggests that, for meter-scale experiments, the thickness and rigidity of the coating
275 or attached film does not significantly influence the interface transmissivity when the coating
276 or attached film is damaged. Consequently, for a 4-mm-diameter hole, the characteristics of
277 advective transfers through damaged multicomponent GCLs are identical to those through
278 conventional GM/GCL composite liners.

279 Note, however, that this result does not imply that all aspects of the performance are identical.
280 In fact, the flow rate through an undamaged multicomponent GCLs is one order of magnitude
281 larger than that through an undamaged GM (Barral et al., 2012). In addition, when addressing
282 performance, other considerations regarding mechanical performance, chemical compatibility,
283 and durability are imposed.

284

285 4. CONCLUSION

286 The purpose of this study was to compare the hydraulic performance of a multicomponent GCL
287 with that of a conventional GM-GCL composite liner. To this end, the flow rate and interface
288 transmissivity in multicomponent GCLs was evaluated for the case of a damaged coating or
289 attached film.

290 For the surface area of the multicomponent GCL to be representative of a real situation, meter-
291 scale flow-rate experiments were performed, and the following results were obtained:

- 292 - To measure flow rates through multicomponent GCLs, the meter scale is better than the
293 decimeter scale because it avoids edge effects that are likely to influence the
294 experimental results. Consequently, the area studied is close to that encountered by
295 GM/GCL composite liners in real situations of barriers in landfill areas, where edge
296 effects are negligible.
- 297 - The meter-scale steady-state flow rate and interface transmissivity obtained were
298 broadly in line with flow rates obtained in previous studies that used conventional
299 composite liner GM/GCL. This correlation emphasizes the fact that, for flow-rate
300 measurements through a multicomponent GCL with a damaged coating or attached
301 film, the thickness and rigidity of the coating or attached film does not affect the
302 hydraulic behavior of the multicomponent GCL in comparison with conventional
303 composite liners (GM/GCL).
- 304 - The swell index and mass per unit area of bentonite in multicomponent GCLs influence
305 the flow rate when a film is attached (glued) to the cover geotextile of the GCL. It is
306 thus important for the mass of bentonite in the GCL to be sufficient so that the swelling
307 capacity of samples leads to better contact at the interface and better performance of the
308 multicomponent GCL.

309

310 **ACKNOWLEDGMENTS**

311 This study was financed by IRSTEA, Antony, France. The authors gratefully acknowledge
312 CETCO and NAUE for providing the multicomponent GCLs liners used in this study.

313 **NOTATIONS**

314 Basic SI units are given in parentheses.

315 Q the flow rate (m^3/s)

| | | |
|-----|------------------|---|
| 316 | r_0 | the circular-defect radius (m) |
| 317 | m_f | Film or coating measured total dry mass per unit area (kg/m^2) |
| 318 | R | radius of the wetted area (m) |
| 319 | e_f | Film or coating thickness (mm) |
| 320 | k_{GCL} | the hydraulic conductivity of the liner GCL (m/s) |
| 321 | k_s | the hydraulic conductivity of the liner GCL + CCL (m/s) |
| 322 | H_w | the hydraulic head (m) |
| 323 | H_s | the thickness of the soil component of the GCL + CCL composite liner (m) |
| 324 | d | the thickness of the GCL + soil liner |
| 325 | θ | interface transmissivity (m^2/s) |
| 326 | α, A, B | parameters (dimensionless) |
| 327 | I_1, K_1 | first-order modified Bessel functions |
| 328 | I_0, K_0 | zeroth-order modified Bessel functions (dimensionless) |
| 329 | ω | water content (%) |

330 **ABBREVIATIONS**

| | | |
|-----|------|---------------------------|
| 331 | CCL | compacted clay liner |
| 332 | GCL | geosynthetic clay liner |
| 333 | GM | geomembrane |
| 334 | HDPE | high-density polyethylene |

335 **REFERENCES**

| | |
|-----|---|
| 336 | AFNOR 2002 XP P 84-703 Bentonitic geosynthetics — Determination of the swelling |
| 337 | capacity of clay in bentonitic geosynthetics. |

- 338 AFNOR 2003 EN ISO 14149 Geosynthetics: — test methods for measuring Mass per Unit
339 Area of Clay Geosynthetic Barriers.
- 340 AFNOR 2006 EN ISO 9863-1. Geosynthetics — Determination of the thickness at specified
341 pressure, part 1: individuals layers.
- 342 Bannour, H., Barral, C. & Touze-Foltz, N. (2013a) Flow rate in composite liners including
343 GCLs and a bituminous geomembrane. *Proceedings of the 3rd International Conference*
344 *on Geotechnical Engineering*, Hamamet, Tunisia, S5-9, 809–819.
- 345 Bannour, H., Touze-Foltz, N., Courté, A. & von Maubeuge, K. P. (2013b). Interface
346 Transmissivity Measurement in Multicomponent Geosynthetic Clay Liners. *Current and*
347 *Future Practices for the Testing of Multi-Component Geosynthetic Clay Liners*, STP 1562,
348 Kent P. von Maubeuge and J. P. Kline, Eds., 47–61.
- 349 Barral, C. & Touze-Foltz, N. (2012). Flow rate measurement in undamaged multicomponent
350 geosynthetic clay liners. *Geosynthetics International*, **19**, No. 6, 491–496.
- 351 Barroso, M.C.P., Lopes, M.D.G.A. & Bergamini, G. (2010). Effect of the waste pressure on
352 fluid migration through geomembrane defects. *Proceedings 9 ICG*, Guaruja, Brazil, 959–
353 962.
- 354 Barroso, M., Touze-Foltz, N., & von Maubeuge, K. (2008). Influence of the textured structure
355 of geomembrane on the flow rate through geomembrane GCL composite liners. *EuroGeo4*,
356 paper number 86.
- 357 Barroso, M., Touze-Foltz, N., von Maubeuge, K. & Pierson, P. (2006a). Laboratory
358 investigation of flow rate through composite liners involving GCL. *Geotextiles and*
359 *Geomembranes*, **24**, No.3, 139–155.
- 360 Touze-Foltz, N., & M. Barroso, M. 2006. Empirical Equations for Calculating the Rate of
361 Liquid Flow through Gcl-Geomembrane Composite Liners. *Geosynthetics International*,
362 13, No. 2, 73–82.

- 363 Bostwick, L. Rowe, R.K., Take, W.A. & Brachman, R.W.I. (2010). Anisotropy and
364 directional shrinkage of geosynthetic clay liners. *Geosynthetics International*, **17**, No. 3,
365 157–170.
- 366 Cartaud, F., Duval, Y. & Touze-Foltz, N. (2005a). Experimental investigation of the influence
367 of a geotextile beneath the geomembrane in a composite liner on the leakage through a
368 hole in the geomembrane. *Geotextiles and Geomembranes*, **23**, No.2, 117–143.
- 369 Cleary, B.A., Lake, C.B. 2011. Comparing measured hydraulic conductivities of a geotextile
370 polymer coated GCL utilizing three different permeameter types. *Geo-Frontiers 2011*
371 *Advances in Geotechnical Engineering*, Han, J. (ed.), Alzamora, D.A. (ed.): 1991 – 2000.
- 372 Harpur, W.A., Wilson-Fahmy, R.F. & Koerner, R.M. 1993. Evaluation of the Contact between
373 Geosynthetic Clay Liners and Geomembranes in Terms of Transmissivity. Paper presented
374 at the Geosynthetic Liner Systems: Innovations, Concerns and Design, Proceedings of a
375 Geosynthetic Liner Systems Seminar held in Philadelphia, USA.
- 376 Mendes, M. J. A., Touze-Foltz, N., Palmeira, E. M. & Pierson, P. (2010). Influence of
377 structural and material properties of GCLs on interface flow in composite liners due to
378 geomembrane defects. *Geosynthetics International*. **17**, No.1, 34–47.
- 379 Rowe, R.K., Abdellaty, K. 2013. Leakage and Contaminant Transport through a Single Hole
380 in the Geomembrane Component of a Composite Liner. *Journal of geotechnical and*
381 *geoenvironmental engineering*, **139**, No.3, 357–366.
- 382 Stolz, G., Croissant D. & Touze-Foltz, N. (2013). Some geotextiles properties useful for
383 HDPE geomembrane puncture protection. *Proceedings, TC 215 Symposium on Coupled*
384 *Phenomena in Environmental Geotechnics*, Torino, Italy, July 1-3, 291–296.
- 385 Touze Foltz, N., Duquennoi, C. & Gaget, E. (2006). Hydraulic and mechanical behavior of
386 GCLs in contact with leachate as part of a composite liner. *Geotextiles and*
387 *Geomembranes*, **24**, No.3, 188–197

- 388 Touze-Foltz, N., Rowe, R. K. & Duquennoi, C. (1999). Liquid flow through composite liners
389 due to geomembrane defects: analytical solutions for axi-symmetric and two-dimensional
390 problems, *Geosynthetics International*, **6**, No.6, 455–479, Erratum: 2000, 7, No. 1.
- 391 von Maubeuge, K., Sreenivas, K. & Pohlmann, H. (2011). The New Generation of
392 geosynthetic clay liners, *Geosynthetics India'11*, 22-24 September 2011 Chennai (Tamil
393 Nadu), India.
- 394

395 **Table 1** Multicomponent GCLs used in this study.

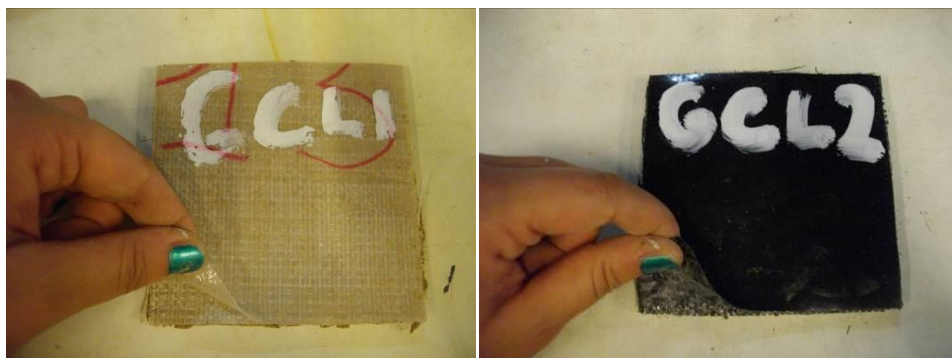
| Multicomponent GCL | Cover GTX | Carrier GTX | Bonding | Film or coating thickness (m) | Film or coating measured total dry mass per unit area (kg/m ²) | Measured total dry mass per unit area of specimen (kg/m ²) |
|--------------------|-----------|-------------|------------------|-------------------------------|--|--|
| 1 | Woven | Nonwoven | Coated | $0.0004 < e_f < 0.0007$ | $0.25 < m_f < 0.4$ | 4.40 |
| 2 | Nonwoven | Woven | Attached (glued) | ~0.00045 | ~0.2 | 6.44 |
| 3 | Woven | Nonwoven | Attached (glued) | ~0.00025 | ~0.2 | 4.27 |

396
 397 **Table 2** Flow rate, hydraulic conductivity, and interface transmissivity measured and
 398 calculated by using the analytical solution for steady-state meter-scale conditions. Also shown
 399 are published results related to multicomponent GCLs.

| Multicomponent GCL | Q (m ³ /s) | K _{GCL} (m/s) | θ (m ² /s) | Radius of wetted area R (m) |
|--------------------------------------|------------------------|------------------------|------------------------|-----------------------------|
| GCL 1 (m) | 4.61×10^{-12} | 2.08×10^{-11} | 1.20×10^{-11} | 0.05 |
| GCL 2 (m) | 4.36×10^{-12} | 2.66×10^{-11} | 8.97×10^{-11} | 0.14 |
| GCL 3 (m) | 3.01×10^{-11} | 2.08×10^{-11} | 7.59×10^{-11} | 0.28 |
| Bannour et al. (2013b) GCL 1 (dm) | 1.73×10^{-11} | 2.08×10^{-11} | 3.48×10^{-11} | 0.1 |
| Bannour et al. (2013b) GCL 2 (dm) | 1.53×10^{-11} | 2.66×10^{-11} | 3.07×10^{-11} | 0.1 |
| Bannour et al. (2013b) GCL 3 (dm) | 2.18×10^{-10} | 2.08×10^{-11} | 5.46×10^{-11} | 0.1 |
| Bannour et al. (2013b) GCL 1 (dm)+GM | 1.39×10^{-11} | 2.08×10^{-11} | 2.78×10^{-11} | 0.1 |
| Bannour et al. (2013b) GCL 2 (dm)+GM | 2.17×10^{-11} | 2.66×10^{-11} | 4.41×10^{-11} | 0.1 |
| Bannour et al. (2013b) GCL 3 (dm)+GM | 1.31×10^{-11} | 2.08×10^{-11} | 2.60×10^{-11} | 0.1 |

400 Q is the steady-state flow rate (m³/s), K_{GCL} is the steady-state hydraulic conductivity (m/s); θ is the interface transmissivity
 401 (m²/s) calculated by using the analytical solution; and R is the radius of the wetted area (m).

402



403

404

(a)

(b)



405

406

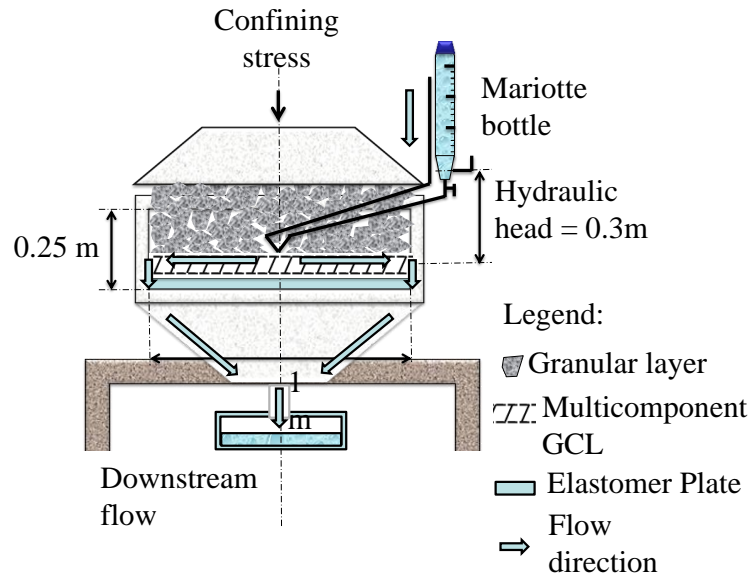
(c)

407 **Figure 1:** Photographs of surface of the various multicomponent GCLs studied: (a) GCL 1,

408

(b) GCL 2, (c) GCL 3.

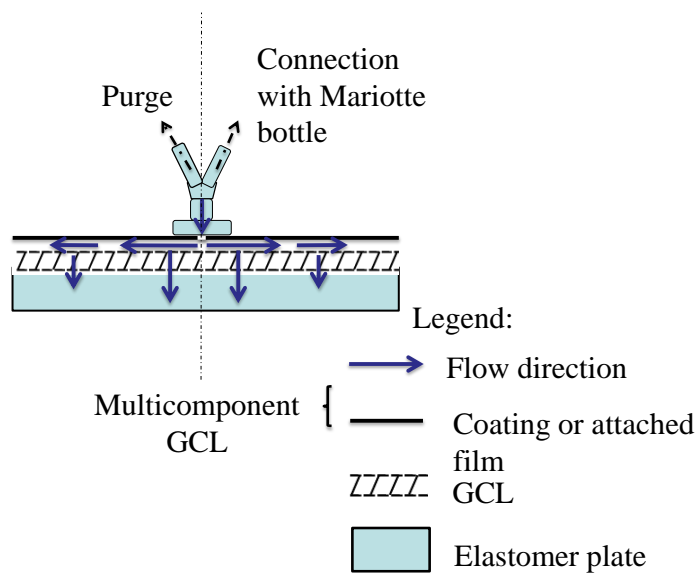
409



410

411

Figure 2: Column-test apparatus modified from Touze Foltz et al. (2006)

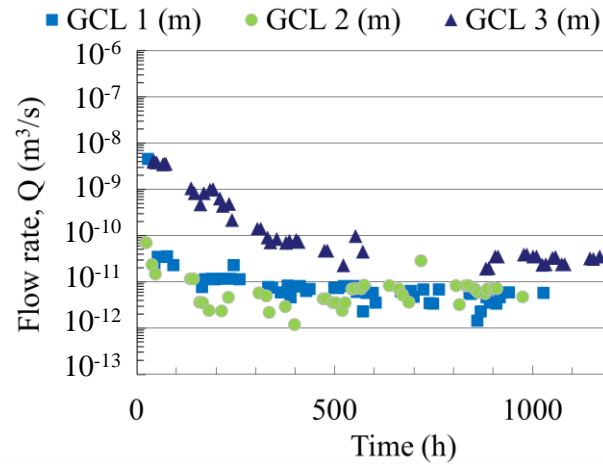


412

413

Figure 3: Principle of "Y" connection.

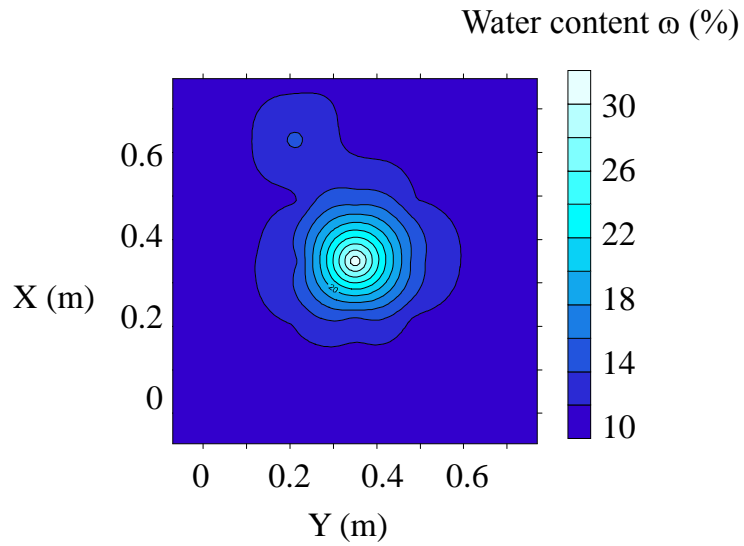
414



415

416 **Figure 4:** Dynamics of flow rate along multicomponent GCLs interfaces obtained by the
417 meter-scale apparatus

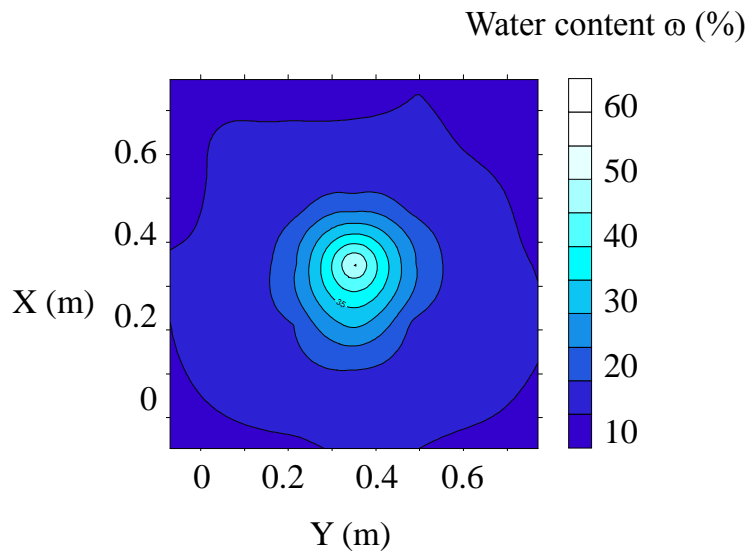
418



419

420

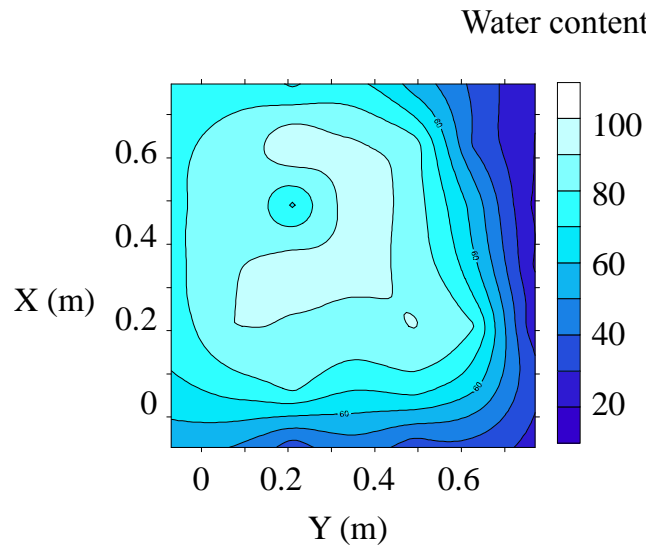
(a)



421

422

(b)



423

424

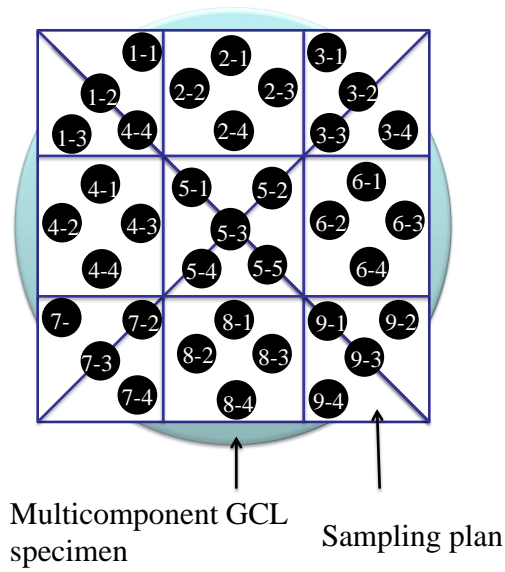
(c)

425 **Figure 5:** Water-content distribution in multicomponent GCLs after meter-scale experiment:

426

(a) GCL 1, (b) GCL 2, (c) GCL 3.

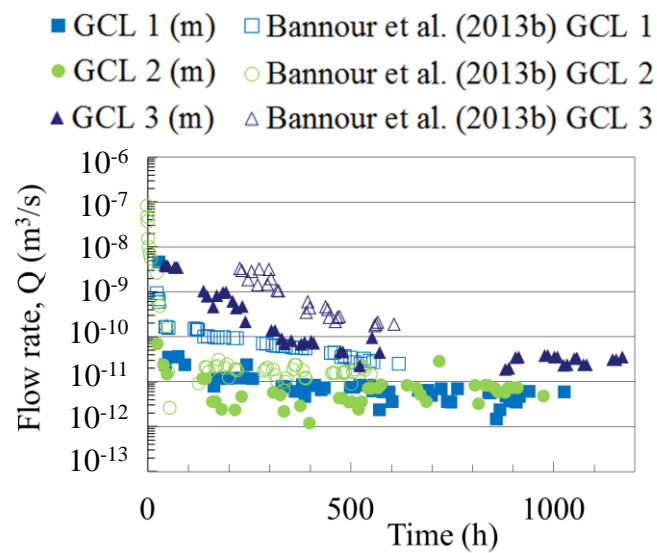
427



428

429

Figure 6: Cartography of 0.1-m-diameter GCL specimens.



430

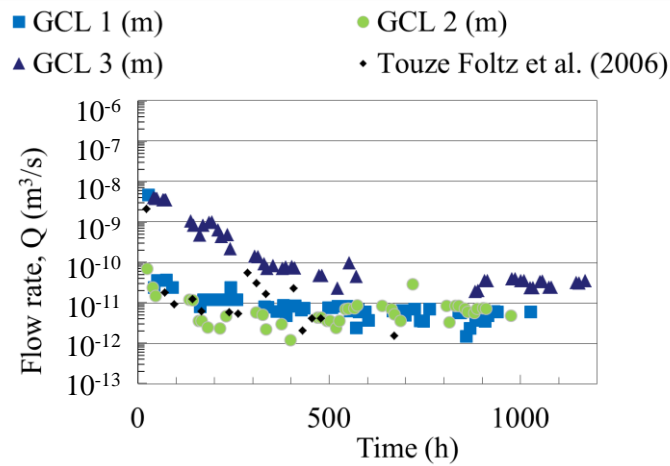
431

Figure 7: Comparison of decimeter- and meter-scale flow-rate dynamics along

432

multicomponent GCL interfaces.

433



434

435

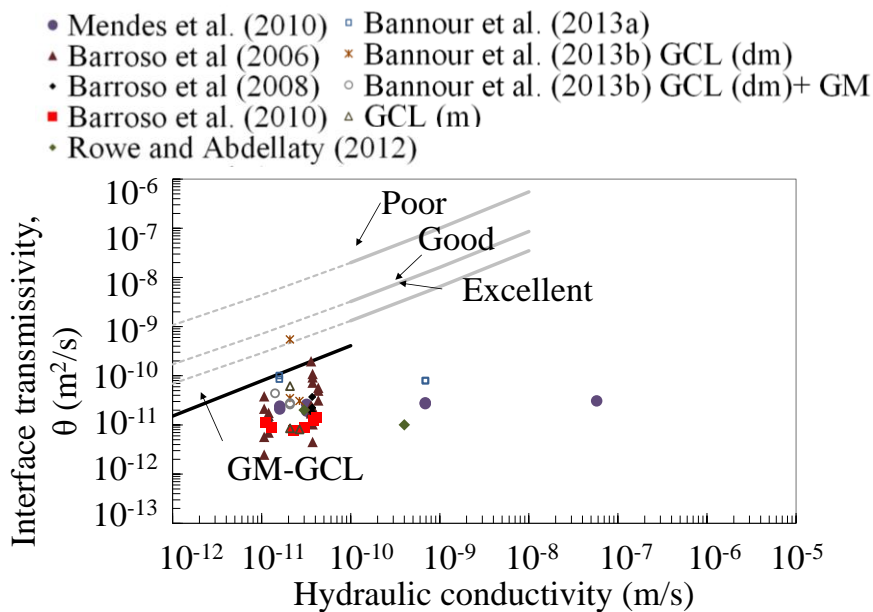
Figure 8: Comparison of meter-scale flow-rate dynamics along multicomponent GCL

436

interfaces obtained in this study at metric scale with published results based on conventional

437

GM-GCL composite liners.



438

439

Figure 9: Overview of published transmissivity data for GCLs in contact with GMs and for

440

multicomponent GCLs.

441

VI.1.2 Principaux résultats et conclusions

Les principaux résultats de cette étude sont les suivants :

- l'échelle métrique est plus adaptée que l'échelle décimétrique pour la quantification des débits de fuite dans le cas des géofilms bentonitiques puisque l'on considère une large échelle de mesure et que l'on s'affranchit des effets de bords. Ceci permet de fournir une préconisation d'essais pour la quantification des débits de fuite à travers les géofilms bentonitiques qui doit être entreprises à l'échelle métrique ;
- les débits de fuite obtenus en régime permanent dans la cellule métrique sont comparables aux débits observés dans les étanchéités composites classiques GM-GSB (de $4,61 \times 10^{-12}$ à $3,01 \times 10^{-11}$ m³/s) ce qui signifie que l'épaisseur et la rigidité du film n'affectent pas les valeurs des débits à la différence de ce qui a été montré à échelle décimétrique. ;
- la masse surfacique de la bentonite constitutive des GSB est également un paramètre qui contribue à assurer une bonne qualité de contact à l'interface et à réduire de plus d'un ordre de grandeur les débits de fuite dans le cas où le géofilm est collé sur le GSB.

Outre les paramètres caractéristiques des matériaux au moment de la pose, il reste à considérer ceux qui sont responsables d'une baisse de performance par sollicitations mécaniques (ex. poinçonnement) et chimiques (ex. diffusion). Il convient également de vérifier la durabilité par vieillissement, notamment par échanges cationiques et cycles successifs hydratation-dessiccation. D'ailleurs, cette question de la durabilité doit également être investiguée pour l'étanchéité composite conventionnelle GM en PEHD-GSB. En effet, nous avons vu préalablement que la combinaison des phénomènes d'échange cationique et de cycles d'hydratation-dessiccation induit une augmentation de 4 à 5 ordres de grandeur de la conductivité hydraulique des GSB. Il convient de se poser la question de savoir quelle est l'implication de telles modifications sur la performance hydraulique à moyen et long terme d'une étanchéité composite GM-GSB.

L'évaluation des performances hydrauliques des étanchéités composites renfermant des GSB ayant subi des échanges cationiques combinés à des cycles d'hydratation-dessiccation a été traitée dans le **chapitre VII** présenté sous la forme d'un article intitulé : « ALTERED

GEOSYNTHETIC CLAY LINERS: EFFECT ON THE HYDRAULIC PERFORMANCE OF COMPOSITE LINERS

- ». Nous sommes dans l'attente au moment de la rédaction du manuscrit de la réponse de l'éditeur de European Journal of Environmental and Civil Engineering relativement à l'acceptation de la version finale du manuscrit révisé qui est présenté dans les pages suivantes.

,

CHAPITRE VII EFFET DE L'ALTERATION DU GSB PAR SON ENVIRONNEMENT SUR LES PERFORMANCES HYDRAULIQUES DES ETANCHEITES COMPOSITES

VII.1 Article 4: Altered geosynthetic clay liners: Effect on the hydraulic performance of composite liners

VII.1.1 Finalité de l'article

Le géosynthétique bentonitique (GSB) associé à une géomembrane (GM) fonctionne relativement bien notamment dans le cas où la GM présente un défaut en limitant les transferts à l'interface. Cependant le GSB est altéré par son environnement, au moins par le phénomène d'échange cationique, durant sa durée de service, ce qui engendre une augmentation de sa conductivité hydraulique et une diminution de sa capacité de gonflement. Combiné au phénomène d'hydratation –dessiccation, l'altération par l'environnement peut atteindre un point tel que le GSB n'est plus capable d'assurer sa fonction d'étanchéité, employé seul. Cependant, les systèmes d'étanchéités composites sont conçus pour pouvoir durer plusieurs décennies. Pour autant la connaissance de l'effet de l'altération du GSB par son environnement sur le comportement hydraulique des étanchéités composites n'est pas connu.

L'article suivant traite des performances hydrauliques d'étanchéités composites GM-GSB où la GM présente un défaut et où le GSB a été dégradé sur site par son environnement.

Des essais de transmissivité d'interface ont été effectués sur des étanchéités composites comprenant des GM et des GSB prélevés sur différents sites (une digue et une barrière de couverture d'installation de stockage de déchets). Ces GSB ne proviennent donc pas d'une configuration de fond d'ISDnD, mais il est quasi impossible de se procurer de tels échantillons. L'étude des propriétés hydrauliques et chimiques de ces GSB nous a montré qu'ils ont bien subi un vieillissement dû à l'action combinée de l'échange cationique et des cycles d'hydratation-dessiccation. Nous étudierons l'effet des échanges cationiques et des cycles d'hydratation-dessiccation sur les débits de fuite enregistrés durant le régime transitoire et permanent ainsi que les valeurs de transmissivité d'interface calculées en régime permanent. Nous nous intéresserons également aux facteurs susceptibles de conditionner ces transferts à travers des essais de transmissivité d'interface à l'échelle décimétrique. Ces essais ont été effectués selon les conditions de

site d'une barrière de fond d'ISDnD dans le cas de l'existence d'un défaut dans la GM et de l'application d'une contrainte de confinement de 50 kPa et d'une charge hydraulique de 0,3m, en vue de comparer les résultats obtenus avec les données de la littérature.

UNDER REVIEW
European Journal of
Environmental and
Civil Engineering

1
2
3
4
5
6
7
8
9
10
11
12
13
14
15
16
17
18
19
20
21
22
23
24
25

Altered geosynthetic clay liners: Effect on the hydraulic performance of composite liners

H. Bannour^{1*}, C. Barral² and N.Touze-Foltz³

ABSTRACT: This study evaluates how alteration of GCLs affects the hydraulic behavior of a composite liner when the geomembrane presenting a hole is overlying a geosynthetic clay liner (GCL). Interface transmissivity experiments were performed on GCL specimens that were exhumed from field sites. The results reveal different trends in the flow rates, which decrease differently to their steady-state values. The steady-state flow rates obtained and the calculated interface transmissivities are of the same order of magnitude as results obtained with a virgin GCL. The transient flow rate results are discussed in relation with the GCLs parameters. Based on these results, a new equation is derived that links interface transmissivity to the hydraulic conductivity of GCLs that have been altered by the environment. Considering large transient flow rates in calculations result in a greater leakage volume penetrating the liner when compared to calculations of infiltrated volumes considering only steady state leakage volume for a period of time of 1, 10 or 30 years. From a practical point of view, this suggests the introduction of a factor of safety of 1.67 when calculating the flow rate in composite liners in order to take into account the alteration by the environment of GCLs.

KEYWORDS: Geosynthetics, composite liners, alteration, hydraulic conductivity.

^{1*}corresponding author, Irstea, HBAN Unit, Antony, France. Tel: +33-1 40 96 65 25; Fax: +33-1 40 96 62 70; E-mail: hajer.bannour@irstea.fr

² Irstea, HBAN Unit, Antony, France. Tel: +33-1 40 96 60 48; Fax: +33-1 40 96 62 70; Email: camille.barral@irstea.fr

³ Irstea, HBAN Unit, Antony, France. Tel: +33-1 40 96 60 39; Fax: +33-1 40 96 62 70; E-mail: nathalie.touze@irstea.fr

26 **Introduction**

27 Geomembranes (GM) and geosynthetic clay liners (GCL), are often used in combination with
28 the goal to reduce transport of fluids to a negligible level. A GM is a low-permeability
29 geosynthetic in the form of a polymer sheet that is used in geotechnical and civil engineering
30 applications to act as a barrier (ISO 10318). GCLs consist of a thin layer of granular or
31 powdered bentonite encased between two geotextiles that are linked in most cases by needle
32 punching or stitching. Once hydrated and confined, the hydraulic conductivity to water of a
33 GCL is typically less than 5×10^{-11} m/s (Touze-Foltz, 2012).

34 Although GMs represent the primary barrier to leachate flow, different kinds of
35 punctures (circular defects, longitudinal defect or damaged wrinkles) in the thin GM can
36 occur either during installation or when the GM is in use (assembly defect, thermal expansion,
37 stress concentration caused by the drainage system, etc), and the underlying GCL serves to
38 minimize such leakage (El-Zein and Rowe, 2008; Rowe, 1998; 2005; 2012). Consequently,
39 the GCL should insure that the entire barrier remains watertight.

40 However, during its service life, the bentonite in the GCL can be subjected to cation
41 exchange, which can result in the replacement of monovalent cations, principally the sodium
42 cations present in the bentonite particles, by multivalent cations. Such cation exchange leads
43 to a decrease in GCL swelling capacity (Lin and Benson, 2000; Barral et al., 2012) and water
44 absorption (Melchior, 2002) and consequently to an order-of-magnitude increase in hydraulic
45 conductivity compared with virgin GCLs (Meer and Benson, 2007; Egloffstein, 2001;
46 Benson, 2013). Finally, as noted by Egloffstein (2001), complete cation exchange can occur
47 over as little as one to two years when the GCL is used in unsaturated conditions.

48 The GCL can also be subjected to physical dehydration due to moisture or temperature
49 gradients across the entire barrier that is generated by climatic conditions, especially in

50 landfill covers or in dams (Southen and Rowe, 2005). Wet-dry cycles can damage GCLs, for
51 example, by causing desiccation with shrinkage cracks leading to preferential flow paths after
52 the GCL hydrates (Lin and Benson, 2000; Egloffstein, 2001; Egloffstein, 2002; Melchior,
53 2002). In fact desiccation cracks do not close up when the GCL rehydrated as the GCL lost its
54 swelling facilities (Touze-Foltz et al., 2010). For example, in a central-European climate, a 1-
55 m-thick restoration layer was shown to be sufficient to protect GCLs from desiccation
56 generated by wet-dry cycles in some situations over a 10-year period as the loss of the GCL
57 performance is reduced and the GCL can maintain its hydraulic function, (Zanzinger and
58 Touze-Foltz, 2009; Touze-Foltz, 2010).

59 The combined effect of cation exchange and wet-dry cycles leads to a greater increase
60 in the hydraulic conductivity of the GCL, which can be in the order of magnitude of 10^{-6} m/s,
61 than cation exchange alone, to the extent that the GCL no longer acts as a hydraulic barrier
62 (Egloffstein, 2001; Melchior, 2002; Meer and Benson, 2007; Benson et al., 2007). Large
63 increases in hydraulic conductivity of GCLs, by as much as, 4 to 5 orders of magnitude as
64 compared to the initial value of hydraulic conductivity of virgin GCLs has been observed not
65 only for GCLs used alone, but also for GCLs used in composite liners. Indeed, some studies
66 have indicated that in the case, the GCL located beneath a geomembrane or part of a
67 multicomponent GCL, cation exchange could occur due to cation migration from the
68 underlying soil in landfill covers (Benson et al., 2007) and simulated bottom composite lining
69 systems (Touze-Foltz et al. 2006). GCLs in composite barriers can be altered by their
70 environment; which may lead to high hydraulic conductivity, in the range 10^{-7} to 10^{-6} m/s
71 (Scalia and Benson 2010, 2011). The use of a GM covering a GCL does not preclude
72 alteration of the GCL by cation exchange and physical dehydration while the GCL is in
73 service.

74 Previous studies focused on the question of how the increase in the hydraulic

75 conductivity of the GCL affects the steady-state flow rates of GM-GCL composite liners in
76 which the GM is punctured (Mendes et al. 2010; Rowe and Abdellaty 2012; 2013). However,
77 these studies only considered the relative more limited effect of cation exchange on the
78 hydraulic conductivity of the GCL as compared to the value of the hydraulic conductivity for
79 a virgin GCL containing sodium bentonite. Mendes et al. (2010) concluded that the nature of
80 the bentonite (sodium or calcium), which leads to different hydraulic conductivities, K_{GCL}
81 ranging from 3.2×10^{-11} to 5.8×10^{-8} m/s, does not affect steady-state flow rates when a 50 kPa
82 confining stress is applied in conjunction with a 0.3 m hydraulic head. Rowe and Abdellaty
83 (2012; 2013) showed that cation exchange and an increase in the hydraulic conductivity of a
84 GCL (from 4.6×10^{-11} to 4.6×10^{-10} m/s) due to permeation with a high-concentration NaCl
85 solution under 100 kPa of confining stress did not affect the steady-state flow rate in GM-
86 GCL composite liners compared with virgin GCLs containing sodium bentonite.

87 However, the question of how the flow rate in a GM/GCL composite liner with a
88 damaged GM is affected by a GCL that has been altered by cation exchange and possible
89 desiccation to the point that its hydraulic conductivity reached values in the range from 10^{-7}
90 to 10^{-6} m/s has yet to be addressed.

91 Thus, this paper presents the results of decimeter-scale laboratory experiments on
92 GCL specimens that were exposed in landfill covers or in shallow dams and altered by cation
93 exchange and possible desiccation to the extent that their hydraulic conductivity ranged
94 between 10^{-7} and 10^{-5} m/s. We quantify the flow rates and interface transmissivities through a
95 composite liner comprised of high density polyethylene (HDPE) GMs containing 4-mm-
96 diameter circular holes and four GCLs installed from 4.8 to 20 years ago that were available
97 for this study. For the sake of consistency with previous studies in the literature, a 50 kPa
98 normal stress was applied on the composite liners. Results are compared with those obtained
99 under the same conditions with composite liners that contain virgin GCLs.

100 **Experiments**

101 *Materials tested*

102 *Exhumed GCLs*

103 This study used four different GCLs exhumed from field sites. The first three GCLs (GCL 1,
104 GCL 2, and GCL 3) were exhumed from a small shallow dam after service lives of 5.8, 5.8,
105 and 4.8 years, respectively. They all consisted of a woven cover geotextile and a nonwoven
106 carrier geotextile and were covered by a soil layer ranging in thickness from 0.15 to 0.30 m.
107 The GCL water content at the time of extraction ranged from 25% to 43%. The hydraulic
108 conductivity under a 0.05 m hydraulic head for GCL 1 and GCL 2 and 0.04 m hydraulic head
109 for GCL 3 was obtained based on the results of previous experiments carried out in
110 oedopermeameter cells following NF P84-705 (Barral et al., 2012). These GCLs exhibited
111 hydraulic conductivities at a 50 kPa confining stress ranging from 3.65×10^{-6} to 5.55×10^{-6}
112 m/s. A plan roots penetration has been observed into those exhumed GCLs (GCL 1, GCL 2
113 and GCL 3).

114 The fourth GCL (GCL 4) was exhumed from a landfill cover after a service life of 20
115 years, and consisted of a nonwoven cover geotextile and a nonwoven carrier geotextile
116 bonded with a scrim-reinforced woven geotextile. GCL 4 was located under a 1.1-m-thick soil
117 layer and, of the four specimens, exhibited the highest water content (59%) and the lowest
118 hydraulic conductivity of 4.90×10^{-7} m/s under a 0.03 m hydraulic head at 50 kPa of
119 confining stress at the time of extraction. Subsequently, we refer to these four GCL samples
120 as “exhumed,” as opposed to the “virgin” GCL samples to which the exhumed GCLs are
121 compared. The high magnitude of the hydraulic conductivities of the exhumed GCLs was
122 attributed to a combination of cation exchange and wet-dry cycles (Barral et al., 2012). These
123 coupled phenomena led to alteration of the GCLs by their environment (Benson and Meer

124 2007).

125 The thickness of the exhumed GCL samples was measured under 10 kPa of confining
126 pressure according to NF EN ISO 9863-2, and the mass per unit area of dry bentonite was
127 evaluated in the laboratory according to NF EN 14196. A swell index lower than $10 \text{ cm}^3/2\text{g}$
128 has been noticed for exhumed GCLs based on XP P 84705, which is the same as the ASTM
129 standard D 5890) are consistent with typical values obtained for calcium bentonites
130 (Egloffstein, 2001) indicating that cation exchange was complete for the bentonite in the four
131 exhumed GCL samples as swell index were lower than $10 \text{ cm}^3/2\text{g}$. The as-exhumed properties
132 of the exhumed GCL samples are summarized in Table 1.

133

134 *Virgin GCLs used in control experiments*

135 Control experiments used a single specimen of two virgin GCLs: v-GCL 1 and v-GCL 2. The
136 sample v-GCL 1 had an initial water content of 14% and a hydraulic conductivity equal to
137 $2.56 \times 10^{-11} \text{ m/s}$ at 10 kPa confining stress. The thickness of the specimen measured in this
138 study was initially 7.315 mm and its mass per unit area of dry bentonite was initially 5.55
139 kg/m^2 . The measured swell index of bentonite v-GCL 1 was equal to $31 \text{ cm}^3/(2\text{g})$. The sample
140 v-GCL 2 presents an initial water content and a hydraulic conductivity to distilled water under
141 a 0.3 m hydraulic head and 10 kPa of confining stress of 12% and $1.51 \times 10^{-11} \text{ m/s}$,
142 respectively. Initially, the v-GCL 2 specimen thickness was 7.215 mm and its mass per unit
143 area of dry bentonite was 4.72 kg/m^2 . For v-GCL 1 and v-GCL 2, the hydraulic conductivity
144 to distilled water under a 0.3 m hydraulic head and 10 kPa of confining stress was obtained
145 with oedopermeameter measurements according to NF P84-705. The measured swell index on
146 v-GCL 2 was equal to $30 \text{ cm}^3/(2\text{g})$. Virgin GCLs are the same as those exhumed from the
147 dam and landfill and experiments were performed with composite liners containing virgin

148 GCLs to compare the hydraulic performance (flow rates and interface transmissivity) of
149 composite liners containing GCLs exposed to cation exchange and wet-dry cycles and
150 conventional GCLs typically used in composite liners. The sample v-GCL 1 had the same
151 needle punched structure as GCL 1, GCL 2, and GCL 3. The sample v-GCL 2 had the same
152 cover geotextile as GCL 4, assuming the same contact with the GM. Also, because the
153 literature states that the nature of the geotextile in contact with the GM may influence the
154 flow-rate evolution (Barroso et al., 2006a), v-GCL 2 was used for experiments in composite
155 liners with a nonwoven needle-punched geotextile (v-GCL 2) and a woven geotextile [v-GCL
156 2 (inv)] [inv means inverted) in contact with the GM. The properties of the virgin GCL
157 samples are summarized in Table 1. CEC values and hydraulic conductivities of exhumed
158 GCLs compared to identical virgin ones (LX 2 and LX 3 from Guyonnet et al., 2009)
159 indicated that exhumed GCLs have undergone complete cation exchange (see Figure 1). A
160 single experiment was performed on a specimen taken from each GCL sample (exhumed and
161 virgin) at 0.3 m of hydraulic head, 50 kPa of confining stress and a 4 mm diameter centered
162 circular hole in the GM. Those parameters are identical to the ones previously used in other
163 experiments from the literature, for the sake of comparison.

164 So that results obtained experimentally could be compared with results from the
165 literature for the same type of GM (Barroso et al., 2006; 2008; 2010; Mendes et al., 2010),
166 specimens from the same smooth HDPE GM were used with all GCLs. The initial properties
167 of the GM are summarized in Table 2.

168 The compacted clay liner (CCL) used was the same as that used in the previous studies of
169 Barroso et al. (2006; 2008) and Mendes et al. (2010); see Table 3.

170

171

172 *Apparatus and setup*

173 Experiments were carried out in an apparatus specially designed to measure the flow rate in a
174 composite liner or in multicomponent GCLs [see Figure 2 and Touze-Foltz (2002), Barroso et
175 al. (2006; 2008;2010), Mendes et al. (2010), and Bannour et al. (2013a; b)]. GCL specimens
176 were cut to the internal diameter of the cell using a cutting shoe and did not experience any
177 special preparation. The protocol used by Mendes et al. (2010) was followed.

178 To progressively hydrate the GCLs, the hydraulic head was increased from 0.1 to 0.3 m over
179 400 h (~17 days) in order to avoid to create preferential flow paths in the interface by
180 applying abruptly the hydraulic head on top of the composite liner consistent with the method
181 used by Bannour et al. (2013b).

182

183 **Results**

184 *Flow rates*

185 Figure 3 shows the temporal evolution of the flow rate for the various experiments. The
186 results show that the measured flow rate decreased gradually for all configurations. The flow
187 rate through composite liners containing the exhumed and altered GCLs as well as the virgin
188 GCLs exhibited two different trends:

- 189 • A flow rate in the range 10^{-8} to 10^{-7} m³/s until 500 h (~20 days) of experiment,
190 followed by a decrease in the flow rate until steady state was reached at about 800 h
191 (~33 days). This trend is observed for GCLs 1, 2, 4, and v-GCL 2 (inv).
- 192 • A quick reduction in flow rate from 10^{-8} to 10^{-11} m³/s in less than 300 h (~12 days)
193 followed by a small decrease in the flow rate until steady-state was reached. This trend
194 is observed for GCL 3, v-GCL 1, and v-GCL 2.

195 Steady-state flow rates measured on a composite liner containing the exhumed GCLs ranged
196 from 3.04×10^{-11} to 1.50×10^{-10} m³/s. For virgin GCLs, steady-state flow rates were
197 1.35×10^{-11} and 2.02×10^{-10} m³/s for v-GCL1 and v-GCL 2, respectively (Table 4).

198 For GCL 1, 2, and 4, 800 h (~ 33 days) was required to reach equilibrium. Whereas,
199 approximately 400 h (~ 16 days) was required for GCL 3, v-GCL 1, v-GCL 2, and v-GCL 2
200 (inv).

201 *Final condition of bentonite*

202 As apparent from Figure 3, the GCLs exhibited different features after the experiments. GCLs
203 1, 2, and 4 exhibited macroscopic cracks that had not recovered during wetting whereas, on
204 the macroscopic scale, the bentonite of GCL 3 exhibited a much more continuous structure,
205 like that of v-GCL 1 and v-GCL 2. For exhumed GCLs, bonding fibers connecting geotextiles
206 to bentonite as part of the GCL seemed to be damaged and did not ensure proper adhesion
207 between GCL components.

208 *Transient flow rate and its influence on short and long term leakage*

209 Staty state flow rate for composite liners involving exhumed GCLs are in the same order of
210 magnitume as in the case of virgin GCLs. However, larger transient flow rate have been
211 noticed in the case of composite liners invoving exhumed GCLs (23 days are required for Q
212 to decrease from 10^{-7} and 10^{-9} m³/s for GCL 1, 2 and 4) compared to the case of virgin GCLs
213 (Q decreased quickly from 10^{-8} to 10^{-9} m³/s in only 2 days for v-GCL 1). The rising question
214 here is the impact of this larger transient flow rate in the case of exhumed GCLs on volumes
215 infiltrated through the composite liner on the short and the long term. To investigate this
216 aspect, infiltrated volumes were calculated for different time durations of 1, 10 and 30 years,
217 the last duration corresponding to the after care time period for a municipal solid waste
218 landfill in Europe. Calculations were performed in two steps.

219 In a first step transient flow rates were taken into account. In this case the infiltrated volume
 220 V_t for each time duration (1, 10 and 30 years) is defined as

$$221 \quad V_t = \int_0^{t_f} Q_t dt + Q(T - t_f) \quad (1)$$

222 With t the time (s) ; t_f the time defining steady state (s) ; T the duration of volume calculation
 223 (s), Q_t the flow rate at a given time, Q the steady state flow rate (m^3/s) ;

224 In a second step volumes infiltrated are calculated -by taking account only of the steady state
 225 flow rate. In this case the infiltrated volume V_s for each time duration ((1, 10 and 30 years) is
 226 defined as

$$227 \quad V_s = Q T \quad (2)$$

228 Table 5 presents results of infiltrated volumes V_t and V_s at the giver time durations T
 229 corresponding to 1, 10 and 30 years. V_t were greater than V_s by taking into account only
 230 steady state flow rate to calculate infiltrated volume leakage corresponding to GCL 1, GCL 2,
 231 GCL 4 and v-GCL 1. V_t were ranging between 6.99×10^{-4} for v-GCL 1 and $9.24 \times 10^{-2} m^3$ for
 232 GCL 2 while V_s were ranging between 3.31×10^{-4} for v-GCL 1 and 6.84×10^{-3} for GCL 4 for
 233 a time duration corresponding to 1 year. At 30 years, V_t were ranging between 1.03×10^{-2} for
 234 v-GCL 1 and $2.60 \times 10^{-1} m^3$ for GCL 4 while V_s were ranging between 9.92×10^{-3} for v-GCL
 235 1 and 2.05×10^{-1} for GCL 4. This indicates the importance to take into account the transient
 236 state to correctly predict flow rates even that the relative difference decreases when the time
 237 duration increases from 1 to 30 years in all cases studied (Table 5).

238

239 From a practical point of view, a factor of safety FS could be introduced when calculating the
 240 flow rate in composite liners for design application. This factor could be applied to steady
 241 state flow rates in order to take into account the aleration by the environnement of GCLs

242 during their service life that results in larger transient flow rates. This factor of safety is
243 introduced as follows:

$$244 \quad FS = \frac{V_t}{V_s} \quad (3)$$

245 Considering the largest FS corresponding to the case of GCL 1, the safety coefficient of 1.67
246 could be adopted in order to readjust the steady state flow rate values for composite liners in
247 lining applications by taking into account the transient flow rate and the alteration by their
248 environment of GCLs. Additional tests could be performed to confirm this factor, if other
249 exhumed GCLs can be made available, which has to be considered as a minimum at this
250 stage.

251 **Discussion**

252 *Transient flow rates and associated parameters*

253 Transient-state flow rates from each experiment are plotted in Figure 5 as a function of GCL
254 water content at the time of excavation, GCL service life, mass per unit area of bentonite and
255 GCL hydraulic conductivity. These parameters are known to influence GCLs performances
256 (Meer and Benson, 2007; Benson, 2013). Transient-state flow rates measured at 100 h (~4
257 days) and 400 h (~17 days) were chosen as comparative variables because the trend in flow
258 rates at these times differs.

259 *Influence of water content at the time of excavation for the exhumed GCLs*

260 Figures 5(a) and 6(a) show the evolution of flow rates at 100 and 400 h as a function of the
261 water content at the time of excavation for the exhumed GCLs. These results indicate that the
262 flow rate increased from 3.44×10^{-9} to 3.36×10^{-8} m³/s at 100 h and from 3.01×10^{-11} to
263 7.72×10^{-8} m³/s at 400 h when the water content at the time of excavation increased from

264 25% to 59%. Consequently, the GCL water content at excavation might be an indicator of the
265 evolution of transient-state flow rates. In addition, it appears that the GCL 3, that presents the
266 shortest service life between exhumed GCLs, showed the greatest difference in transient state
267 flow-rates between 100 and 400 hours when decreasing from $3.44 \times 10^{-9} \text{ m}^3/\text{s}$ at 100 h to 3.01
268 $\times 10^{-11} \text{ m}^3/\text{s}$ at 400 h.

269 *Influence of the mass per unit area of bentonite*

270 Figures 5(b) and 6(b) show the evolution of transient flow rates at 100 and 400 h in composite
271 liners containing the exhumed GCLs versus mass per unit area of bentonite. Touze Foltz
272 (2012) showed that the mass per unit area of bentonite in GCLs influences the hydraulic
273 conductivity of the GCL. The flow rate for composite liners at 100 and 400 h decreases when
274 the mass per unit area of bentonite exceeds 5.2 kg/m^2 . For a mass per unit area of bentonite in
275 the GCL ranging from 5.2 to 5.9 kg/m^2 , this effect is easily noticed at 400 h because the flow
276 rate decreases by two orders of magnitude. The flow rate in GCL 3, which has a mass per unit
277 area of bentonite (5.9 kg/m^2) comparable to that of virgin GCLs (see Table 2), was similar to
278 the flow rate in composite liners at 400 h and to the flow rate in virgin GCLs ($\sim 10^{-11} \text{ m}^3/\text{s}$)
279 and showed the greatest change in flow rate measured between 100 and 400 hours when
280 compared of other exhumed GCLs. Consequently, the mass per unit area of bentonite in
281 GCLs exhumed might be an indicator of the evolution of transient flow rates for GCLs that
282 have been subjected to alteration by their environment.

283 *Influence of GCL service life*

284 Flow rates at 100 h and 400 h are shown in Figures 5(c) and 6(c) as a function of GCL service
285 life. The increase in GCL service life may correlate with an increase in the number of
286 shrinkage cracks generated by the increase in the number of wet-dry cycles or by the
287 penetration of plant roots into the insufficiently covered GCLs (GCL 1, GCL 2 and GCL 3).

288 Figures 4(e) and 4(f) show that (i) the transient flow rate of the composite liner containing the
289 youngest GCL (i.e., GCL 3 with 4.8 years of service life) was similar at 400 h to that of virgin
290 GCLs ($\sim 10^{-11}$ m³/s), most likely because of the limited alteration compared with the other
291 exhumed GCLs, and (ii) even for the service life of GCL 4, which was at least four times
292 longer than that of GCL 1 or GCL 2, flow rates at 100 h and 400 h were very similar.
293 Consequently, even if the GCL service life contributes to an increase in hydraulic
294 conductivity because of alteration by the environment, the service life does not correlate with
295 the evolution in the transient flow rate from 100 h to 400 h. The service life of the GCL, even
296 if the latter were adequately covered as for GCL 4, has no significant effect on transient-state
297 flow rates after alteration by the environment.

298 *Influence of GCL hydraulic conductivity*

299 Figures 5(d) and 6(d) show the flow rates at 100 h and 400 h as a function of hydraulic
300 conductivity for all GCLs measured. The flow rate seems independent of GCL hydraulic
301 conductivities, as concluded in Section 3.3.1.1. In fact, the flow rates observed at 100 h for
302 exhumed GCLs and v-GCL 2 (inv) ($\sim 10^{-8}$ m³/s) are still very similar despite the fact that the
303 hydraulic conductivity increases by four to five orders of magnitude.. In addition, the flow
304 rate at 400 h through the composite liner containing GCL 3 was substantially lower than that
305 through the composite liner containing GCL 1 (3.02×10^{-11} vs 2.83×10^{-8} m³/s), even though
306 they had similar hydraulic conductivities (3.65×10^{-6} vs 5.55×10^{-6} m/s). The composite
307 liner containing GCL 3 (whose hydraulic conductivity was five orders of magnitude greater
308 than that of virgin GCLs) had flow rates similar to those of composite liners containing virgin
309 GCLs.

310 These observations are consistent with those of Mendes et al. (2010), who concluded that the
311 nature of the bentonite (sodium or calcium), which leads to different hydraulic conductivities

312 (K_{GCL} ranging from 3.2×10^{-11} to 5.8×10^{-8} m/s), did not affect flow rates when a 50 kPa
313 confining stress and a 0.3 m hydraulic head were applied. Rowe and Abdellaty (2013)
314 highlighted also that the increase in GCL hydraulic conductivity due to permeation with NaCl
315 solution had negligible effect on flow rates and interface transmissivity of a GM-GCL
316 composite liner when the GM contains a 10-mm-diameter hole.

317 Thus, in addition to the fact that flow rates flow rates through composite liners containing the
318 exhumed GCLs do not depend on cation exchange as highlighted by Mendes et al. (2010),
319 Rowe and Abdellaty (2012; 2013), the flow rate do not depend also on the environmental
320 alteration of which lead to the increase of GCLs hydraulic conductivities by four to five
321 orders of magnitude.

322 *Influence of GCL structure*

323 Barroso et al. (2006b) reported that the nature of the geotextile constituting the GCL could
324 influence the transient-state flow rate. Based on data they collected, they concluded that, for a
325 nonwoven-needle-punched geotextile in contact with the GM, the transient-state flow rate
326 decreases slowly when compared with a woven geotextile in contact with the GM. The same
327 experiments were reproduced in the present study with a virgin GCL identical to that used by
328 Barroso et al. (2006b) (i.e., v-GCL 2), and the same results were obtained (see Figure 4). In
329 this study, the composite liner containing v-GCL 2 (inv), which used a woven geotextile in
330 contact with the GM, had greater transient- and steady-state flow rates than v-GCL 2, which
331 used the nonwoven-needle-punched geotextile in contact with the GM. In fact, at 100 h, the
332 transient flow rate through the composite liner containing v-GCL 2 was 7.32×10^{-12} m³/s,
333 which is much less than when v-GCL 2 (inv) was used in the composite liner (3.04×10^{-8}
334 m³/s).

335 Despite the fact that the cover geotextile in GCL 1, GCL 2, or v-GCL 2 (woven)
336 differed from that for GCL 4 (nonwoven needle punched), the cover geotextile leads to a
337 greater transient-state flow rate through the composite liner than for the other cases studied.
338 The slow reduction in transient flow rates for GCL 1, GCL 2, GCL 4, and v-GCL 2 could,
339 consequently, be related to the GCL structure. Thus, for regulating the flow-rate evolution in
340 the composite liner, the GCL structure appears to be as important as the water content at the
341 time of excavation or the mass per unit area of bentonite in the GCL. The physical structure
342 thus proves to be a parameter that strongly influences flow rates, more so than the chemical
343 change in the GCL structure (i.e., cation exchange) or the service life of the GCL.

344 *Steady-state flow rates for exhumed and virgin GCLs*

345 The hydraulic conductivity of the exhumed GCLs is at least four orders of magnitude greater
346 than that of virgin-GCLs ($k_{\text{virgin GCL}} \approx 10^{-11}$ m/s $\ll k_{\text{exhumed GCL}} \approx 10^{-6}$ m/s). However, the
347 steady-state flow rates for the two cases in GM-GCL composite liners configuration are
348 similar (at most one order of magnitude difference. This result shows that, despite the fact that
349 the exhumed GCLs no longer exhibited a low hydraulic conductivity and are no longer
350 watertight as a single liner, the composite liner will maintain good hydraulic conductivity
351 even if the GM has a hole under a 50 kPa normal stress.

352 Many published results have highlighted the high performance of composite liners made with
353 a HDPE or bituminous geomembrane combined with a virgin GCL (containing calcium or
354 sodium bentonite) (Mendes et al., 2010; Bannour et al., 2013a) or a GCL that has been
355 subjected to cation exchange in laboratory conditions (Rowe and Abdellaty, 2013). In the
356 present study, experiments done on exhumed GCLs altered by their environment confirmed
357 the performance of the composite liners in a more realistic situation when GCLs are
358 effectively subjected to cation exchange and a physical alteration by thermal solicitations.

359 *Interface transmissivity and new contact condition for composite liner containing GCLs*
360 *altered by their environment.*

361 *Interface transmissivity calculations*

362 To calculate the GM-GCL interface transmissivity, an analytical solution developed by
363 Touze-Foltz et al. (1999) was used for the case of a circular defect in the GM. This solution
364 assumes that (i) the interface transmissivity is uniform, (ii) the liquid flow in the transmissive
365 layer is radial, (iii) the flow occurs under steady-state conditions, (iv) the CCL, the GCL, and
366 the GM-GCL interface are saturated, and (v) the additional flow through the passive barrier
367 (CCL + GCL) is one dimensional and vertical. The final flow rates (steady-state conditions)
368 measured in transmissivity experiments were used in Equation 4:

$$369 \quad Q = \pi r_0^2 k_s \frac{h_w + d}{H_s} - 2\pi r_0^2 \theta \alpha [A I_1(\alpha r_0) - B K_1(\alpha r_0)] \quad (4)$$

370 where Q is the flow rate (m³/s) under steady-state conditions, r_0 is the circular-defect radius
371 (m), k_s is the hydraulic conductivity of the liner GCL + CCL (m/s), h_w is the hydraulic head
372 (m), d is the thickness (m) of the GCL + CCL liner, H_s is the thickness (m) of the soil
373 component of the GCL + CCL composite liner, θ is the interface transmissivity (m²/s), I_1 and
374 K_1 are first-order modified Bessel functions, and α , A , and B are parameters given by:

$$375 \quad \alpha = \sqrt{\frac{k_s}{\theta d_s}} \quad (5)$$

$$376 \quad A = -\frac{h_w K_0(\alpha R) + H_s (K_0(\alpha R) - K_0(\alpha r_0))}{K_0(\alpha r_0) I_0(\alpha R) - K_0(\alpha R) I_0(\alpha r_0)} \quad (6)$$

$$377 \quad B = \frac{h_w K_0(\alpha R) + H_s (I_0(\alpha R) - I_0(\alpha r_0))}{K_0(\alpha r_0) I_0(\alpha R) - K_0(\alpha R) I_0(\alpha r_0)} \quad (7)$$

378 with

$$379 \quad A I_1(\alpha R) + B K_1(\alpha R) - H_s = 0 \quad (8)$$

380 where K_0 and I_0 are zeroth-order modified Bessel functions, respectively, and R is the radius
381 of the wetted area.
382

383 *Interface transmissivity*

384 The interface transmissivity through composite liners containing the exhumed GCLs was
385 calculated by using the analytical solution derived by Touze-Foltz et al. (1999) and was found
386 to range from 6.15×10^{-11} to 2.98×10^{-10} m²/s. When virgin GCLs were used in composite
387 liners, the calculated interface transmissivity ranged from 2.39×10^{-11} to 2.69×10^{-11} m²/s
388 (see Table 4). Figure 7 gives also an overview of the various interface transmissivity data
389 obtained from the literature and from this study with lines representative of contact
390 conditions.

391 Contact conditions express the characteristics of the interface between the geomembrane and
392 the underlying liner and have been expressed qualitatively for poor and good by Giroud
393 (1997) and for excellent contact condition by Touze-Foltz and Giroud (2003) as follow:

- 394 • “Poor contact conditions correspond to a geomembrane that has been installed with a
395 certain number of wrinkles, and/or has been placed on a low-permeability soil that has
396 not been adequately compacted and does not appear smooth ;
- 397 • Good contact conditions correspond to a geomembrane that has been installed with as
398 few wrinkles as possible, on top of a low permeability soil layer that has been properly
399 compacted and has a smooth surface. Furthermore, it is assumed that there is sufficient
400 compressive stress to maintain the geomembrane in contact with the low-hydraulic
401 conductivity soil layer ;
- 402 • Excellent contact conditions correspond to a geomembrane that has been installed with
403 no wrinkles on top of a soil component of a composite liner that consists of a GCL
404 installed on top of, and in close contact with, a low-hydraulic conductivity soil layer
405 that has been adequately compacted and has a very smooth surface. Furthermore, it is
406 assumed that there is sufficient compressive stress to maintain the geomembrane in
407 contact with the GCL.”

408 The values of interface transmissivity θ (m²/s), used to quantify the contact conditions (GM-
409 GCL contact condition, excellent, good or poor), have been linked to soil hydraulic
410 conductivity values by the following equations from Touze-Foltz and Giroud (2003) and from
411 Barroso (2005) for the GCL-GM contact condition (equation 9 to 12)

412

413 $\log_{10} \theta = -1.7476 + 0.7155 \log_{10} k_s$ for excellent contact (9)

414 $\log_{10} \theta = -1.3564 + 0.7155 \log_{10} k_s$ for good contact (10)

415 $\log_{10} \theta = -0.5618 + 0.7155 \log_{10} k_s$ for poor contact (11)

416 $\log_{10} \theta = -2.2322 + 0.7155 \log_{10} k_{GCL}$ for GM-virgin GCL contact (12)

417 With k_s the hydraulic conductivity of the material underlying the GM (m/s). Interface
 418 transmissivity and new contact condition for composite liner containing GCLs altered by their
 419 environment.

420 Note that, although the hydraulic conductivity of GCLs increased by four or five orders of
 421 magnitude compared with virgin GCLs, the interface transmissivity of composite liners
 422 containing the exhumed GCLs remained at the same order of magnitude as for composite
 423 liners containing virgin GCLs. Based on interface transmissivity data obtained in the present
 424 study from the exhumed GCLs, a new contact condition can be derived for GCLs that have a
 425 greater hydraulic conductivity than virgin GCLs containing sodium bentonite. This contact
 426 condition completes the GM–virgin-GCL contact condition given by Barroso (2005) for GCL
 427 hydraulic conductivities larger than 10^{-10} m/s. Explicitly; the new contact condition is given
 428 by Equation 13:

429
$$\log_{10} \theta = -8.5965 + 0.1476 \log_{10} K_{GCL} \quad (13)$$

430 Equation 6 was derived by calculating the average trend obtained with interface transmissivity
 431 results for the exhumed GCLs and shifting this trend above the largest interface-transmissivity
 432 value to obtain an upper bound.

433 Note that this trend also constitutes an upper bound for composite liners containing calcium
 434 bentonite (Mendes et al., 2010; Bannour et al., 2013a) and for GCLs permeated with NaCl
 435 solution (Abdellaty and Rowe, 2012; 2013). Therefore, the GM-GCL contact condition
 436 initially given by Barroso (2005) for effective GCLs (i.e., $K_{GCL} < 10^{-10}$ m/s) could be
 437 enhanced and readjusted for all GCLs (see Figure 7).

438 **Conclusion**

439 This work addresses how the alteration of GCLs by their environment such that their
440 hydraulic conductivity raises by 4 to 5 orders of magnitude affects the flow rate and interface
441 transmissivity of a GM-GCL composite liner. To this end, experimental results are presented
442 and discussed to quantify flow rates and interface transmissivities through composite liners
443 that have defects in the GM. Three of the GCLs measured were exhumed from a dam and a
444 fourth GCL was exhumed from a landfill cover. These exhumed GCLs were altered by their
445 environment, experienced cation exchange and possibly desiccation so that an increase of
446 their hydraulic conductivity and a decrease of their swell index could be noticed. The results
447 obtained with the exhumed GCLs were compared to flow rates of a composite liner
448 containing a virgin GCL, and the following results were obtained:

- 449 - Although the increase in hydraulic conductivity of the GCL makes it no longer
450 watertight as a single liner, steady-state flow rates and interface transmissivities for
451 composite liners containing GCLs that were pre-exposed to cation exchange and wet-
452 dry cycles) were of the same order of magnitude as for composite liners containing
453 virgin GCLs under a 50 kPa normal stress. Thus, the flow rate through composite
454 liners containing GCLs that were altered by their environment is not linked to
455 hydraulic conductivity even if the latter increases by four to five orders of magnitude.
- 456 - Different trends are observed in the reduction of the flow rate through composite liners.
457 Flow-rate reduction for composite liners containing GCLs altered by their
458 environment remains a function of the service life and the structure of the GCL. That
459 is, the flow-rate reduction might depend on the water content of the GCL at the time of
460 excavation from the field and on the mass per unit area of bentonite in the GCL rather

461 than on the chemical change (due to cation exchange) or on the physical aspect of the
462 GCL (e.g., shrinkage cracks that occur after dehydration).

463 - Considering only flow rates obtained at steady-state can lead to an underestimation of
464 volumes really infiltrated through the barrier for a 4 mm diameter hole and a 0.3
465 hydraulic head in 30 years for GCL . It does thus seem appropriate to take into account
466 a factor of safety when calculating the flow rate in composite liners for design
467 application. This coefficient could be applied to steady state flow rate in order to
468 readjust the steady state flow rate values for composite liners in lining applications by
469 taking into account the transient flow rate and the alteration by their environment of
470 GCLs. A value of 1.67, which is a minimum value was suggested based on the
471 experiments presented here, which would be to confirm by additional experiments
472 could other specimens of altered GCLs be made available.

473 - For composite liners containing GCLs whose hydraulic conductivity K_{GCL} was higher
474 than 10^{-10} m/s, a new contact condition has been defined. This contact condition is
475 valid for GCLs altered by their environment and can also be extended to GCLs
476 containing calcium bentonite. Therefore, the GM-GCL contact condition initially
477 given by Barroso (2005) for effective GCLs (i.e., $K_{GCL} < 10^{-10}$ m/s) is enhanced and
478 readjusted for all GCLs, whatever their composition or field history.

479 **Acknowledgments**

480 Urban-area communities of “*Le Havre-France*” (CODAH) is gratefully acknowledged for
481 allowing sampling and measuring GCLs exhumed from a shallow dam.

482 **Notations**

483 Basic SI units are given in parentheses.

| | | |
|-----|----------------------|--|
| 484 | e | the thickness of the GCL |
| 485 | Q | the flow rate (m^3/s) |
| 486 | r_0 | the circular-defect radius (m) |
| 487 | m_f | the film or coating measured total dry mass per unit area (kg/m^2) |
| 488 | R | the radius of the wetted area (m) |
| 489 | e_f | the film or coating thickness (mm) |
| 490 | k_{GCL} | the hydraulic conductivity of the liner GCL (m/s) |
| 491 | k_{CCL} | the hydraulic conductivity of the CCL (m/s) |
| 492 | k_s | the hydraulic conductivity of the liner GCL + CCL (m/s) |
| 493 | H_w | the hydraulic head (m) |
| 494 | H_s | the thickness of the soil component of the GCL + CCL composite liner (m) |
| 495 | d | the thickness (m) of the GCL + CCL liner (m) |
| 496 | θ | interface transmissivity (m^2/s) |
| 497 | α, A, B | parameters (dimensionless) |
| 498 | I_1, K_1 | first-order modified Bessel functions |
| 499 | I_0, K_0 | zeroth-order modified Bessel functions (dimensionless) |
| 500 | ω | water content (%) |
| 501 | V_t | the total leakage volume infiltrated for a given period of time (m^3) |
| 502 | V_s | the leakage volume infiltrated for a given period of time by taking account |
| 503 | | only of the steady state flow rate (m^3) |
| 504 | FS | factor of safety (dimensionless) |
| 505 | Abbreviations | |
| 506 | CCL | compacted clay liner |
| 507 | GCL | geosynthetic clay liner |

508 GM geomembrane

509 HDPE high-density polyethylene

510 Inv Inversed

511 **References**

512 AFNOR 1996. NF EN ISO 9863-2. Geotextiles and geotextile-related products.
513 Determination of thickness at specified pressures. Part 2 : procedure for determinaiton
514 of thickness of single layers of multilayer products.

515 AFNOR 1996. XP P 84-512-1. Geomembranes — Dispositif d'étanchéité par géomembrane
516 (DEG) — Partie 1: détermination de l'épaisseur — Cas des géomembranes lisses (In
517 French).

518 AFNOR 2008. NF P 84-705. Geosynthetic barriers — Determination of the swelling, flow
519 and permeability characteristics of geosynthetic clay liners (GCL) using an
520 oedopermeameter — Characterisation test and performance test.

521 AFNOR 2004. NF EN 14196. Géosynthétiques – Méthodes d'essai pour la détermination de la
522 masse surfacique des barrières géosynthétiques argileuses (In french).

523 AFNOR 2006. NF EN ISO 10318. Geosynthetics — Terms and definitions.

524 ASTM 2010. D4318. Standard Test Methods for Liquid Limit, Plastic Limit, and Plasticity
525 Index of Soils. *American Society for testing and Materials (ASTM)*, West Conshohocken,
526 Pennsylvania, USA.

527 ASTM 2010. D638. Standard Test Method for Tensile Properties of Plastics. . *American*
528 *Society for testing and Materials (ASTM)*, West Conshohocken, Pennsylvania, USA.

529 ASTM 2011. D 5890. Standard Test Method for Swell Index of Clay Mineral Component of
530 Geosynthetic Clay Liners. *American Society for testing and Materials (ASTM)*, West
531 Conshohocken, Pennsylvania, USA.

- 532 ASTM 2012. D1557. Standard Test Methods for Laboratory Compaction Characteristics of
533 Soil Using Modified Effort. *American Society for testing and Materials (ASTM)*, West
534 Conshohocken, Pennsylvania, USA.
- 535 ASTM 2013. D4318. Standard Test Methods for Density and Specific Gravity (Relative
536 Density) of Plastics by Displacement. *American Society for testing and Materials (ASTM)*,
537 West Conshohocken, Pennsylvania, USA.
- 538 Bannour, H., Barral, C. & Touze-Foltz, N. (2013a). Flow rate in composite liners including
539 GCLs and a bituminous geomembrane. *Proceedings of the 3rd International Conference*
540 *on Geotechnical Engineering*, Hamamet, Tunisia, S5-9, 809–819.
- 541 Bannour, H., Touze-Foltz, N., Courté, A. & von Maubeuge, K. P. (2013b). Interface
542 Transmissivity Measurement in Multicomponent Geosynthetic Clay Liners. *Current and*
543 *Future Practices for the Testing of Multi-Component Geosynthetic Clay Liners*, STP 1562,
544 Kent P. von Maubeuge and J. P. Kline, Eds., 47–61.
- 545 Barral, C., Touze-Foltz, N., Loheas, E. & Croissant, D. (2012). Comparative study of
546 hydraulic behaviour of Geosynthetic Clay Liners exhumed from a landfill cover and
547 from a dam after several years in service. *Proceedings of the 5th European*
548 *Geosynthetics Congress*, Valencia.
- 549 Barroso, M. (2005). Fluid Migration through Geomembrane Seams and through the Interface
550 between Geomembrane and Geosynthetic Clay Liner. Ph.D. *Thesis, University Joseph*
551 *Fourier of Grenoble (France) and University of Coimbra (Portugal)*, 215 p.
- 552 Barroso, M.C.P., Lopes, M.D.G.A. & Bergamini, G. (2010). Effect of the waste pressure on
553 fluid migration through geomembrane defects. *Proceedings 9 ICG*, Guaruja, Brazil, 959–
554 962.

- 555 Barroso, M., Touze-Foltz, N., & von Maubeuge, K. (2008). Influence of the textured structure
556 of geomembrane on the flow rate through geomembrane GCL composite liners. *EuroGeo4*,
557 paper number 86.
- 558 Barroso, M., Touze-Foltz, N., von Maubeuge, K. & Pierson, P. (2006a). Laboratory
559 investigation of flow rate through composite liners involving GCL. *Geotextiles and*
560 *Geomembranes*, **24**, 139–155.
- 561 Benson, C. H. (2013). Impact of subgrade water content on cation exchange and hydraulic
562 conductivity of geosynthetic clay liners in composite barriers. *Coupled Phenomena in*
563 *Environmental Geotechnics* : 79–84.
- 564 Benson, C. H., Thorstad, P. A. Jo, H. Y. & Rock, S. A. (2007). Hydraulic performance of
565 geosynthetic clay liners in a landfill final cover. *Journal of Geotechnical and*
566 *Geoenvironmental Engineering* ,**133**, No.7, 814–827.
- 567 El-Zein, A. & Rowe, R. K. (2008). Impact on groundwater of concurrent leakage and
568 diffusion of dichloromethane through geomembranes in landfill liners. *Geosynthetics*
569 *International*, **15**, No.1, 55–71.
- 570 Egloffstein. T. A. (2001). Natural bentonites-influence on the ion exchange and partial
571 desiccation on permeability and self-healing capacity of bentonites used in GCLs.
572 *Geotextiles and Geomembranes*, **19**, 427–444.
- 573 Egloffstein, T. A. (2002). Bentonite as sealing material in geosynthetic clay liners-Influence
574 of the electrolytic concentration, the ion exchange and ion exchange with simultaneous
575 partial dessiccation on permability. *Clay geosynthetic Barriers* 141–151.
- 576 Giroud, J.P. (1997). Equations for calculating the rate of liquid migration through composite
577 liners due to geomembrane defects. *Geosynthetics International*, **4**, No.3–4, 335–348.
- 578 Guyonnet, D., Touze-Foltz, N., Norotte, V., Pothier, C., Didier, G., Gailhanou, H., Blanc, P. &
579 Warmont, F. (2009). Performance-based indicators for controlling geosynthetic clay

- 580 liners in landfill applications. *Geotextiles and Geomembranes*, **27**, 321–331.
- 581 Lin, L-C. & Benson, H. (2000). Effect of wet-dry cycling on swelling and hydraulic
582 conductivity of GCLs. *Journal of geotechnical and geoenvironmental engineering*, **126**,
583 No.1, 40–49.
- 584 Meer, S. R. & Benson C. H. (2007). Hydraulic conductivity of geosynthetic clay liners
585 exhumed from landfill final covers. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental*
586 *Engineering*, **133**, No.5, 550–563.
- 587 Melchior, S. (2002). Field studies and excavation of geosynthetic clay barriers in landfill
588 covers. *Clay Geosynthetic Barriers*, 321–330.
- 589 Mendes, M. J. A., Touze-Foltz, N., Palmeira, E. M., & Pierson, P. (2010). Influence of
590 structural and material properties of GCLs on interface flow in composite liners due to
591 geomembrane defects. *Geosynthetic International*, **17**, No.1, 34–47.
- 592 Rowe, R. K. (1998). Geosynthetics and the Minimization of Contaminant Migration through
593 Barrier Systems Beneath Solid Waste. *Sixth International Conference on Geosynthetics*:
594 27–102.
- 595 Rowe, R. K. (2005). Long-term performance of contaminant barrier systems, *45th Rankine*
596 *Lecture, Geotechnique*, **55**, No.9, 631–678.
- 597 Rowe, R. K. (2012). Short- and long-term leakage through composite liners. *The 7th Arthur*
598 *Casagrande Lecture. Canadian Geotechnical Journal*, **49**, No.2, 141–169.
- 599 Rowe, R.K., & Abdellaty, K. (2012). Modeling contaminant transport through composite liner
600 with a hole in the geomembrane. . *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental*
601 *Engineering*, **49**, No.7, 773–781.
- 602 Rowe, R.K., & Abdellaty, K. (2013). Leakage and contaminant transport through a Single
603 hole in the geomembrane component of a composite liner. *Journal of Geotechnical and*
604 *Geoenvironmental Engineering*, **139**, No.3, 357–366.

- 605 Scalia, J., & Benson, C.H. (2010). Hydraulic conductivity of exhumed geosynthetic clay
606 liners from composite barriers. Proceedings of the third international symposium on
607 geosynthetic clay liners, Würzburg, Germany, 15-16 September 2010, 73–82.
- 608 Scalia, J., & Benson, C.H. (2011). Hydraulic Conductivity of Geosynthetic Clay Liners
609 Exhumed from Landfill Final Covers with Composite Barrier. *JGGE*, **137**, 1–13.
- 610 Southen, J. M. & Rowe, R. K. (2005). Laboratory Investigation of Geosynthetic Clay Liner
611 Desiccation in a Composite Liner Subjected to Thermal Gradients. *Journal of*
612 *Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, **131**, No.7, 925–935.
- 613 Touze-Foltz, N. (2002). Evaluation of the hydraulic transmissivity in soil liner-geomembrane
614 interfaces, *Proceedings of the Seventh International Conference on Geosynthetics*, Nice,
615 France, **2**, 799–802.
- 616 Touze-Foltz, N. (2012). Performance of geosynthetics for environmental protection in
617 landfills, *Proceedings of the 5th European Geosynthetics Congress*, Valencia, Spain, 29–
618 47.
- 619 Touze-Foltz, N., Croissant, D., Rosin-Paumier, S., Pirrion, T. & Ouvry, J.F. (2010).
620 Performance of a Gcl in a Landfill Cover after Six Years in Service. *3rd International*
621 *Symposium on Geosynthetic Clay Liners Würzburg, Germany*, 83–91.
- 622 Touze Foltz, N., Duquennoi, C. & Gaget, E. (2006). Hydraulic and mechanical behavior of
623 GCLs in contact with leachate as part of a composite liner. *Geotextiles and*
624 *Geomembranes*, **24**, No.3, 188–197
- 625 Touze-Foltz, N., & Giroud J. P. (2003). Empirical Equations for Calculating the Rate of
626 Liquid Flow through Composite Liners Due to Geomembrane Defects. *Geosynthetics*
627 *International*, **10**, No. 6 2003, 215–33.
- 628 Touze-Foltz, N., Rowe, R. K. & Duquennoi, C. (1999). Liquid flow through composite liners
629 due to geomembrane defects: Analytical solutions for axi-symmetric and two-

- 630 dimensional problems. *Geosynthetics International*, **6**, 455–479.
- 631 Zanzinger, H. & Touze-Foltz, N. (2009). Clay geosynthetic barriers performance in landfill
632 covers. *GeoAfrica 2009 Cape Town, South Africa*, 175-184.
- 633

634 Table 1. Properties of GCLs measured.

| Specimen | service life (years) | Cover /Carrier geotextile | Thickness of the cover soil (restoration layer) (m) | Initial water content (%) | Hydraulic conductivity K_{GCL} (m/s) | Initial Thickness under 10 kPa (mm) | Mass per unit.area of dry bentonite(kg/m ²) | Swell index (cm ³ /2 g) |
|-------------------------|----------------------|---------------------------|---|---------------------------|--|-------------------------------------|---|------------------------------------|
| GCL 1 (granular) | 5.8 | W/NW | 0.3 | 43 | 5.55×10^{-6} | 10.40 | 5.19 | <10 |
| GCL 2 (granular) | 5.8 | W/NW | 0.24-0.25 | 29 | 4.83×10^{-6} | 8.10 | 5.20 | <10 |
| GCL 3 (powder) | 4.8 | W/NW | 0.15 | 25 | 3.65×10^{-6} | 9.40 | 5.90 | <10 |
| GCL 4 (powder) | 20 | NW/NW | 1.1 | 59 | 4.90×10^{-7} | 7.66 | 2.60 | <10 |
| v-GCL 1 | - | W-NW | - | 14 | 2.56×10^{-11} | 7.315 | ≈5.55 | 31 |
| v-GCL 2 | - | NW-W | - | 12 | 1.51×10^{-11} | 7.215 | ≈4.72 | 30 |

635 v=virgin

636

637

638

639 Table 2. Properties of polyethylene high density (HDPE) GM.

| Designation | Units | Value |
|---|-------------------|----------------------------|
| Mass per unit volume (ASTMD 792) | kg/m ³ | $\geq 0.94 \times 10^{-3}$ |
| Thickness (of finished product) (XP P 84-512-1) | mm | 2.0 ± 0.2 |
| Tensile strength (ASTMD 638) | N/mm ² | ≥ 27 |

640

641

642

643

644

645 Table 3. Properties of the compacted clay liner (CCL) (adapted from Barroso et al., 2006).

| Percent fines (%) | Percent clay (%) | Atterberg limits ASTM D 4318 | | Proctor modified ASTM D 1557 | | Hydraulic conductivity of the CCL K_{CCL} (m/s) | Thickness of the CCL layer in the transmissivity cell (m) |
|-------------------|------------------|------------------------------|----------------|------------------------------|--------------------------------------|---|---|
| | | ω_L (%) | ω_P (%) | ω_{OPT} (%) | γ_{dmax} (KN/m ³) | | |
| 73.6 | 40.5 | 54.2 | 23.7 | 13.6 | 19.1 | 8×10^{-11} | 0.06 |

 646 KCCL, hydraulic conductivity of the soil composing the CCL.; ω_L , liquid limit; ω_{OPT} , optimum moisture content; ω_P ; plastic

 647 limit; γ_{dmax} , maximum dry density.

648

649

650 Table 4. Final interface transmissivity θ calculated using Eq. (1).

| Specimen | K_{GCL} (m/s) | Q (m ³ /s) | θ (m ² /s) |
|---------------|------------------------|-------------------------|------------------------------|
| GCL 1 | 5.55×10^{-6} | 1.50×10^{-10} | 1.95×10^{-10} |
| GCL 2 | 4.83×10^{-6} | 5.45×10^{-11} | 1.12×10^{-10} |
| GCL 3 | 3.65×10^{-6} | 3.04×10^{-11} | 6.15×10^{-11} |
| GCL 4 | 4.90×10^{-7} | 7.01×10^{-11} | 2.98×10^{-10} |
| v GCL 1 | 2.56×10^{-11} | 1.35×10^{-11} | 2.69×10^{-11} |
| v GCL 2 | 1.51×10^{-11} | 1.20×10^{-11} | 2.39×10^{-11} |
| v-GCL 2 (inv) | 1.51×10^{-11} | 2.02×10^{-10} | 4.17×10^{-10} |

 651 Q , flow rate; θ , interface transmissivity calculated by the analytical solution.

652

653

654

 655 Table 5. Results of infiltrated volumes V_T and V_S with factors of safety FS for GCL 1, 2, 4 and

 656 v-GCL 1 at the given time durations T corresponding to 1, 10 and 30 years.

| Composite liner | K_{GCL} (m/s) | 1 year | | 10 years | | 30 years | | FS |
|------------------|------------------------|-------------------------|-------------------------|-------------------------|-------------------------|-------------------------|-------------------------|------|
| | | V_T (m ³) | V_S (m ³) | V_T (m ³) | V_S (m ³) | V_T (m ³) | V_S (m ³) | |
| GM-GCL 1 | 5.55×10^{-6} | 3.58×10^{-2} | 1.70×10^{-3} | 5.12×10^{-2} | 1.70×10^{-2} | 8.52×10^{-2} | 5.11×10^{-2} | 1.67 |
| GM-GCL 2 | 4.83×10^{-6} | 9.24×10^{-2} | 5.23×10^{-3} | 1.39×10^{-1} | 5.23×10^{-2} | 2.44×10^{-1} | 1.57×10^{-1} | 1.56 |
| GM-GCL 4 | 4.90×10^{-7} | 6.21×10^{-2} | 6.84×10^{-3} | 1.24×10^{-1} | 6.84×10^{-2} | 2.60×10^{-1} | 2.05×10^{-1} | 1.27 |
| GM-vGCL 1 | 2.56×10^{-11} | 6.99×10^{-4} | 3.31×10^{-4} | 3.68×10^{-3} | 3.31×10^{-3} | 1.03×10^{-2} | 9.92×10^{-3} | 1.04 |

657

658

VII.1.2 Principaux résultats et conclusions

Les mesures de débit de fuite et de la transmissivité d'interface sur des étanchéités composites renfermant des GSB altérés sur site par leur environnement ont montré que :

- bien que les GSB aient perdu leur fonctionnalité en tant que barrière hydraulique (augmentation de la conductivité hydraulique de 4 à 5 ordres de grandeur et absence de gonflement), les débits de fuite et les transmissivités d'interface obtenus durant le régime permanent sous 50 kPa de contrainte de confinement sont du même ordre de grandeur que ceux obtenus dans des étanchéités composites GM-GSB vierges. Ceci prouve que les performances hydrauliques des étanchéités composites contenant des GSB altérés sur site par leur environnement sont indépendantes de la conductivité hydraulique du GSB même si cette dernière augmente de 4 à 5 ordres de grandeur pour les GSB exhumés sur site ;
- différentes tendances ont été observées concernant la réduction du débit de fuite au cours du temps. Nous avons pu démontrer que la cinétique dépend du temps de service du GSB et de sa structure. Les échanges cationiques et les altérations physiques causées par les fissures de retrait qui apparaissent lors de la déshydratation des GSB ralentissent l'établissement du régime permanent avec des débits de fuite enregistrés durant le régime transitoire pouvant dépasser les $10^{-8} \text{ m}^3/\text{s}$ sur plus de 25 jours ;
- une nouvelle condition de contact a été élaborée pour les contacts GM-GSB, dans le cas de GSB altérés sur site par leur environnement et ayant subi l'action combinée des échanges cationiques et des cycles d'hydratation dessiccation. Cette nouvelle condition de contact vient compléter les données relatives aux conditions de contact (k , θ) dans la gamme des conductivités hydrauliques de GSB supérieures à 10^{-10} m/s . Cette nouvelle relation peut donc être étendue pour les GSB calciques ou les GSB ayant subi uniquement des échanges cationiques.

Cette étude apporte des connaissances sur le comportement des étanchéités composites dans une configuration représentative des conditions extrêmes de site favorisant le développement des échanges cationiques et l'alternance des cycles d'hydratation-dessiccation au sein du GSB. A partir de la nouvelle condition de contact élaborée, une

nouvelle équation empirique peut être élaborée pour les contacts GM-GSB vieillis ou tout simplement les GSB présentant des conductivités hydrauliques supérieures aux valeurs de base des GSB (2×10^{-12} à 2×10^{-10} m.s⁻¹ selon la contrainte mécanique appliquée) en vue d'approcher au mieux les performances hydrauliques des étanchéités composites, de considérer leur durabilité et leur performance dans les conditions et sollicitations extrêmes de site. Nous avons en projet de rédiger à l'issue de la thèse un article en revue présentant le développement de telles équations empiriques.

A travers cette étude expérimentale des transferts à travers les étanchéités composites, nous avons voulu comprendre davantage les phénomènes régissant les transferts à l'interface des étanchéités composites. Cette compréhension passe par une étude de l'influence de la qualité de contact entre la GM et le GSB. Cette partie nous a permis de conclure que la qualité de la GM (en lien avec la rugosité, rigidité, épaisseur) ainsi que l'altération chimique, physique et hydraulique affectent partiellement la qualité de contact entre la GM et le GSB en augmentant les débits de fuite observés en régime transitoire sans avoir des effets significatifs sur les débits de fuite observés en régime permanent

Pour ces études relatives à la quantification des débits de fuite à travers les étanchéités composites, le suivi de la qualité de contact à l'interface durant le régime transitoire doit passer par une caractérisation de l'évolution structurale du GSB au cours de son hydratation en vue de comprendre les phénomènes impactant réellement les transferts à l'interface. La caractérisation de l'évolution structurale, la teneur en eau et la déformabilité du GSB a été réalisée et suivie à l'aide d'échantillonnages en fonction du temps d'éprouvettes de GSB ayant subi des hydratations sous contrainte dans une configuration en étanchéité composite. Cette étude sera le cœur de la partie 4 où on s'intéressera également à l'impact des fuites pendant le régime transitoire sur l'environnement à court et moyen terme .

Partie 4

Synthèse sur les mécanismes de transferts à travers les étanchéités composites en régime transitoire et permanent

Les éléments présentés dans le chapitre bibliographique III, ainsi que certains résultats obtenus dans le cadre de cette thèse de doctorat, ont permis de mettre en évidence différents paramètres affectant le comportement des étanchéités composites en régime permanent. On a ainsi pu voir l'effet du facteur échelle ainsi que l'effet de certains paramètres, hydrauliques (charges hydraulique, préhydratation), chimiques (échanges cationiques, nature de la bentonite) et mécaniques (structure du GSB ou son mode d'assemblage, contrainte de confinement, état de surface de la GM) sur les performances hydrauliques des étanchéités composites GM-GSB en terme de débits de fuite et de transmissivité d'interface en régime permanent. Les paramètres qui montrent un réel effet sur les valeurs de débits de fuite et de transmissivité d'interface sont la charge hydraulique appliquée sur le défaut et la nature du contact GM-GSB ainsi que la nature de la bentonite constitutive du GSB. Les sollicitations mécaniques, chimiques et climatiques ne semblent pas avoir un effet sur le long terme ce qui prouve que l'étanchéité composite présente un comportement symbiotique permettant une forte interaction hydraulique entre la GM et le GSB.

Cependant, ces résultats ont été obtenus en régime permanent. La question se pose naturellement d'une analyse et d'une compréhension des mécanismes ayant lieu en régime transitoire qui va conduire à la décroissance progressive du débit de fuite dans l'étanchéité composite jusqu'à la valeur du régime permanent. Cette question est d'autant plus pertinente qu'à l'échelle métrique la durée de la phase transitoire peut excéder trois voire six mois (*Barroso et al., 2006a; Touze-Foltz et al., 2006b*), durant lesquelles de forts débits dans l'étanchéité composite ont été observés.

Différents facteurs peuvent avoir un effet sur l'amplitude des débits de fuite et sur la durée du régime transitoire.

Le chapitre V de cette thèse nous a permis de mettre en évidence l'influence des courbes de rétention respectives des géotextiles et de la bentonite, sur la compétition du transfert dans ces deux matériaux constitutifs des géosynthétiques bentonitiques et par suite sur la réduction au cours du temps du débit de fuite dans l'étanchéité composite.

D'autres explications ont été avancées dans la littérature.

- la planéité de la GM (qui peut être reliée à la rigidité de la GM) peut conditionner la qualité de contact à l'interface et donc affecter l'écoulement (*Bouazza et Vangpaisal,*

2007). Ceci dit, nous avons montré (dans le chapitre VI et l'annexe 2 et 3) que ce paramètre n'affecte pas les valeurs de débits et de transmissivité d'interface à travers une étanchéité composite en régime permanent grâce aux études réalisées sur les géofilms bentonitiques et les étanchéités composites renfermant des GM bitumineuses ;

- le type de géotextile en contact avec la géomembrane affecte la qualité de contact avec la GM et par conséquent des débits de fuites observés durant le régime transitoire. En effet, nous avons constaté dans les résultats de Barroso *et al.* (2006a) et observé dans le chapitre VII des débits de fuites plus importants pour des contacts GM-géotextile non tissé par rapport au cas GM-géotextile tissé (1 à 2 ordres de grandeurs en régime transitoire) ;
- l'imprégnation du géotextile supérieur du GSB par de la bentonite (*Bouazza et Vangpaisal, 2007*) par exemple dans le cas d'une bentonite en poudre en contact avec un GSB aiguilleté) pourrait induire une extrusion de la bentonite dans les vides du géotextile. Ce serait alors la bentonite qui contrôlerait les débits à l'interface ;
- le gonflement du GSB sous confinement lors de son hydratation peut engendrer une réduction de la taille des espaces à l'interface dans lesquels l'eau peut s'écouler (*Mendes et al., 2010*). Pour autant, comme nous l'avons vu au chapitre VII de ce travail, même pour des bentonites ayant subi des échanges cationiques, et n'étant donc plus en capacité de gonfler, une réduction du débit de fuite dans l'étanchéité composite finit par être observée. Le temps d'atteinte du régime permanent peut toutefois être plus long (jusqu'à 25 jours) que ce qui est observé pour des GSB contenant de la bentonite sodique naturelle. L'implication du phénomène de gonflement dans la réduction du débit de fuite n'est pas la seule hypothèse.

Un travail expérimental, dans la cellule de mesure de la transmissivité d'interface à l'échelle décimétrique, a donc été mené dans le cadre de la thèse afin d'investiguer plus finement les phénomènes se produisant au cours du régime transitoire. C'est le travail qui est présenté dans le **chapitre VIII** ;

Les résultats de ces expérimentations ont donné lieu au projet de publication suivant intitulé “**Understanding the transient hydraulic behavior of GMs-GCLs composite liners**” qui est en cours de révision dans la revue *Geotextiles & Geomembranes*.

En complément, une étude de l'influence du régime transitoire sur les transferts à moyen et long terme dans les étanchéités composites a été réalisée et est présentée dans le **Chapitre IX**. Cette étude est importante pour comprendre les biais des calculs actuels réalisés dans le cadre d'études d'impact sur l'environnement effectuées pour les étanchéités composites qui se basent sur la prise en compte uniquement des valeurs de débits de fuite mesurées en régime permanent. Il nous a paru important de quantifier l'impact de la non prise en compte du régime transitoire dans la prédiction des volumes infiltrés à travers la barrière d'étanchéité

vers l'environnement. Cette étude permettra d'une part de renseigner sur l'impact du régime transitoire sur les transferts à travers les étanchéités composites pour différents horizons temporels et d'autre part d'améliorer la prévision des transferts à travers la barrière vers l'environnement.

CHAPITRE VIII EVALUATION DU COMPORTEMENT HYDRAULIQUE EN REGIME TRANSITOIRE DE DEUX ETANCHEITES COMPOSITES

VIII.1 Article 5: Understanding the transient hydraulic behavior of GMs-GCLs composite liners”

VIII.1.1 Finalité de l'article

Le but de cet article est d'aller plus loin dans la compréhension des phénomènes affectant le comportement hydraulique et contribuant à réduire le débit de fuite à travers les étanchéités composites en investiguant les phénomènes se produisant au cours du régime transitoire dans l'essai de mesure de transmissivité d'interface à l'échelle décimétrique. Des expérimentations ont été réalisées sur une étanchéité composite constituée d'une GM en PEHD et de deux GSB, contenant de la bentonite sodique en poudre ou en granulés. Pour ces deux GSB, nous avons mené un essai complet de mesure du débit de fuite et de la transmissivité d'interface à l'échelle décimétrique, jusqu'à l'atteinte du régime permanent. Des durées d'essai intermédiaires ont ainsi été déterminées en correspondance avec différentes phases de réduction de débit pour la réalisation de tests qui ont été arrêtés pour des durées plus courtes. L'expérimentation a ainsi été répétée pour chacun des deux GSB à 5 voire 6 reprises, avec des durées d'essai différentes. Les essais ont été menés avec une contrainte de confinement de 50 kPa, simulant une épaisseur de déchets comprise entre 5 et 7 m (représentative d'une configuration de barrière de fond d'ISDnD, en début de remplissage). Cette valeur de contrainte est surtout similaire à celle utilisée dans de nombreuses études antérieures et également au cours des travaux présentés dans les chapitres VI et VII de cette thèse. Le même matériau argileux que celui des études précédentes de Madalena Barroso, Marianna Mendes et des chapitres précédents de la thèse a été utilisé. Le défaut dans la géomembrane était également identique, de 4mm de diamètre. Pour chaque durée, à l'issue de l'essai, nous avons quantifié la teneur en eau et les déformations volumiques du GSB. Les teneurs en eau ont été déterminées selon un échantillonnage axisymétrique des éprouvettes de GSB afin de connaître la répartition spatiale de la teneur en eau au cours du temps sur les deux échantillons de GSB. Les résultats obtenus sont présentés dans l'article suivant.

Understanding the transient hydraulic behavior of GMs-GCLs composite liners

H. Bannour,¹ N.Touze-Foltz,^{2*} and P. Pierson³

ABSTRACT: In general, interface transmissivity is obtained based on measurements of the steady-state flow in composite liners géomembranes (GMs) -geosynthetic clay liners (GCLs). The goal of the study presented herein is to better understand the phenomena that occur in composite liners during the transient state and that lead to the observed decrease in the flow over time. To this end, a needle-punched GCL were combined to a high-density polyethylene GM to form a composite liner by considering two types of GCLs, through which flow rates were then measured on the decimeter scale test. The first GCL contained granular sodium bentonite and the second GCL contained powdered sodium bentonite. To examine GCL water content and swelling at different steps of the transient phase, different tests were conducted over various periods of time, corresponding to different flows through the composite liner. The results show that the mass per unit area in addition to the granulometric distribution of bentonite in GCL specimens could affect the hydration process and the flow rate evolution through composite liners. In addition to that, it has been shown that despite the fact that GCL specimens present different hydration kinetics, GCL deformation follows the same tendency as a function of water content for both GCLs used in this study. Furthermore, the flow is described by a decreasing power law with respect to GCL deformation which has been characterized by an innovative relationship. The delay occurring between hydration of the GCL specimen and the onset of swelling could thus be directly correlated to the decreased flow in the composite liner.

KEYWORDS: Geosynthetics, composite liners, geosynthetic clay liner, flow rate, transient state.

¹ Irstea, HBAN Unit, Antony, France. Tel: +33-1 40 96 65 25; Fax: +33-1 40 96 62 70; E-mail: hajer.bannour@irstea.fr

^{2*}corresponding author Irstea, HBAN Unit, Antony, France. Tel: +33-1 40 96 60 39; Fax: +33-1 40 96 62 70; E-mail: nathalie.touze@irstea.fr

³ LTHE, Université de Grenoble Alpes, France. Tel :+33-4 76 82 53 03; Fax : +33-4 76 82 53 26 ; E-mail : patrick.pierson@ujf-grenoble.fr

1. INTRODUCTION

Modern landfills bottom liner systems generally use a composite liner to prevent contaminants from entering the environment. In a composite liner, the geomembrane (GM) provides the primary resistance to advective contaminant flow (also called leakage but herein referred to simply as flow) and to the diffusion of some contaminants. The clay component of the composite liner, which constitutes the compacted clay liner (CCL) and/or geosynthetic clay liner (GCL), serves to reduce flow through the inevitable holes or defects in the geomembrane and attenuate somewhat the contaminants that can diffuse through intact GMs or transfer through the holes in the GMs.

Unfortunately, despite all precautions regarding manufacturing, transportation, handling, storage, and installation, defects in GMs are unavoidable. Defects in GMs constitute preferential advective-flow paths for leachate migration, which may affect the performance of the entire liner system. The impact of defects in GMs can be minimized by the proper design of the landfill liner; thus predicting the flow through composite liners as a function of GM defects is of paramount importance.

Several experiments have already studied the flow through composite liners with GM defects (Bannour *et al.*, 2013a; Bannour *et al.*, 2013b; Barroso *et al.*, 2010; Barroso *et al.*, 2008; Barroso *et al.*, 2006a; Mendes *et al.*, 2010; Rowe and Abdellaty, 2013; Touze-Foltz *et al.*, 2006b). To quantify flow in composite liners, experiments have heretofore focused on factors that affect steady-state leakage. Considering the important flow decrease from the beginning of the test until the steady state is achieved, flow during the transient state may be orders of magnitude higher than in the steady state. Bannour *et al.* (2015b) reported transient flow rates higher than 10^{-8} m³/s over a duration higher than 20 days for composite liners involving GCLs altered by their environment. For composite liners involving virgin GCLs,

the corresponding flow rates are known to be close to 10^{-11} m³/s. Consequently, little is known about the transient flow and flow-reduction mechanisms.

Several studies have produced the following claims regarding flow reduction, although proof of these claims remains elusive:

- (i) for a composite liner, flow reduction over time is explained by hydration under load of the GCL, which is claimed to contribute to reducing the hydraulic conductivity of the GCL. In addition, the bentonite swells when it hydrates, which forces the GM and GCL into close contact or, in the sense of (Giroud and Bonaparte, 1989), into perfect contact conditions. Moreover, during this process, the bentonite is also forced into the voids of the geotextile of the GCL (Bouazza & Vangpaisal, 2007), resulting in an improvement of the barrier watertightness. However, to date, no studies have focused on how GCL swelling affects flow reduction,
- (ii) the contrasting retention curves for the cover geotextile and the bentonite in the GCL are claimed to reduce GCL hydraulic conductivity, with a concomitant reduction in flow over time (Bannour, 2014).

Currently, flow-reduction mechanisms are poorly understood and many assumptions about them have recently emerged in the literature as listed above. To better understand flow reduction, further investigations and flow measurements are required in transient state.

This paper therefore focuses on transient flow through composite liners consisting of a GM with a hole and a GCL. To this end, interface transmissivity measurements were done on the decimeter scale by measuring flow, water content, and swell as a function of time for two different GCLs.

2. MATERIALS AND METHODS

2.1. Geosynthetic clay liners

Two GCL samples (GCL 1 and GCL 2) were considered in this study. The sample GCL 1 consisted of a woven cover geotextile and a nonwoven carrier geotextile containing granular sodium bentonite. It had 14% initial water content and a 2.56×10^{-11} m/s hydraulic conductivity at less than 10 kPa of confining stress according to NF P84-705 (AFNOR, 2008). The sample initially measured 7.315 mm thick according to EN ISO 9863-2 (AFNOR, 1996) and its mass per unit area of dry bentonite was initially 5.55 kg/m^2 according to EN 14196 (AFNOR, 2004). The sample GCL 2 consisted of a woven cover geotextile and a nonwoven carrier geotextile containing powdered sodium bentonite. Its initial water content and hydraulic conductivity under a 0.3 m hydraulic head and 50 kPa of confining stress were 12% and 1.51×10^{-11} m/s, respectively. Initially, the sample was 7.215 mm thick and its mass per unit area of dry bentonite was 4.72 kg/m^2 which is lower than the mass per unit area of GCL 1. For GCL 1 and GCL 2, the hydraulic conductivity under a 0.3 m hydraulic head was obtained based on results of previous measurements Bannour *et al.* (2015b) in oedopermeameter cells done as per NF P84-705 (AFNOR, 2008). GCL 1 and 2 had the same cover geotextile and the same contact with the GM because reports indicate that the nature of the geotextile in contact with the GM may influence the evolution of flow (Barroso and al., 2006a). The properties of the two GCL samples are summarized in Table 1.

2.2. Geomembrane

The same smooth high-density polyethylene (HDPE) GM was used with all GCL specimens (each specimen was cut from either GCL 1 or GCL 2). This GM was initially 2 mm thick according to EN ISO 9863-1 (AFNOR, 2006). To obtain results that could be compared with those from the literature (Bannour *et al.*, 2015b; Bannour *et al.*, 2013a;

Bannour *et al.*, 2013b; Barroso *et al.*, 2010; Barroso *et al.*, 2008; Barroso *et al.*, 2006a; Mendes *et al.*, 2010; Touze-Foltz *et al.*, 2002), a 4-mm-diameter hole was cut through the center of the HDPE GM for each specimen. A new GM specimen was used for each measurement.

2.3. Compacted clay liner

The compacted clay liner (CCL) used in this study was similar to that used previously by Bannour *et al.* (2015b); Bannour *et al.* (2013a); Barroso *et al.* (2008); Barroso *et al.* (2006a); Mendes *et al.* (2010). Its initial properties are summarized in Table 2.

2.4. Apparatus and setup

Flow rate measurements are carried out in an apparatus specially designed to measure the flow rate in a composite liner as shown in Fig. 1. As previously described by Bannour *et al.* (2015b); Bannour *et al.* (2013a); Bannour *et al.* (2013b); Barroso *et al.* (2010); Barroso *et al.* (2008); Barroso *et al.* (2006a); Mendes *et al.* (2010); Touze-Foltz *et al.* (2002), it consists of a Plexiglas cell basically composed by four parts: (i) a bottom plate which supports the soil and applies the 50 kPa confining stress (stress levels that may be exerted on a bottom liner in a landfill); (ii) a 200 mm inside diameter base cylinder, 80 mm high, to accommodate the CCL and the GCL specimen; (iii) a top coarse granular drainage layer; and (iv) an upper cylinder that accommodates the granular layer.

In the experimental setup, the GM, exhibiting a 4 mm diameter hole, is located on the GCL (with its natural water content). To assemble the test, initially the base soil, simulating a CCL, is compacted in the bottom cylinder of the equipment with the upper side contacting a rigid metallic plate in order to ensure a smooth CCL surface underneath the GCL. The final thickness of the CCL is about 6 cm. The internal walls of the bottom cylinder are lubricated before soil compaction, in order to minimise friction between the CCL and these walls during

the tests. Once the test cell is closed, the GM is ensuring the watertightness of the upper part of the cell. When applying 0.3 hydraulic head (represents the maximum allowable leachate head above the GM in most landfill regulations) over the hole in the GM, the flow rate penetrating the composite liner is initially important, it is thus noticed at the downstream side of the cell but when flow rate is not visible to the trained eye, readings are made at the upstream side of the cell based on the Mariotte-bottle reading of the cell.

2.5. Measurements

The twelve flow measurements listed in Table 3 were performed. The idea was, based on the flow dynamics, to select time intervals corresponding to noticeable changes in flow and to select measurement durations on this basis. Six tests were conducted on GCL 1 specimens (i.e., GCL 1-1, GCL 1-2, GCL 1-3, GCL 1-4, GCL 1-5, GCL 1-6), each test corresponding to a test duration of 0.25, 0.5, 1, 5.83, 24 and 689 h respectively. The six tests conducted on GCL 2 specimens (i.e., GCL 2-1, GCL 2-2, GCL 2-3, GCL 2-4, GCL 2-5, GCL 2-6) lasted 0.25, 0.5, 1, 5.5, 24 and 773 h respectively. For each test duration, measurements were performed every 5 minutes time intervals when the flow was large, at the beginning of the test. The time measurement interval was progressively increased to two measurements a day when the flow decreases.

2.6. Water content and swell measurements

For each of the twelve tests described above, the swell in GCLs specimens was evaluated under two different load conditions using 5 cm diameter plate insuring an homogeneous quantification of GCL thickness: without load according to EN ISO 9863-1 (AFNOR, 2006) (it means with only a contact-enforcing pressure of 2 kPa) and under 50 kPa load to reproduce the load applied during the test. For each specimen, the swell was calculated by evaluating the deformation between the initial thickness (i.e., the thickness before the measurement started) and the final thickness.

GCL water content and swell were quantified at the end of each test. To evaluate the water-content distribution in each specimen, the water content was measured for the different tests according to the axisymmetric sampling plan plotted in Fig. 2. For these measurements, the GCL specimens were cut into several 0.02-m-wide concentric rings around a central disc with a diameter of 0.03 m. The specimens were dried and the water content was determined according to EN 14196. The average water content for the entire GCL specimen was also calculated.

3. RESULTS

3.1. Flow dynamics

Fig. 3 and 4 show flow dynamics for the various measurement durations for composite liners containing GCL1 and GCL 2, respectively. The final flows range from $8.65 \times 10^{-8} \text{ m}^3/\text{s}$ after 0.25 h to $1.15 \times 10^{-11} \text{ m}^3/\text{s}$ at steady state for GCL 1 specimens and from $1.25 \times 10^{-6} \text{ m}^3/\text{s}$ after 0.25 h to 3.18×10^{-10} at steady state for GCL 2 specimens. The results of the measurements of different duration are quite consistent with each other. Consequently:

- (i) the time variation of the decreasing flow through the composite liners containing GCL 1 and GCL 2 specimens can be compared (Fig. 5) ,
- (ii) the water content and swelling of GCL specimens at different times can be analysed and compared in order to investigate the difference in flow rate reduction behavior between the two composite liners involving respectively GCL 1 and GCL 2.

Table 3 presents a summary of final flow, final average water content, and final swelling of the GCL specimens for the different measurement durations. The final flows range from $8.65 \times 10^{-8} \text{ m}^3/\text{s}$ after 0.25 h to $1.15 \times 10^{-11} \text{ m}^3/\text{s}$ at steady state for GCL 1 specimens and from $1.25 \times 10^{-6} \text{ m}^3/\text{s}$ after 0.25 h to 3.18×10^{-10} at steady state for GCL 2 specimens. The final

average water content ranges from 61% to 110% for GCL 1 specimens and from 28% to 124% for GCL 2 specimens, both for measurement durations of 0.25 h and steady state, respectively. The final deformations under 2 kPa of confining stress range from 4.46% to 34.54% for GCL 1 specimens and from 0.24% to 63.12% for GCL 2 specimens. The final deformations under 50 kPa of confining stress range from 5.51% to 19.88 % for GCL 1 specimens and from 1.22% to 34.90% for GCL 2 specimens.

The flow decreases gradually for the two GCLs tested as seen in Fig. 5. Both the transient and steady-state flows through the composite liner containing GCL 2 are approximately one order of magnitude greater than those through the composite liner containing GCL 1. Steady-state flows for GCL 1 and GCL 2 were 1.15×10^{-11} and 3.18×10^{-10} m³/s, respectively.

3.2. Appearance of specimen cross section after measurements

Table 4 shows photographs of cross sections of GCLs taken after each measurement. The cross sections selected were those with the most contrasted water infiltration. For GCL 1 specimens (containing granular bentonite), water passed through the large air voids between the bentonite grains that are present throughout the GCL thickness and all bentonite grains started to absorb water and hydrate simultaneously. The hydration is thus homogeneous as noticed in table 4. On the contrary, for GCL 2 specimens, which contained powdered bentonite, only the outermost bentonite started to absorb water and hydrate. This observation is consistent with those of Vangpaisal and Bouazza (2004). Thus, in GCL 2 specimens, a thin film (1 to 2 mm) of hydrated bentonite forms as can be seen at measurements 4 (corresponding to 5.83 and 5.5 hours of measurements respectively for GCL 1 and 2) in comparison with a homogeneous hydration of GCL 1. According to Vangpaisal and Bouazza (2004), this phenomenon slows the transit of water to the dry inner bentonite. With time, the bentonite absorbs more water, and the layers of hydrated bentonite gradually move inward. It

thus takes longer for water to infiltrate into GCL 2 than into GCL 1 in relation with the larger macropore size for GCL 1 compared to GCL2.

3.3. Water content and deformation results

Fig. 6 shows the water content in the GCL 1 as a function of radial distance from the center of the hole in each specimen (cf. Fig. 2). The results show that, from 0.25 to 689 h, the water content increases monotonically with time from 61% to 110% for GCL 1.

The water content is almost uniform in the specimens, with a slight decrease (from 88% to 75% for GCL 1 at 1 h with increasing distance to the hole in the GM. An average value was calculated for each measurement duration for use in further interpretations that are presented in Section 4. The same observation has been detected for GCL 2 and quantification of water contents has been performed.

Fig. 7 represents a comparative evaluation of GCL specimens (1 and 2) water content for each measurement duration. The final average water content ranges from 61% to 110% for GCL 1 specimens and from 28% to 124% for GCL 2 specimens, both for measurement durations of 0.25 h and steady state, respectively. The water content of GCL 1 increases significantly in the first hour from 14% to more than 80%. For GCL 2, the water-content increases in the first hour from 12% to less than 40%. The final average water contents were evaluated to 110% and 124% respectively for GCL 1 and GCL 2.

To further investigate the hydration of GCL 1 and GCL 2 specimens and their swelling dynamics at 2 and 50 kPa of confining stresses respectively, the deformation is plotted as a function of water content in Fig. 8a (the swelling data are represented in terms of the deformation of each specimen). The final deformations under 2 kPa of confining stress range from 4.46% to 34.54% for GCL 1 specimens and from 0.24% to 63.12% for GCL 2 specimens.

The final deformations under 50 kPa of confining stress range from 5.51% to 19.88 % for GCL 1 specimens and from 1.22% to 34.90% for GCL 2 specimens.

For water content below 80%, the deformation of both GCL specimens is essentially the same and does not exceed 10% for GCL 1 and 15% GCL 2 with 50 kPa of confining stress. For water content greater than 80%, a significant increase in the deformation occurs, from 6% to 19% for GCL 1 and from 15% to 34% for GCL 2 at 50 kPa of confining stress.

Fig. 8(b) shows deformation vs water content for GCL 1 and CGL 2 under a 50 kPa confining stress plotted on a semi-logarithmic scale. The same trend was observed for both GCLs on this semi-logarithmic plot (except for the first point of GCL 2, which corresponds to specimen GCL 2-1) and has been characterized with a regression coefficient R^2 equal to 0.8912 (Table 5).

4. DISCUSSION

In this section, an analysis of flow rate difference between the two composite liners will be performed in relation with water content and swell evolution of GCL specimens 1 and 2.

4.1. Flow rates comparison

The difference in flow rate dynamics between composite liners involving GCL 1 and GCL 2 registered in Fig. 5 could be attributed to the difference in the mass per unit area of bentonite into GCL specimens as GCL 1 presents a greater value of mass per unit area of bentonite (5.55 kg/m^2) than GCL 2 (4.72 kg/m^2) as reported in Table 1. This result agree with Bannour and Touze-Foltz (2015a) results who showed that for multicomponent GCLs, the mass per unit area of bentonite is an important parameter insuring lower flow rate in transient and steady state. It has been also verified by (von Maubeuge, 2014) that the increase of the mass per unit area of bentonite reduces the hydraulic conductivity through GCLs and consequently the flow in composite liner configuration. The difference in flow rate reduction could also be

attributed to the difference in the GCLs needlepunching structures, geotextile types and also granulometric distributions of bentonite into GCL specimens.

4.2. Hydro mechanical comparison

The distribution of water in the bentonite of GCL specimens were studied. GCL 1 has higher water content than GCL 2 until approximately 100 h. This result is consistent with the appearance of the GCL specimens at the end of each measurement. Indeed, logic stipulates that less water transiting through the GCL should result in lower water content after a given measurement.

The reason that GCL 1 hydrates faster than GCL 2 (see Fig. 7) is related to the granulometric distribution of bentonite in the GCL specimens, in agreement with the results obtained by Vangpaisal and Bouazza (2004). Indeed, as noticed in Table 4, water initially infiltrates more easily into the pores of GCL 1, which are larger than those of GCL 2; consequently, the entire GCL 1 specimen is hydrated faster than the GCL 2 specimen. However, the water content of GCL 2 at the steady state is greater than that of GCL 1 (see Fig. 7: 124% for GCL 2 vs 110% for GCL 1).

Regarding swell evolution as a function of water content (Fig. 8), results show that GCL deformation depends strongly on GCL water content by increases exponentially with average water content in the specimen. The trend observed showed a delay for GCL 1 data compared to GCL 2. For example, after one hour of test, GCL 1-3 exhibited 79% water content for a 8.57% of deformation as compared to a water content of 34% and a deformation equal to 5.24 % for GCL 2. It is clear from this delay that the GCL 1, which hydrates faster than GCL 2 swells faster than GCL 2.

This increase in hydro mechanical response (deformation vs water content) for GCLs in composite liner configuration could potentially explain the difference in flow rate measurements as GCL 1 hydrates and swells faster than GCL 2 allowing a greater flow decrease as a function of time.

To better understand the flow dynamics, flow is plotted as a function of deformation at 50 kPa of confining stress in Fig. 9 in a double-logarithmic scale. The data shown for both GCL 1 and GCL 2 fall on lines with the same trend that has been characterized (Table 5). These results show that flow decreases as a power law with respect to deformation. However the delay observed for GCL 1 is directly correlated to the faster deformation and flow reduction in composite liners. Indeed, after a testing time equal to 0.5h, the composite liner containing GCL 1-2 exhibited a $2.41 \times 10^{-8} \text{ m}^3/\text{s}$ flow rate value with a GCL deformation of 6.39 % while the composite liner containing GCL2-2 exhibited a of $1.58 \times 10^{-6} \text{ m}^3/\text{s}$ flow rate value for a deformation of 3.98 %. The hydration of GCLs (Fig. 7), directly correlated to the granulometric form of the bentonite (granular v.s powdered) affect the swelling kinetics of GCLs (Fig. 8) and consequently the flow rate reduction through GCLs (Fig. 9). This latter is thus affected by the form of the bentonite in addition to its mass per unit area of bentonite. Correlation obtained between deformations and water contents of GCLs on the one hand and between flow rate evolution and deformation of GCLs on the other hand independently from the GCL type must be readjusted by testing supplementary GCLs samples in order to be validated and approved as a behavior law of composite liner as a function of GCLs hydromechanical behavior.

5. CONCLUSION

The contributions of swelling and water content during GCL hydration to the understanding of transient hydraulic behavior of composite liners containing a damaged geomembrane and a GCL were investigated. Decimeter scale measurements were made on two different GCLs: one containing granular sodium bentonite and the other containing powdered sodium bentonite. Flow rate reduction trends could be correlated to the mass per unit area of dry bentonite in the GCL, which is supported by previous references.

. For average water content in the GCL specimens, different trends were observed as regards the evolution of the hydration into GCL specimens according to the bentonite granulometry into GCL specimens. It was proved that granular bentonite provided a faster hydration with a faster deformation (swelling) than powdered bentonite, resulting in a faster flow rate reduction in composite liner configuration. However, for both GCLs, deformation follows the same law as a function of water content and the flow as a function of deformation follows also the same decreasing power law. An equation was proposed for this power law, valid for the two GCLs, and which has to be confirmed for other GCLs and different experimental conditions (time service, confining stress, and hydraulic head).

REFERENCES

- AFNOR. (1996). Geotextiles and Geotextile-Related Products. Determination of Thickness at Specified Pressures. Part 2 : Procedure for Determination of Thickness of Single Layers of Multilayer Products *NF EN ISO 9863-2*
- AFNOR. (2004). Géosynthétiques – Méthodes D'essai Pour La Détermination De La Masse Surfaccique Des Barrières Géosynthétiques Argileuses (in French) *NF EN 14196*.
- AFNOR. (2008). Geosynthetic Barriers — Determination of the Swelling, Flow and Permeability Characteristics of Geosynthetic Clay Liners (Gcl) Using an Oedopermeameter — Characterisation Test and Performance Test *NF P 84-705*.
- AFNOR. (2006). Geosynthetics — Determination of the Thickness at Specified Pressure, Part 1: Individuals Layers *EN ISO 9863-1*.
- ASTM. (2012). Standard Test Methods for Laboratory Compaction Characteristics of Soil Using Modified Effort *D1557*. West Conshohocken, Pennsylvania, USA.: American Society for testing and Materials (ASTM).
- ASTM. (2013). Standard Test Methods for Density and Specific Gravity (Relative Density) of Plastics by Displacement *D4318*. West Conshohocken, Pennsylvania, USA.: American Society for testing and Materials (ASTM).
- Bannour, H. (2014). *Evaluation Des Transferts Advectifs À Travers Les Étanchéités Composites Géomembranes-Géosynthétiques Bentonitiques Des Barrières De Fonds D'installations De Stockage De Déchets*. Université de Grenoble.
- Bannour, H., Barral, C., Touze-Foltz, N. (2015b). Altered Geosynthetic Clay Liners: Effect on the Hydraulic Performance of Composite Liners. *European journal of environmental and civil engineering, (under revision)*.
- Bannour, H., Barral, C., Touze-Foltz, N. . (2013a). *Flow Rate in Composite Liners Including Gcls and a Bituminous Geomembrane*. Paper presented at the Proceedings of the 3rd International Conference on Geotechnical Engineering S5-9, Hamamet, Tunisia.
- Bannour, H., Touze-Foltz, N. (2015a). Flow-Rate Measurements in Meter-Size Multicomponent Geosynthetic Clay Liners *Geosynthetics International, 21 (Accepted for publication in 2015)*.
- Bannour, H., Touze-Foltz, N., Courté, A. , von Maubeuge, K. P. (2013b). Interface Transmissivity Measurement in Multicomponent Geosynthetic Clay Liners. *Current and Future Practices for the Testing of Multi-Component Geosynthetic Clay Liners. Kent P. von Maubeuge and J. P. Kline, Eds., STP 1562, 47–61*.
- Barroso, M., Lopes, M., Bergamini, G. (2010). *Effect of the Waste Pressure on Fluid Migration through Geomembrane Defects*. Paper presented at the Proceedings 9 ICG, Guarujá, Brazil.
- Barroso, M., Touze-Foltz, N., von Maubeuge, K. (2008). *Influence of the Textured Structure of Geomembrane on the Flow Rate through Geomembrane Gcl Composite Liners*. Paper presented at the EuroGeo4.
- Barroso, M., Touze-Foltz, N., von Maubeuge, K., Pierson, P. (2006a). Laboratory Investigation of Flow Rate through Composite Liners Consisting of a Geomembrane, a Gcl and a Soil Liner. *Geotextiles and Geomembranes, 24(3), 139-155*.
- Giroud, J. P., Bonaparte, R. (1989). Leakage through Liners Constructed with Geomembranes .2. Composite Liners. *Geotextiles and Geomembranes, 8(2), 71-111*. doi: 10.1016/0266-1144(89)90022-8

- Mendes, M. J. A., Touze-Foltz, N., Palmeira, E. M., Pierson, P. (2010). Influence of Structural and Material Properties of Gcls on Interface Flow in Composite Liners Due to Geomembrane Defects. *Geosynthetics International*, 17(1), 34-47.
- Rowe, R.K., Abdellaty, K. (2013). Leakage and Contaminant Transport through a Single Hole in the Geomembrane Component of a Composite Liner. *Journal of geotechnical and geoenvironmental engineering*, 139, 357-366.
- Touze-Foltz, N., Darlot, O., Barroso, M. (2002). *Experimental Investigation of the Influence of the Pre-Hydration of Gcls on the Leakage Rates through Composite Liners*. Paper presented at the Proceedings of the International Symposium on Geosynthetic Clay Barriers, Nuremberg, Germany.
- Touze-Foltz, N., Duquennoi, C., Gaget, E. (2006b). Hydraulic and Mechanical Behavior of Gcls in Contact with Leachate as Part of a Composite Liner. *Geotextiles and Geomembranes*, 24(3), 188-197. doi: <http://dx.doi.org/10.1016/j.geotexmem.2006.01.004>
- Vangpaisal, T., Bouazza, A. (2004). Gas Advective Flux of Partially Saturated Geosynthetic Clay Liners *Advances in Transportation and Geoenvironmental Systems Using Geosynthetics* (pp. 54-67).
- von Maubeuge, K.P. (2014). *Investigation of Bentonite Mass Per Unit Area Requirements for Geosynthetic Clay Liners*. Paper presented at the 10th International Conference on Geosynthetics, Berlin.

Table 1 Properties of measured GCLs.

| GCL | Cover/carrier Geotextile | Initial water content (%) | Hydraulic conductivity at 10 kPa confining stress (NF P84-705) (m/s) | Initial thickness under 50 kPa (EN ISO 9863-2) (mm) | Measured total dry mass per unit area of bentonite in specimen (EN 14196) (kg/m ²) |
|-------|-----------------------------|---------------------------|--|---|--|
| GCL 1 | W-NW | 14 | 2.56×10^{-11} | 7.315 | ≈ 5.55 |
| GCL 2 | W-NW | 12 | 1.51×10^{-11} | 7.215 | ≈ 4.72 |

Table 2 Properties of CCL adapted from Barroso *et al.* (2006a). K_{CCL} is the hydraulic conductivity of the soil composing the CCL, PI is the plasticity index, ω_L is the liquid limit, ω_{OPT} is the optimum moisture content, ω_P is the plastic limit, γ_{dmax} is the maximum dry density.

| Percent fines (%) | Percent clay (%) | Atterberg limits (ASTM, 2013) | | Proctor modified (ASTM, 2012) | | K_{CCL} (m/s) |
|-------------------|------------------|-------------------------------|----------------|-------------------------------|--------------------------------------|---------------------|
| | | ω_L (%) | ω_P (%) | ω_{OPT} (%) | γ_{dmax} (kN/m ³) | |
| 73.6 | 40.5 | 54.2 | 23.7 | 13.6 | 19.1 | 8×10^{-11} |

Table 3 Summary of flow measurements with measurement duration, final water content, and deformations at 2 kPa and 50 kPa of confining stress. Δh is the swelling of the GCL specimen and h_0 is the initial thickness of the GCL specimen.

| GCL specimen | Measurement duration (h) | Final flow Q (m^3/s) | Final average water content ω (%) | Final deformation $\Delta h/h_0$ (2 kPa) (%) | Final deformation $\Delta h/h_0$ (50 kPa) (%) |
|--------------|--------------------------|--|--|--|---|
| GCL 1-1 | 0.25 | 8.65×10^{-08} | 61 | 4.46 | 5.51 |
| GCL 1-2 | 0.5 | 2.41×10^{-08} | 74 | 4.85 | 6.39 |
| GCL 1-3 | 1 | 2.18×10^{-08} | 79 | 9.64 | 8.57 |
| GCL 1-4 | 5.82 | 1.71×10^{-08} | 72 | 13.59 | 8.74 |
| GCL 1-5 | 24 | 1.60×10^{-09} | 88 | 18.39 | 15.18 |
| GCL 1-6 | 689 | 1.15×10^{-11} | 110 | 34.54 | 19.88 |
| GCL 2-1 | 0.25 | 1.25×10^{-06} | 28 | 0.24 | 1.22 |
| GCL 2-2 | 0.5 | 1.58×10^{-06} | 30 | 1.96 | 3.98 |
| GCL 2-3 | 1 | 2.99×10^{-07} | 37 | 2.25 | 5.24 |
| GCL 2-4 | 5.5 | 1.04×10^{-07} | 62 | 5.47 | 7.11 |
| GCL 2-5 | 24 | 4.93×10^{-08} | 87 | 22.32 | 16.11 |
| GCL 2-6 | 773 | 3.18×10^{-10} | 124 | 63.12 | 34.90 |

Table 4 Appearance of GCL cross section at end of measurements.

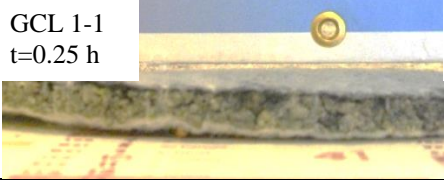

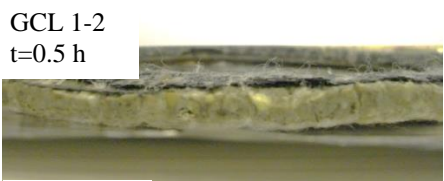



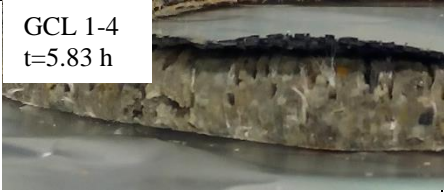

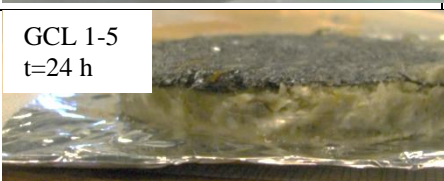

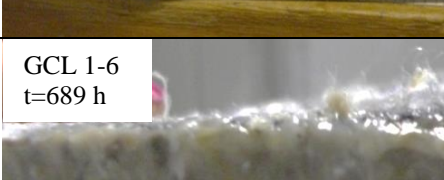

| Measur ement | GCL 1 specimen at end of measurement | GCL 2 specimen at end of measurement |
|-----------------|---|--|
| 1 | GCL 1-1 t=0.25 h  | GCL 2-1 t=0.25 h  |
| 2 | GCL 1-2 t=0.5 h  | GCL 2-2 t=0.5 h  |
| 3 | GCL 1-3 t=1 h  | GCL 2-3 t=1 h  |
| 4 | GCL 1-4 t=5.83 h  | GCL 2-4 t=5.5 h  |
| 5 | GCL 1-5 t=24 h  | GCL 2-5 t=24 h  |
| 6 | GCL 1-6 t=689 h  | GCL 2-6 t=773 h  |

Table 5 flow dynamics as a function of the swell of GCL 1 and GCL 2

| Equation | Regression coefficient R^2 |
|--|------------------------------|
| $\text{Log} (\Delta h/h_0)=1.4903 e^{0.0244\omega}$ | 0.8912 |
| $Q_{(GCL1,GCL2)}=3\times 10^{-5} (\Delta h/h_0)^{-3.14}$ | 0.7926 |

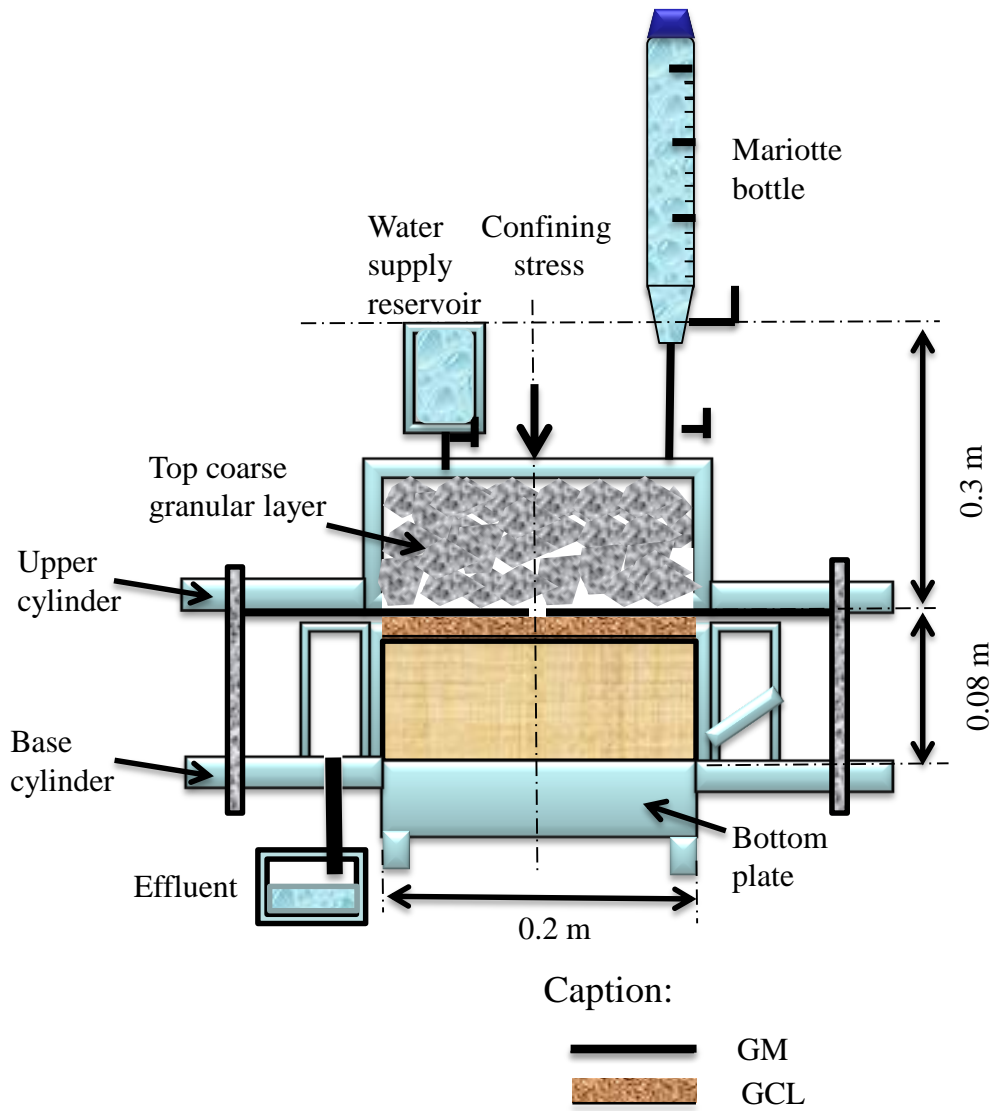


Fig. 1. Representation of flow rate test apparatus

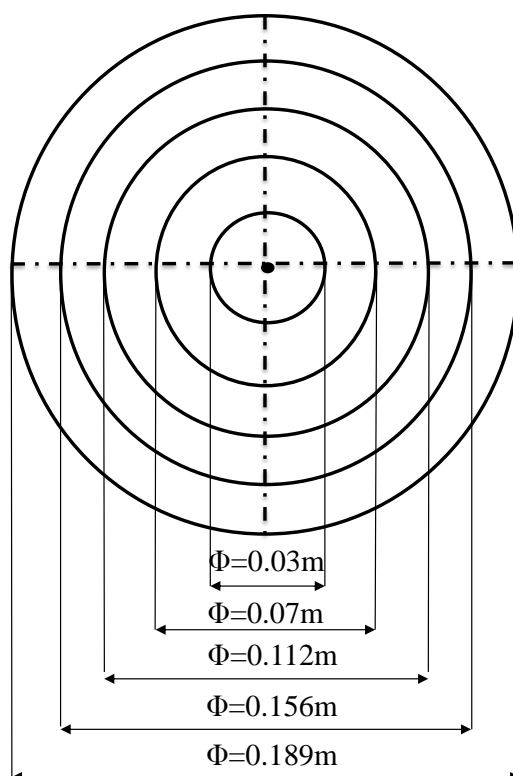


Fig. 2. Axisymmetric sampling plan for GCL specimens

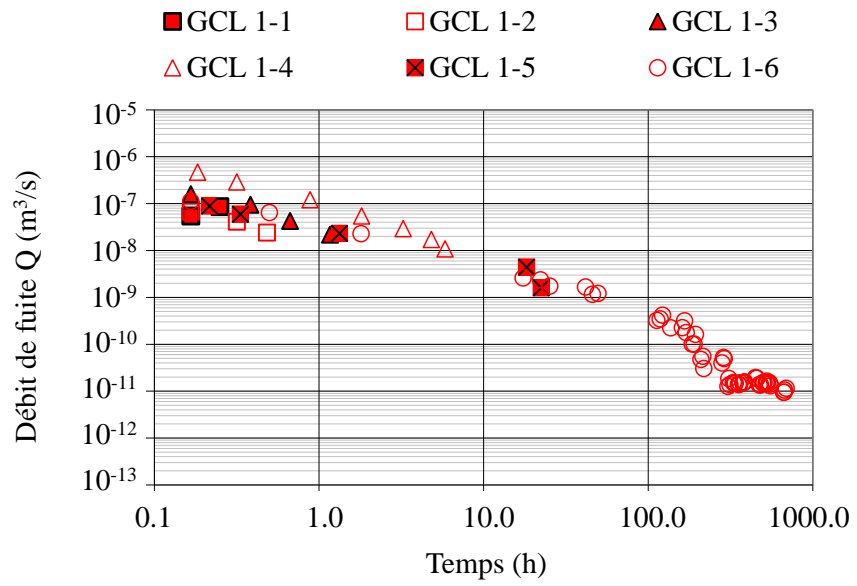


Fig. 3. Flow dynamics for GCL 1 for the various measurement durations

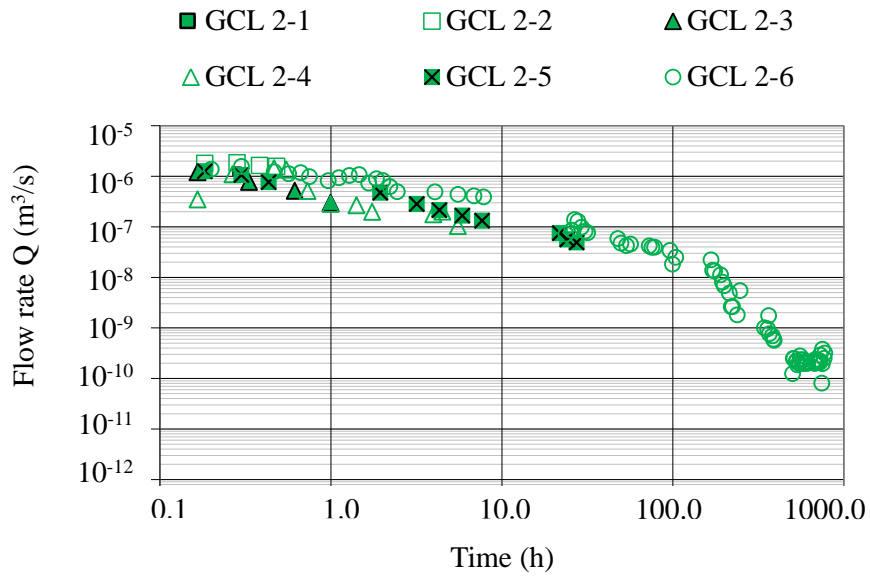


Fig. 4. Flow dynamics for GCL 2 for the various measurement durations

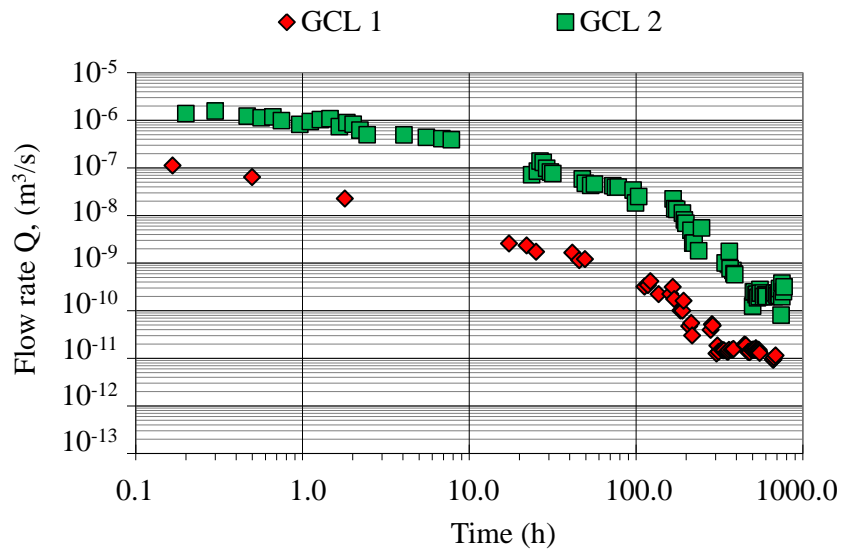


Fig. 5. Flow dynamics for GCL 1 and GCL 2

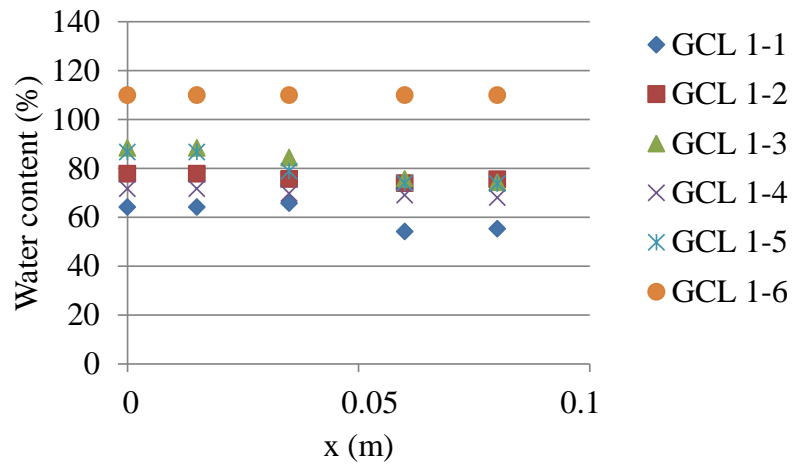


Fig. 6. Water content distributions for GCL 1 specimens as a function of radial distance from hole in GM and for several measurement durations

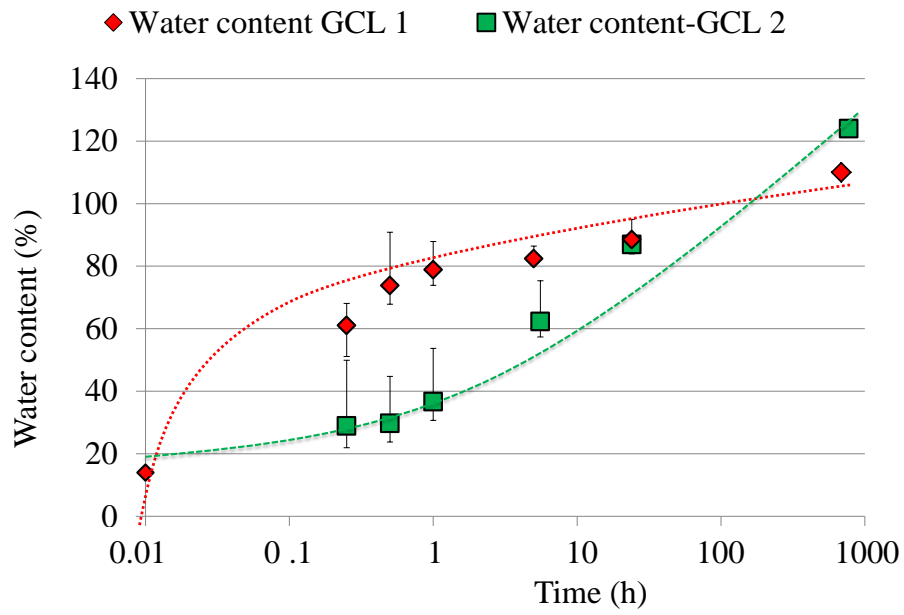
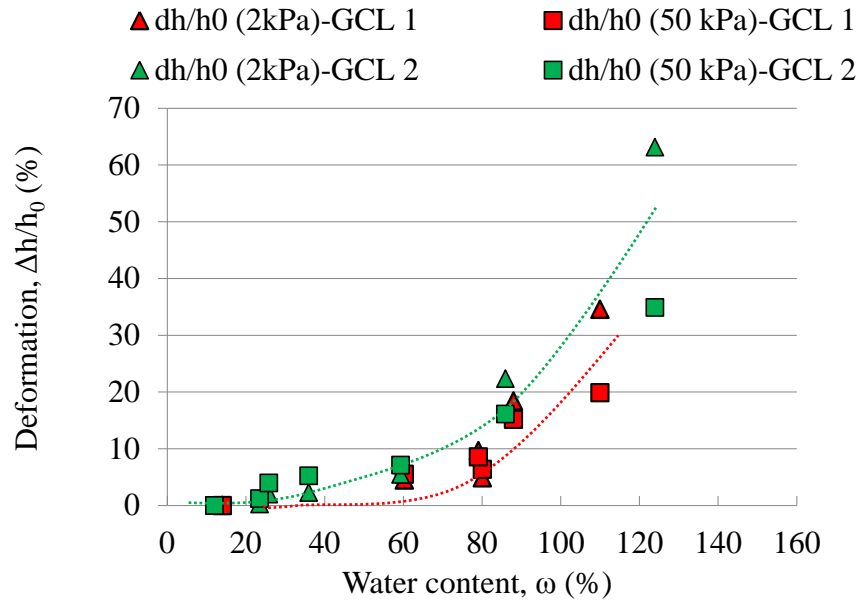
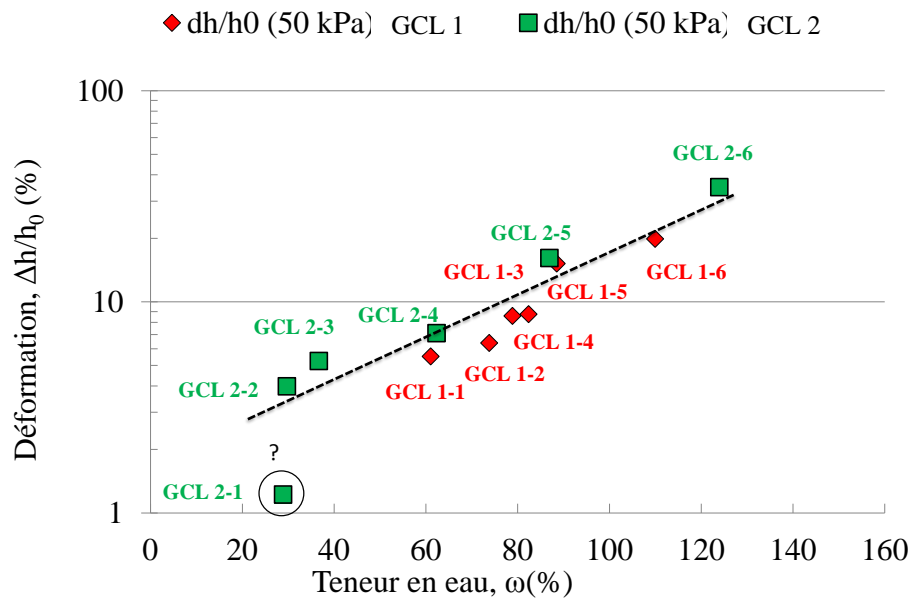


Fig. 7. Water content for GCL 1 and GCL 2 as a function of time



(a)



(b)

Fig. 8. Deformation (dh/h_0) of GCL 1 and GCL 2 specimens as a function of water content

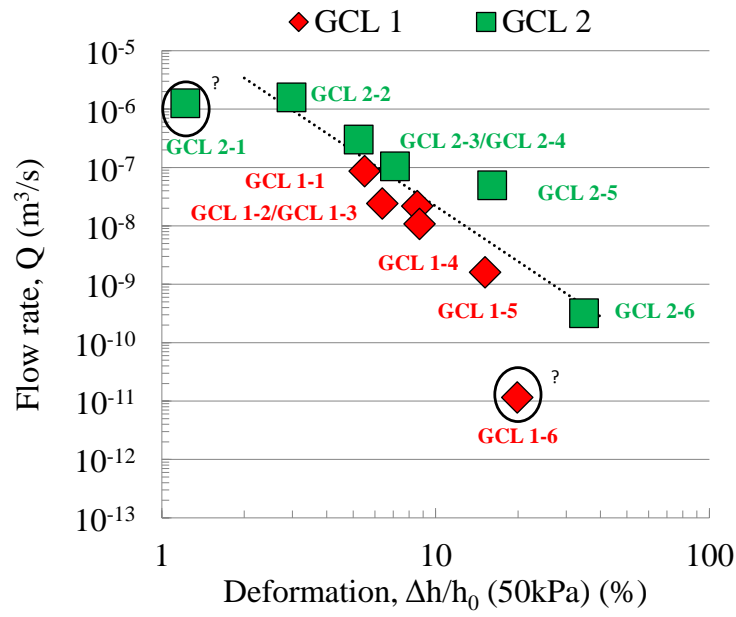


Fig. 9. Flow as a function of GCL swelling for GCL 1 and GCL 2

VIII.1.2 Principaux résultats et conclusions

VIII.1.3

Dans cette étude, nous avons étudié l'impact du comportement des GSB durant leur phase d'hydratation (en termes d'augmentation de la teneur en eau et de la déformation) sur la réduction du débit de fuite à travers les étanchéités composites GM-GSB dans le cas de l'existence d'un défaut dans la GM. Les évolutions des débits de fuite à travers les étanchéités composites, des teneurs en eaux et des déformations au sein des GSB nous ont permis de préciser que :

- La réduction du débit de fuite peut être corrélée à la structure de fabrication du GSB, au type de géotextile en contact avec la GM mais également à la masse surfacique de la bentonite constitutive des GSB. En effet, plus la masse surfacique est importante plus la réduction du débit de fuite est prononcée comme suggérée dans la bibliographie ;
- La distribution de la bentonite influe sur les cinétiques d'hydratation des GSB. De ce fait, Il a été prouvé qu'une bentonite granulaire s'hydrate (donc gonfle) plus rapidement qu'une bentonite en poudre ce qui engendre par conséquent une plus rapide réduction du débit de fuite;
- la relation entre le logarithme de la déformation et la teneur en eau demeure unique pour les deux GSB testés, indépendamment de la nature de la bentonite ou de la structure du GSB. Cette nouvelle relation dans le processus de compréhension des mécanismes de transfert à travers les étanchéités composites reste à confirmer pour d'autres natures de bentonites (la calcique par exemple) ;
- le débit de fuite augmente également selon la même tendance comme une fonction puissance avec la déformation du GSB (pour les deux GSB testé). Il existe donc un retard entre l'hydratation du GSB et le déclenchement du processus de réduction du débit de fuite lié au gonflement de la bentonite.

Il reste maintenant à déterminer d'impact du régime transitoire sur les transferts l'influence du régime transitoire sur les transferts à moyen et long terme dans les étanchéités composites. C'est l'objet du chapitre IX : ce chapitre présente une étude permettant de quantifier les erreurs susceptibles d'être faites dans les calculs actuels d'impact des fuites de contaminants sur l'environnement. Ces calculs sont en effet effectués en considérant des valeurs de débits de fuite mesurées en régime permanent au travers des étanchéités composites.

CHAPITRE IX IMPACT DU RÉGIME TRANSITOIRE SUR L'ESTIMATION DES TRANSFERTS A TRAVERS LES ETANCHEITES COMPOSITES

IX.1 Introduction

Les études d'impact sur l'environnement effectuées pour les étanchéités composites GM-GSB avec quantification des transferts advectifs et diffusifs se basent sur la prise en compte des valeurs de débits de fuite liés aux transferts advectifs mesurés durant le régime permanent. Cependant des données de la littérature (Barroso et al. 2006, Touze-Foltz et al. 2006) ainsi qu'une partie des travaux réalisés dans le cadre de cette thèse (chapitre VI) ont clairement montré que le régime transitoire peut durer plusieurs mois dans les expérimentations réalisées à l'échelle métrique et qu'il peut présenter des débits de fuites largement supérieurs à ceux mesurés durant le régime permanent comme le montrent les résultats présentés sur la figure IX-1. Ainsi, les valeurs de débits de fuite mesurées durant le régime transitoire peuvent être très variables comme indiqué sur la figure IX-1 où les débits de fuite enregistrés pour un GSB vieilli sont trois ordres de grandeur plus grands que pour un GSB vierge sur une durée minimale de 500 h (voir Chapitre VII). Ceci peut aboutir à des différences non négligeable entre les volumes réellement infiltrés en tenant compte du régime transitoire noté V_t et les volumes prédits en ne prenant en compte que la valeur du débit durant le régime permanent V_p .

Il semble donc important de se poser la question de l'impact du régime transitoire sur les transferts à travers les étanchéités composites GM-GSB. Nous proposons donc dans ce dernier chapitre de comparer les volumes d'infiltration cumulés sur une, dix ou trente années en prenant en compte le régime transitoire dans le calcul, ou en se contentant d'une estimation à partir des volumes obtenus en régime permanent. Dans la suite de ce chapitre nous présentons la méthodologie adoptée en vue de calculer les volumes infiltrés avec ou sans prise en compte du régime transitoire pour des durées de 1, 10 et 30 ans. Les données proviennent de résultats expérimentaux de plus de 50 expérimentations de transmissivité d'interface pour différentes conditions d'essais. Nous allons comparer par la suite les volumes infiltrés sur les différentes périodes en prenant en compte le régime transitoire dans le calcul avec les volumes obtenus en régime permanent.

IX.2 Méthodologie adoptée

Cette étude se base sur une comparaison des volumes cumulés infiltrés dans l'étanchéité composite avec ou sans prise en compte du régime transitoire pour des durées variables de 1, 10 et 30 ans (la dernière durée correspond à la durée de service d'une ISDnD). Pour ce faire, une synthèse des volumes infiltrés provenant de résultats expérimentaux de plus de 50 expérimentations de transmissivité d'interface pour différentes conditions d'essais a été réalisée. On représente sur la figure IX-1 les résultats de mesure du débit de fuite pour une étanchéité composite renfermant le GSB 3 présenté dans le chapitre VII. Le volume infiltré V_t correspond à l'aire située sous la courbe représentative du débit de fuite en fonction du temps comme indiqué à la figure IX-1 et peut être défini par l'équation IX-1 :

$$V_t = \int_0^{t_f} Q dt + Q_f (T - t_f) \quad \text{Équation IX-1}$$

Avec Q le débit de fuite à un temps t donné, Q_f le débit de fuite enregistré en régime permanent ; T la durée de temps fixée (1, 10 ou 30 ans).

Ce volume V_t sera comparé au volume V_p , correspondant à un calcul de volume sans prise en compte de la phase transitoire et défini par l'équation IX-2 :

$$V_p = Q_f T \quad \text{Équation IX-2}$$

On observe sur la figure IX-1 que les débits infiltrés dans des étanchéités composites durant le régime transitoire peuvent être 3 ordres de grandeur plus forts que par rapport au débit enregistré durant le régime permanent ($3.83 \times 10^{-8} \text{ m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$ v.s. $2.52 \cdot 10^{-11} \text{ m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$). Cette constatation indique donc qu'il y aurait potentiellement une sous-estimation des débits de fuite si l'on ne considère que la valeur du débit infiltré durant le régime permanent pour une durée donnée.

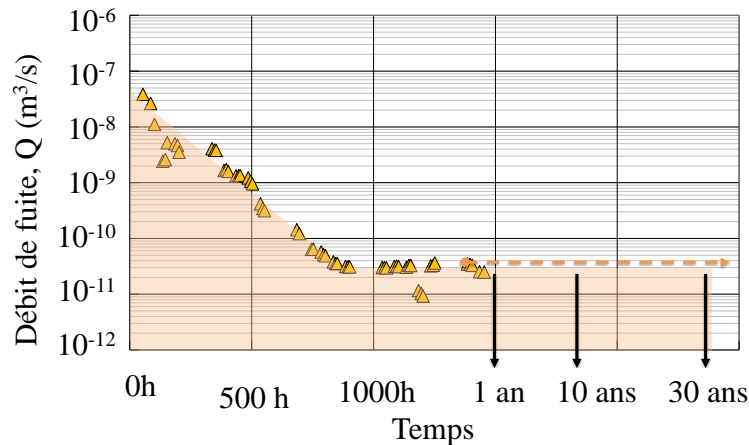


Figure IX-1 : Evolution temporelle du débit de fuite à travers une étanchéité composite renfermant un GSB vierge (GCL 3) et un GSB vieilli (GCL 1) et processus d'évaluation des débits réellement infiltrés (extrait du chapitre VII)

IX.3 Données de calculs

Les données de calculs proviennent de résultats expérimentaux de mesure du débit de fuite de plus d'une cinquantaine de combinaisons d'étanchéités composites et de conditions expérimentales différentes (conductivité hydraulique du GSB K_{GSB} , contrainte de confinement σ , Masse surfacique de bentonite, durée de service, taille du défaut et charge hydraulique h_w). Ces données proviennent de la littérature (Barroso et al. 2006 ; 2008 ; 2010 ; Mendes et al. 2010 ; Bannour et al. 2013a ; b ; 2014b) et de résultats acquis pendant la thèse. Ces données sont synthétisées dans le tableau IX-1.

Tableau IX-1 : Synthèse des résultats expérimentaux utilisés dans les calculs des volumes infiltrés en fonction des conditions d'essais

| Auteurs | K_{GSB} (m/s) | σ (kPa) | Masse surfacique de la bentonite M_b ($kg \cdot m^{-2}$) | Durée de service (an) | r_o (m) | h_w (m) |
|-----------------------|------------------------|----------------|--|-----------------------|-----------|-----------|
| (BR et al. 2006a) T1 | $5,00 \times 10^{-11}$ | 50 | 4,67 | | 0,002 | 0,3 |
| (BR et al. 2006a) T2 | $5,00 \times 10^{-11}$ | 50 | 4,67 | | 0,002 | 1,2 |
| (BR et al. 2006a) T3 | $5,00 \times 10^{-11}$ | 200 | 4,67 | | 0,002 | 0,3 |
| (BR et al. 2006a) T4 | $5,00 \times 10^{-11}$ | 200 | 4,67 | | 0,002 | 1,2 |
| (BR et al. 2006a) T5 | $5,00 \times 10^{-11}$ | 50 | 4,67 | | 0,002 | 0,3 |
| (BR et al. 2006a) T6 | $5,00 \times 10^{-11}$ | 50 | 4,67 | | 0,002 | 1,2 |
| (BR et al. 2006a) T7 | $5,00 \times 10^{-11}$ | 200 | 4,67 | | 0,002 | 0,3 |
| (BR et al. 2006a) T8 | $5,00 \times 10^{-11}$ | 200 | 4,67 | | 0,002 | 1,2 |
| (BR et al. 2006a) T9 | $5,00 \times 10^{-11}$ | 50 | 4,67 | | 0,002 | 0,3 |
| (BR et al. 2006a) T10 | $5,00 \times 10^{-11}$ | 50 | 4,67 | | 0,002 | 0,3 |
| (BR et al. 2006a) T11 | $5,00 \times 10^{-11}$ | 25 | 4,67 | | 0,002 | 0,3 |
| (BR et al. 2006a) T12 | $5,00 \times 10^{-11}$ | 25 | 4,67 | | 0,002 | 0,3 |
| (BR et al. 2006a) T13 | $5,00 \times 10^{-11}$ | 50 | 5,00 | | 0,002 | 1,2 |
| (BR et al. 2006a) T14 | $5,00 \times 10^{-11}$ | 50 | 5,00 | | 0,002 | 0,3 |

| Auteurs | K_{GSB} (m/s) | σ (kPa) | Masse surfacique bentonite M_b (kg.m ⁻²) | Durée de service (an) | r_o (m) | h_w (m) |
|-----------------------|------------------------|----------------|--|-----------------------|-----------|-----------|
| (BR et al. 2006a) T15 | $5,00 \times 10^{-11}$ | 200 | 5,00 | | 0,002 | 0,3 |
| (BR et al. 2006a) T16 | $5,00 \times 10^{-11}$ | 200 | 5,00 | | 0,002 | 1,2 |
| (BR et al. 2006a) T17 | $5,00 \times 10^{-11}$ | 50 | 5,00 | | 0,002 | 0,3 |
| (BR et al. 2006a) T18 | $5,00 \times 10^{-11}$ | 50 | 5,00 | | 0,002 | 1,2 |
| (BR et al. 2006a) T19 | $5,00 \times 10^{-11}$ | 200 | 5,00 | | 0,002 | 0,3 |
| (BR et al. 2006a) T20 | $5,00 \times 10^{-11}$ | 200 | 5,00 | | 0,002 | 1,2 |
| TF et al. (2006a) T1 | $1,60 \times 10^{-11}$ | 50 | 5,30 | | 0,002 | 0,3 |
| TF et al. (2006a) T2 | $1,60 \times 10^{-11}$ | 50 | 5,30 | | 0,002 | 0,3 |
| (BR et al. 2008) T1 | $3,70 \times 10^{-11}$ | 50 | 4,67 | | 0,002 | 0,3 |
| (BR et al. 2008) T2 | $3,70 \times 10^{-11}$ | 50 | 4,67 | | 0,002 | 0,3 |
| (BR et al. 2008) T3 | $3,70 \times 10^{-11}$ | 50 | 4,67 | | 0,002 | 0,3 |
| (BR et al. 2008) T4 | $3,70 \times 10^{-11}$ | 50 | 4,67 | | 0,002 | 0,3 |
| (BR et al. 2010) T1 | $4,10 \times 10^{-11}$ | 25 | 4,76 | | 0,002 | 0,3 |
| (BR et al. 2010) T2 | $1,10 \times 10^{-11}$ | 50 | 4,76 | | 0,002 | 0,3 |
| (BR et al. 2010) T3 | $1,30 \times 10^{-11}$ | 75 | 4,76 | | 0,002 | 0,3 |
| (BR et al. 2010) T4 | $2,30 \times 10^{-11}$ | 100 | 4,76 | | 0,002 | 0,3 |
| (BR et al. 2010) T5 | $3,00 \times 10^{-11}$ | 150 | 4,76 | | 0,002 | 0,3 |
| (BR et al. 2010) T6 | $3,80 \times 10^{-11}$ | 200 | 4,76 | | 0,002 | 0,3 |
| (M et al. 2010) T1 | $3,20 \times 10^{-11}$ | 50 | 5,13 | | 0,002 | 0,3 |
| (M et al. 2010) T2 | $3,20 \times 10^{-11}$ | 50 | 5,13 | | 0,005 | 0,3 |
| (M et al. 2010) T3 | $6,90 \times 10^{-10}$ | 50 | 10,30 | | 0,002 | 0,3 |
| (M et al. 2010) T4 | $3,20 \times 10^{-11}$ | 50 | 10,30 | | 0,005 | 0,3 |
| (M et al. 2010) T5 | $1,60 \times 10^{-11}$ | 50 | 7,00 | | 0,002 | 0,3 |
| (M et al. 2010) T6 | $5,80 \times 10^{-8}$ | 50 | 5,43 | | 0,002 | 0,3 |
| (BN et al. 2013b) T1 | $2,08 \times 10^{-11}$ | 50 | 4,83 | | 0,002 | 0,3 |
| (BN et al. 2013b) T2 | $2,66 \times 10^{-11}$ | 50 | 5,69 | | 0,002 | 0,3 |
| (BN et al. 2013b) T3 | $2,08 \times 10^{-11}$ | 50 | 5,04 | | 0,002 | 0,3 |
| (BN et al. 2013b) T4 | $2,08 \times 10^{-11}$ | 50 | 4,83 | | 0,002 | 0,3 |
| (BN et al. 2013b) T5 | $2,66 \times 10^{-11}$ | 50 | 5,69 | | 0,002 | 0,3 |
| (BN et al. 2013b) T6 | $2,08 \times 10^{-11}$ | 50 | 5,04 | | 0,002 | 0,3 |
| (BN et al. 2013b) T7 | $2,08 \times 10^{-11}$ | 50 | 4,83 | | 0,002 | 0,3 |
| (BN et al. 2013b) T8 | $2,66 \times 10^{-11}$ | 50 | 5,69 | | 0,002 | 0,3 |
| (BN et al. 2013b) T9 | $2,08 \times 10^{-11}$ | 50 | 5,04 | | 0,002 | 0,3 |
| (BN et al. 2013a) T1 | $1,77 \times 10^{-11}$ | 50 | 5,83 | | 0,002 | 0,3 |
| (BN et al. 2013a) T2 | $1,77 \times 10^{-11}$ | 50 | 5,83 | | 0,002 | 0,3 |
| (BN et al. 2013a) T3 | $6,90 \times 10^{-10}$ | 50 | 8,10 | | 0,002 | 0,3 |
| (BN et al. 2013a) T4 | $6,90 \times 10^{-10}$ | 50 | 8,10 | | 0,002 | 0,3 |
| (BN et al. 2014b) T1 | $5,55 \times 10^{-6}$ | 50 | 5,19 | 5,8 | 0,002 | 0,3 |
| (BN et al. 2014b) T2 | $4,83 \times 10^{-6}$ | 50 | 5,20 | 5,8 | 0,002 | 0,3 |
| (BN et al. 2014b) T3 | $3,65 \times 10^{-6}$ | 50 | 5,90 | 4,8 | 0,002 | 0,3 |
| (BN et al. 2014b) T4 | $4,90 \times 10^{-7}$ | 50 | 2,60 | 20 | 0,002 | 0,3 |
| (BN et al. 2014b) T5 | $2,56 \times 10^{-11}$ | 50 | 5,55 | | 0,002 | 0,3 |
| (BN et al. 2014b) T6 | $1,51 \times 10^{-11}$ | 50 | 4,72 | | 0,002 | 0,3 |
| (BN et al. 2014b) T7 | $1,51 \times 10^{-11}$ | 50 | 4,72 | | 0,002 | 0,3 |

BR : Barroso ; TF : touze-Foltz ; M : Mendes ; BN : Bannour

IX.4 Résultats

Le tableau IX-2 présente les pourcentages d'écart E_T entre les volumes réellement infiltrés dans la barrière V_t (en considérant les volumes infiltrés durant les régimes transitoire et permanent) et les volumes prédits V_p (en considérant uniquement les volumes infiltrés durant le régime permanent) sur 1, 10 et 30 ans tel que

$$E_T = \frac{V_t - V_p}{V_t} \times 100 \text{ à } T \text{ donné (1, 10 et 30 ans)} \quad \text{Équation IX-3}$$

On notera que ces différences varient entre 0,59 et 99,89 pour une année de durée de service, entre 0,06 et 98,96 pour 10 ans de durée de service et entre 0,02 et 96,90 pour 30 ans de durée de service. En regardant le tableau IX-2, on remarque que pour toutes les conditions d'essais, on sous-estime les volumes infiltrés à travers la barrière en ne tenant compte que du régime permanent. Ce résultat est logique puisque le débit décroît dans toutes les expérimentations au cours du temps.

Tableau IX-2 : Valeurs des pourcentages de différence entre les volumes réellement infiltrés dans la barrière (en considérant les volumes infiltrés durant le régime transitoire et permanent) et les volumes prédits (en considérant uniquement les volumes infiltrés durant le régime permanent)

| Auteurs | $E_{1 \text{ an}}(\%)$ | $E_{10 \text{ an}}(\%)$ | $E_{30 \text{ an}}(\%)$ |
|-----------------------|------------------------|-------------------------|-------------------------|
| (BR et al. 2006a) T1 | 92,83 | 56,41 | 30,14 |
| (BR et al. 2006a) T2 | 96,13 | 71,29 | 45,28 |
| (BR et al. 2006a) T3 | 93,81 | 60,24 | 33,56 |
| (BR et al. 2006a) T4 | 99,89 | 98,95 | 96,90 |
| (BR et al. 2006a) T5 | 89,49 | 45,98 | 22,10 |
| (BR et al. 2006a) T6 | 97,52 | 79,75 | 56,76 |
| (BR et al. 2006a) T7 | 61,17 | 13,61 | 4,99 |
| (BR et al. 2006a) T8 | 84,61 | 35,48 | 15,49 |
| (BR et al. 2006a) T9 | 93,30 | 58,19 | 31,69 |
| (BR et al. 2006a) T10 | 99,84 | 98,39 | 95,31 |
| (BR et al. 2006a) T11 | 98,01 | 83,11 | 62,13 |
| (BR et al. 2006a) T12 | 95,14 | 66,17 | 39,47 |
| (BR et al. 2006a) T13 | 88,67 | 43,89 | 20,68 |
| (BR et al. 2006a) T14 | 97,39 | 78,85 | 55,42 |

| Auteurs | $E_{1\text{ an}}(\%)$ | $E_{10\text{ an}}(\%)$ | $E_{30\text{ an}}(\%)$ |
|-----------------------|-----------------------|------------------------|------------------------|
| (BR et al. 2006a) T15 | 79,48 | 27,92 | 11,44 |
| (BR et al. 2006a) T16 | 66,45 | 16,53 | 6,19 |
| (BR et al. 2006a) T17 | 53,83 | 10,44 | 3,74 |
| (BR et al. 2006a) T18 | 95,36 | 67,27 | 40,66 |
| (BR et al. 2006a) T19 | 31,40 | 4,38 | 1,50 |
| (BR et al. 2006a) T20 | 60,46 | 13,26 | 4,85 |
| TF et al. (2006a) T1 | 13,72 | 1,57 | 0,53 |
| TF et al. (2006a) T2 | 98,21 | 84,57 | 64,63 |
| (BR et al. 2008) T1 | 93,25 | 58,00 | 31,52 |
| (BR et al. 2008) T2 | 93,66 | 59,64 | 33,00 |
| (BR et al. 2008) T3 | 93,66 | 59,64 | 33,00 |
| (BR et al. 2008) T4 | 99,25 | 92,99 | 81,56 |
| (BR et al. 2010) T1 | 83,12 | 33,00 | 14,10 |
| (BR et al. 2010) T2 | 88,93 | 44,55 | 21,12 |
| (BR et al. 2010) T3 | 25,52 | 3,31 | 1,13 |
| (BR et al. 2010) T4 | 32,76 | 4,65 | 1,60 |
| (BR et al. 2010) T5 | 28,25 | 3,79 | 1,30 |
| (BR et al. 2010) T6 | 13,49 | 1,54 | 0,52 |
| (M et al. 2010) T1 | 85,92 | 37,89 | 16,90 |
| (M et al. 2010) T2 | 98,49 | 86,71 | 68,50 |
| (M et al. 2010) T3 | 65,81 | 16,14 | 6,03 |
| (M et al. 2010) T4 | 17,37 | 2,06 | 0,70 |
| (M et al. 2010) T5 | 27,84 | 3,71 | 1,27 |
| (M et al. 2010) T6 | 29,37 | 3,99 | 1,37 |
| (BN et al. 2013b) T1 | 19,78 | 2,41 | 0,82 |
| (BN et al. 2013b) T2 | 16,15 | 1,89 | 0,64 |
| (BN et al. 2013b) T3 | 34,50 | 5,00 | 1,73 |
| (BN et al. 2013b) T4 | 3,24 | 0,33 | 0,11 |
| (BN et al. 2013b) T5 | 57,45 | 11,90 | 4,31 |
| (BN et al. 2013b) T6 | 74,63 | 22,73 | 8,93 |
| (BN et al. 2013b) T7 | 62,07 | 14,07 | 5,17 |
| (BN et al. 2013b) T8 | 94,39 | 62,72 | 35,93 |
| (BN et al. 2013b) T9 | 46,04 | 7,86 | 2,77 |
| (BN et al. 2013a) T1 | 73,70 | 21,89 | 8,54 |

| Auteurs | $E_{1\text{ an}}(\%)$ | $E_{10\text{ an}}(\%)$ | $E_{30\text{ an}}(\%)$ |
|----------------------|-----------------------|------------------------|------------------------|
| (BN et al. 2013a) T2 | 75,89 | 23,94 | 9,50 |
| (BN et al. 2013a) T3 | 20,52 | 2,52 | 0,85 |
| (BN et al. 2013a) T4 | 0,59 | 0,06 | 0,02 |
| (BN et al. 2014b) T1 | 95,24 | 66,70 | 40,04 |
| (BN et al. 2014b) T2 | 94,34 | 62,48 | 35,70 |
| (BN et al. 2014b) T3 | 26,53 | 3,49 | 1,19 |
| (BN et al. 2014b) T4 | 88,98 | 44,67 | 21,20 |
| (BN et al. 2014b) T5 | 52,68 | 10,02 | 3,58 |
| (BN et al. 2014b) T6 | 16,08 | 1,88 | 0,63 |
| (BN et al. 2014b) T7 | 83,70 | 33,93 | 14,61 |

La figure IX-2 représente la distribution (exprimée en %) des pourcentages d'écart E_T entre les volumes infiltrés en tenant compte du régime transitoire et les volumes prédits en ne tenant compte que du régime permanent pour les durées fixées de 1, 10 et 30 ans. On remarque que celle-ci varie de façon importante : Pour une durée fixée à 1 an, nous avons 34 % des cas étudiés qui présente un écart entre 90% et 100%, donc une sous-estimation équivalente du débit réellement infiltrés à travers la barrière. Cet écart diminue au cours du temps pour atteindre moins de 5% pour une durée de calcul de 30 ans.

Une étude a été entreprise par la suite afin de classer les facteurs potentiellement favorables à augmenter les débits en régime transitoire (comme le vieillissement des GSB, aspect mentionné dans le chapitre VII). Les différents facteurs (conductivité hydraulique du GSB K_{GSB} , contrainte de confinement σ , Masse surfacique de bentonite, durée de service, taille du défaut et charge hydraulique h_w) n'ont pas pu être classés selon le degré d'impact sur les volumes infiltrés durant le régime transitoire. Aucune tendance entre les résultats liés à la nature de la GM ou à l'échelle de mesure et les écarts E_T n'a pu également être déterminée.

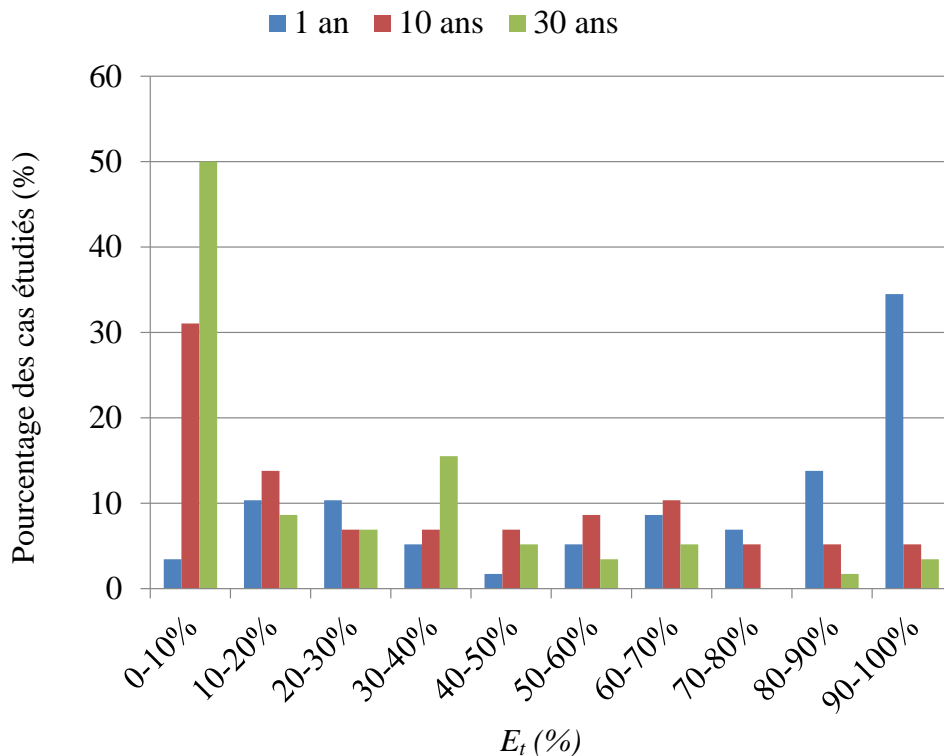


Figure IX-2 : Distribution des différences relatives entre les débits réels et prédits en fonction des pourcentages des cas étudiés pour des durées de 1, 10 et 30 ans

IX.5 Conclusion

Afin d'améliorer la prévision des transferts de la barrière vers l'environnement, les résultats présentés dans ce chapitre dressent une synthèse des volumes infiltrés dans l'étanchéité composite pour plus d'une cinquantaine de cas issus d'expérimentations menées dans des études antérieures et dans le cadre de cette thèse. Ceux-ci, prenant en compte la décroissance du débit au cours du régime transitoire ont été comparés aux volumes infiltrés calculés en supposant que la valeur obtenue au régime permanent peut seule être prise en compte. On a démontré que la non prise en compte du régime transitoire dans la prédiction des fuites à travers les étanchéités composite sous-estime les volumes d'eau réellement infiltrés dans la barrière pour des durées de prévision de 1, 10 et 30 ans. Cette sous-estimation se dissipe au cours du temps : en passant de 1 à 30 années de durées de calculs, elle diminue de 34% à moins de 5 % des cas étudiés pour $90\% < E_T < 100\%$. Il n'en demeure pas moins que le régime transitoire doit être pris en compte pour une prédiction réaliste et rigoureuse des fuites à travers la barrière.

Cette étude pourra être complétée dans la suite par l'étude du calcul des surfaces des GSB impactées par les transferts dans la même logique de comparaison des écarts entre le rayon mouillé réel et prédits. Cette étude supplémentaire permettra d'une part de renseigner sur

l'impact du régime transitoire sur les transferts à travers les étanchéités composites et d'autre part d'améliorer la prévision des transferts de la barrière vers l'environnement en évaluant les surfaces impactées par les écoulements par rapports à la taille du défaut et à l'échelle de l'ouvrage.

L'objectif de cette dernière partie est double :

- améliorer la compréhension des phénomènes affectant le comportement hydraulique et contribuant à réduire le débit de fuite à travers les étanchéités composites en réalisant des essais de mesure du débit de fuite et en évaluant les variations de la teneur en eau et du gonflement du GSB ;
- évaluer l'impact du régime transitoire sur les transferts à travers les étanchéités composites GM-GSB. Ceci permettra d'améliorer la prévision des fuites au travers de la barrière vers l'environnement ainsi que de vérifier la pertinence des calculs actuels réalisés dans le cadre d'études d'impact sur l'environnement effectuées pour les étanchéités composites (basés sur la prise en compte uniquement des valeurs de débits de fuite mesurées en régime permanent). Ceci a été réalisé en calculant les écarts entre les volumes réellement infiltrés en tenant compte du régime transitoire et les volumes prédits en ne prenant en compte que la valeur du débit durant le régime permanent.

L'étude présentée dans le chapitre VIII a pu prouver les points suggérés dans la bibliographie : La masse surfacique et la distribution granulométrique de la bentonite interviennent dans la réduction du débit de fuite à travers les étanchéités composites. Par ailleurs, malgré que les deux GSB présentent des cinétiques d'hydratation différentes, ils adoptent la même tendance sur leurs comportement hydromécanique (relation déformation-teneur en eau) et la même tendance sur la réduction du débit de fuite en fonction de la déformation du GSB. Ces nouvelles relations, quantifiées dans le processus de compréhension des mécanismes de transferts à travers les étanchéités composites, restent à confirmer pour d'autres natures de bentonites (la calcique par exemple).

A l'issue de cette étude, on ne peut pas donner de préconisations sur la meilleure performance des GSB testés en étanchéités composites (le GSB 1 qui s'hydrate le plus rapidement ou le GSB 2 celui qui gonfle le plus) vu que les conditions expérimentales sont très limitées dans le temps (quelques dizaines d'heures). On ne peut donc pas avoir une vision claire des transferts à long terme. Avant de tirer des conclusions pertinentes sur l'impact de la granulométrie de la bentonite sur les transferts, il convient d'expérimenter d'autres types de bentonites, de structure de GSB ou plus finement différentes conditions expérimentales de site (durées, contrainte de confinement, charge hydraulique).

Dans le dernier chapitre IX, nous avons démontré que des écarts importants (pouvant dépasser les 90%) ont été trouvés entre les volumes réellement infiltrés en tenant compte du régime transitoire et les volumes prédits en ne prenant en compte que la valeur du débit durant le régime permanent mêmes sur de longues périodes (30 ans). Ceci prouve que le régime

transitoire doit être pris en compte pour une prédiction réaliste et rigoureuse des fuites à travers la barrière. Les calculs actuels réalisés dans le cadre d'études d'impact sur l'environnement effectuées pour les étanchéités composites doivent être révisés afin de prédire correctement les fuites.

Conclusion générale

Synthèse des résultats

Une barrière de fond d'installation de stockage de déchets non dangereux (ISDnD) est soumise à des normes environnementales renforcées exprimées en termes d'une épaisseur et d'une perméabilité minimale. Cette réglementation a pour but de limiter la pollution du milieu naturel par infiltration et de garantir une parfaite réhabilitation du site après sa phase d'exploitation de 30 ans. Cependant, malgré le fait que le recours à une étanchéité synthétique i.e. géomembrane (GM) et une étanchéité minérale i.e. une barrière argileuse qui peut être renforcée par un géosynthétique bentonitique (GSB) constitue, en théorie, une solution fiable dans la constitution de la barrière de fond d'ISDnD en termes de minimisation des transferts, il a été démontré que durant la phase de construction ou d'exploitation, des défauts inévitables peuvent apparaître dans la GM qui sont autant de passages préférentiels d'écoulement pour les lixiviats. Ces écoulements vont venir au contact du GSB et pénétrer dans le sol et les nappes phréatiques sous-jacentes ce qui peut nuire à l'environnement. Il est important de quantifier correctement les transferts advectifs à travers les étanchéités composites GM-GSB de fond d'ISDnD.

Cependant, l'inaccessibilité de la GM rend difficile l'estimation réelle des fuites et différentes méthodes ont émergé dans le passé en vue de prédire les débits de fuites et les transmissivités d'interface dans les étanchéités composites en se rapportant principalement au régime permanent.

La synthèse bibliographique effectuée dans la première partie de cette thèse a permis de mettre en évidence les différents paramètres affectant le comportement des étanchéités composites en régime permanent. Ces éléments ont permis d'évaluer l'effet du facteur échelle ainsi que l'effet de certains paramètres, hydrauliques (charges hydraulique, préhydratation), chimiques (échanges cationiques, nature de la bentonite) et mécaniques (structure du GSB ou son mode d'assemblage, contrainte de confinement, état de surface de la GM) sur les performances hydrauliques des étanchéités composites GM-GSB en terme de débits de fuite et de transmissivité d'interface en régime permanent. Les paramètres qui montrent un réel effet sur les valeurs de débits de fuites et de transmissivité d'interface sont la charge hydraulique appliquée sur le défaut et la nature du contact GM-GSB ainsi que la nature de la bentonite constitutive du GSB. Les sollicitations mécaniques, chimiques et climatiques ne semblent pas avoir un effet sur le long terme ce qui prouve que l'étanchéité composite

présente un comportement symbiotique permettant une forte interaction hydraulique entre la GM et le GSB.

Cependant la cinétique d'évolution du débit de fuite au cours du temps a été quantifiée et s'est avérée décroissante avec le temps avant d'attendre une valeur permanente. La synthèse bibliographique indique donc un manque d'investigation important du régime transitoire sans expliquer explicitement les mécanismes qui le gouvernent.

Cette thèse principalement expérimentale avec une partie numérique apporte des éléments nouveaux pour parfaire la quantification des transferts à travers les étanchéités composites GM-GSB de fond d'installations de stockage de déchets en prenant en compte le régime transitoire par la caractérisation des mécanismes de transferts. Une étude de l'influence du régime transitoire sur les transferts à moyen et long terme a permis d'évaluer la pertinence des calculs actuels réalisés dans le cadre d'études d'impact sur l'environnement effectuées pour les étanchéités composites.

En vue d'améliorer la compréhension des mécanismes de transferts dans les étanchéités composites une quantification des courbes de rétention des GSB lors de leur hydratation sous le confinement généré par les déchets a été entreprise dans la partie 2. On peut conclure ici que le confinement généré par les déchets réduit le gonflement du GSB lors de son hydratation principalement pour des succions inférieures à 2,8 MPa ce qui permet de diminuer sa conductivité hydraulique à saturation. L'originalité de cette étude est qu'elle introduit le concept de surfaces d'états via des formulations mathématiques de la courbes de rétention d'eau prenant en compte l'effet du confinement sur les résultats de rétention d'eau des GSB . Ce concept jamais introduit pour les GSB illustre l'ensemble des évolutions possibles des variables d'états pour tout chemin de sollicitations mécaniques ou hydrauliques.

Cette étude expérimentale a été complétée par une quantification des transferts à travers les étanchéités composites en prenant en compte le caractère hétérogène du GSB. Cette étude numérique a fourni de précieux renseignements sur la réduction des débits de fuite qui s'est avérée dépendante des courbes de rétention respectives du géotextile et de la bentonite. En effet, à part le fait de contenir la bentonite et de promouvoir la résistance aux efforts de traction, le géotextile contribue à la réduction des débits de fuite grâce sa faible perméabilité une fois désaturé.

Par ailleurs, nous avons voulu comprendre davantage les phénomènes régissant les transferts à l'interface des étanchéités composites dans la partie 3. Cette compréhension est passée par une étude de l'influence de la qualité de contact entre la GM et le GSB. Cette partie nous a

permis de conclure que la qualité de la GM (en lien avec la rugosité, rigidité, épaisseur) en plus de l'altération chimique, physique et hydraulique des GSB par leur environnement, conduisant à augmenter la conductivité hydraulique du GSB de 4 à 5 ordres de grandeurs, affectent partiellement les transferts dans les étanchéités composites GM-GSB en augmentant les débits de fuite observés en régime transitoire sans avoir des effets significatifs sur les débits de fuites observés en régime permanent.

Finalement dans la partie 4, nous avons essayé d'affiner la compréhension des phénomènes responsables de la réduction des débits de fuite en régime transitoire à travers les expérimentations de transmissivités d'interface à différentes durée de mesure. Nous avons pu confirmer que la masse surfacique et la distribution granulométrique de la bentonite interviennent dans la réduction du débit de fuite à travers les étanchéités composites. Par ailleurs, malgré que les deux GSB présentent des cinétiques d'hydratation différentes, ils adoptent la même tendance sur leurs comportement hydromécanique (relation déformation-teneur en eau) et la même tendance sur la réduction du débit de fuit en fonction de la déformation du GSB. Ces nouvelles relations, quantifiées dans le processus de compréhension des mécanismes de transferts à travers les étanchéités composites, restent à confirmer pour d'autres natures de bentonites (la calcique par exemple).

Cependant, pour toutes les configurations d'étanchéités testées (dans la littérature et dans ce travail de thèse) nous avons montré que le régime transitoire, non pris en compte dans la prédiction actuelle des transferts à travers les étanchéités composites, augmente les valeurs des volumes infiltrés dans la barrière par rapport aux prédictions actuelles. La phase transitoire durant laquelle une réduction des débits de fuites à travers la barrière d'étanchéité composite est observée, doit être prise en compte dans les calculs de fuites pour une prédiction réaliste et rigoureuse des fuites à travers la barrière.

En définitif, les différents travaux issus de cette thèse ont permis de révéler l'importance de prendre en compte le régime transitoire pour une quantification réaliste des fuites à travers la barrière. Par ailleurs, une amélioration de la compréhension des mécanismes de transferts en lien avec les caractéristiques des produits (gonflement de la bentonite selon une loi) et les sollicitations du site (désaturation du géotextile par les succions exercées par la bentonite) a pu être effectuée.

Perspectives de recherches

On ne dispose pas à l'heure actuelle d'un outil de prévision globale des transferts à travers les étanchéités composites prenant en compte les paramètres propriétés hydro-mécaniques du GSB (gonflement, courbes de rétention et perméabilité non saturée de la bentonite et du géotextile sous contrainte). D'ailleurs, le paramètre important dans la prévision des transferts à travers les étanchéités composite n'est pas le volume des fuites collectées mais la concentration du liquide effluent. Par conséquent, afin de modéliser le véritable impact de la barrière vers l'environnement, il faut impérativement coupler les phénomènes hydrauliques, mécaniques et chimiques dans des conditions climatiques et thermiques du site.

La quantification des transferts advectifs à travers les étanchéités composites pourra alors être couplée avec d'autres travaux sur les transferts diffusifs de manière à pouvoir finaliser la quantification des transferts à l'échelle de la barrière.

Recommandations pratiques

A l'issue de cette étude, la démonstration de l'importance du confinement du GSB sur site à travers le chapitre V renforce et les recommandations appelant à confiner rapidement les GSB après leur mise en place afin qu'ils acquièrent rapidement toute leurs capacités d'étanchéité. A défaut de pouvoir confiner rapidement le GSB, il est recommandé de recourir à des structures plus confinées (thermoliage, aiguilletage renforcée) lors de la fabrication des GSB. Ceci permettra de limiter l'expansion de la bentonite et d'assurer une étanchéité optimale dans le cas d'existence de défaut sur la GM. Le confinement permet également de limiter les risques de dessiccation et d'apparitions de fissures de retrait. La masse surfacique supérieure à 5 kg/m^2 est également nécessaire afin d'assurer des débits de fuite plus faibles d'une étanchéité composite. Un compromis est donc sans doute à trouver entre un confinement initial assez important et une masse surfacique suffisante de la bentonite.

Par ailleurs, opter pour des GM plus souple en étanchéités composites de fond d'ISDND peut se révéler une solution efficace pour lutter contre les problèmes liés à la rigidité des GM en PEHD (défaut de soudure, vu que la rigidité de la GM n'affecte pas les transferts advectifs dans le cas de l'existence d'un défaut dans la GM. Toutefois cette propriété de souplesse seule ne suffit pas. On devra s'assurer de la résistance chimique de ces matériaux et de leur capacité à limiter les transferts diffusifs.

Pour finir, outre les barrières composites de fond d'installations de stockage de déchets, d'autres types d'étanchéités composites (renfermant des GM bitumineuses, des géofilms)

peuvent être adaptée pour des applications hydrauliques comme solutions alternatives aux GM en PEHD en évitant au mieux tous les problèmes liés à la rigidité de la GM (manutention, assemblage, forme de l'ouvrage etc.).

Références bibliographiques

- Abuel Naga, H. et Bouazza, A. (2010). A Novel Laboratory Technique to Determine the Water Retention Curve of Geosynthetic Clay Liners. *Geosynthetics International*, 17(5), 313-322.
- ADEME. (2012). Chiffre Clés Déchets: Agence de l'environnement et de la maîtrise d'énergie.
- AFNOR. (1996). Geotextiles and Geotextile-Related Products. Determination of Thickness at Specified Pressures. Part 2 : Procedure for Determination of Thickness of Single Layers of Multilayer Products *NF EN ISO 9863-2*
- AFNOR. (2004). Géosynthétiques – Méthodes D'essai Pour La Détermination De La Masse Surfaccique Des Barrières Géosynthétiques Argileuses (in French) *NF EN 14196*.
- AFNOR. (2006a). Geosynthetics — Terms and Definitions *NF EN ISO 10318*.
- AFNOR. (2008). Geosynthetic Barriers — Determination of the Swelling, Flow and Permeability Characteristics of Geosynthetic Clay Liners (Gcl) Using an Oedopermeameter — Characterisation Test and Performance Test *NF P 84-705*.
- AFNOR. (2013). Géomembranes — Dictionnaire Des Termes Relatifs Aux Géomembranes *NF P 84-500* (pp. 13 p).
- AFNOR. (2006b). Geosynthetics — Determination of the Thickness at Specified Pressure, Part 1: Individual Layers *EN ISO 9863-1*.
- ASTM. (2012). Standard Test Methods for Laboratory Compaction Characteristics of Soil Using Modified Effort *D1557*. West Conshohocken, Pennsylvania, USA.: American Society for testing and Materials (ASTM).
- ASTM. (2013). Standard Test Methods for Density and Specific Gravity (Relative Density) of Plastics by Displacement *D4318*. West Conshohocken, Pennsylvania, USA.: American Society for testing and Materials (ASTM).
- Bannour, H., Barral, C. et Touze-Foltz, N. (2014b). Altered Geosynthetic Clay Liners: Effect on the Hydraulic Performance of Composite Liners. *Geosynthetics international*, 21 (under revision).
- Bannour, H., Barral, C. et Touze-Foltz, N. . (2013a). *Flow Rate in Composite Liners Including Gcls and a Bituminous Geomembrane*. Paper presented at the Proceedings of the 3rd International Conference on Geotechnical Engineering S5-9, Hamamet, Tunisia.
- Bannour, H., Goblet, P., Mendes, M. et Touze-Foltz, N. (2014c). Numerical Study of Advective Flow through Composite Liners *Géotechnique Letters (Under revision)*.
- Bannour, H., Touze-Foltz, N., Courté, A. et von Maubeuge, K. P. (2013b). Interface Transmissivity Measurement in Multicomponent Geosynthetic Clay Liners. *Current and Future Practices for the Testing of Multi-Component Geosynthetic Clay Liners*. Kent P. von Maubeuge and J. P. Kline, Eds., *STP 1562*, 47–61.
- Barbour, S Lee. (1998). Nineteenth Canadian Geotechnical Colloquium: The Soil-Water Characteristic Curve: A Historical Perspective. *Canadian Geotechnical Journal*, 35(5), 873-894. doi: doi:10.1139/t98-040
- Barroso, M. (2005). *Fluid Migration through Geomembrane Seams and through the Interface between Geomembrane and Geosynthetic Clay Liner*. University Joseph Fourier of Grenoble (France) and University of Coimbra (Portugal).
- Barroso, M., Lopes, M. et Bergamini, G. (2010). *Effect of the Waste Pressure on Fluid Migration through Geomembrane Defects*. Paper presented at the Proceedings 9 ICG, Guaruja, Brazil.
- Barroso, M., Touze-Foltz, N. et Saidi, F. (2006). Validation of the Use of Filter Paper Suction Measurements for the Determination of Gcls Water Retention Curves *Geosynthetics, Vols 1-4* (pp. 171-174).
- Barroso, M., Touze-Foltz, N. et Saidi, F. (2006b). Validation of the Use of Filter Paper Suction Measurements for the Determination of Gcls Water Retention Courbe. *Geosynthetics Int*, 1(4), 171-174.
- Barroso, M., Touze-Foltz, N. et von Maubeuge, K. (2008). *Influence of the Textured Structure of Geomembrane on the Flow Rate through Geomembrane Gcl Composite Liners*. Paper presented at the EuroGeo4.
- Barroso, M., Touze-Foltz, N., von Maubeuge, K. et Pierson, P. (2006a). Laboratory Investigation of Flow Rate through Composite Liners Consisting of a Geomembrane, a Gcl and a Soil Liner. *Geotextiles and Geomembranes*, 24(3), 139-155.
- Beddoe, R. A., Take, W. A. et Rowe, R. K. (2010). Development of Suction Measurement Techniques to Quantify the Water Retention Behaviour of Gcls. *Geosynthetics International*, 17(5), 301-312.

- Beddoe, R. A., Take, W. A. et Rowe, R. K. (2011). Water-Retention Behavior of Geosynthetic Clay Liners. *Journal of geotechnical and geoenvironmental engineering*, 1028-1038.
- Benson, C. H. (2013). *Impact of Subgrade Water Content on Cation Exchange and Hydraulic Conductivity of Geosynthetic Clay Liners in Composite Barriers*.
- Berroir, G., Weber, F. et Moreau, G. . (1997). *Performance of Bottom Lining Systems in a Msw Landfill*. Paper presented at the Sardinia'97, Sixth International Landfill Symposium, Santa Margherita, Pula, Cagliari, Italy.
- Bonaparte, R., Daniel, D.E. et Koerner, R.M. (2002). *Assesment and Recommendations for Improving the Performance of Waste Containment Systems* (pp. 260). Cincinnati, OH, USA: USEPA Report EPA/600/R-02/099.
- Bonaparte, R. et Gross, B. A. (1993). *Ldcrs Flow from Double-Lined Landfills and Surface Impoundments* (pp. 65). Cincinnati, OH, USA: USEPA Report EPA/600/SR-93/070.
- Bonaparte, R., Othman, M.A., Rad, N.S., Swan, R.H. et Vander Linde, D.L. . (1996). *Evaluation of Various Aspects of Gcl Performance* (pp. F1-F34). Cincinnati, OH, USA: Appendix F in report of 1995 Workshop on geosynthetic clay liners, D.E. Daniel & H.B. Scranton, USEPA Report EPA/600/R-96/149.
- Bouazza, A. et Vangpaisal, T. (2007). Gas Transmissivity at the Interface of a Geomembrane and the Geotextile Cover of a Partially Hydrated Geosynthetic Clay Liner. *Geosynthetics International*, 14, 316-319. <http://www.icevirtuallibrary.com/content/article/10.1680/gein.2007.14.5.316>
- Bouazza, A., Zornberg, J., McCartney, J. et Nahlawi, H.s. (2006). Significance of Unsaturated Behaviour of Geotextiles in Earthen Structures. *Australian Geomechanics*, 41(3), 133-142.
- Breul, B., Huru, M. et Palolahti, A. (2008). *Use of Bituminous Geomembrane (Bgm) Liner for Agnico Eagle Mine in Kittila (Finland)*. Paper presented at the Proceedings of The 4th European Geosynthetics Conference, Scotland.
- Broad, M. et Laine, D.L. (1995). Coralling Liner Nightmares. *MSW Management*(Nov./Dec. 95), 40-48.
- Brown, K.W., Thomas, J.C. et Lytton, R.L. (1987). Quantification of Leakage Rates through Holes in Landfill Liners. *US EPA Report CR810940*.
- Cartaud, F., Goblet, P. et Touze-Foltz, N. (2005). Numerical Simulation of the Flow in the Interface of a Composite Bottom Liner. *Geotextiles and Geomembranes*, 23(6), 513-533.
- Cartaud, F. et Touze-Foltz, N. (2004). *Influence of Geotextiles at the Interface of Landfill Bottom Composite Liners*. Paper presented at the Eurogeo 3, Third European Conference on Geosynthetics, Munich.
- CFG. (2011). *Recommandations Pour L'utilisation Des Géosynthétiques Bentonitiques Dans Les Installations De Stockage De Déchets*.
- Chai, J. C., Miura, N. et Hayashi, S. (2005). Large-Scale Tests for Leachate Flow through Composite Liner Due to Geomembrane Defects. *Geosynthetics International*, 12(3), 134-144. doi: 10.1680/gein.12.3.134.65377
- Code-Permanent-Environnement-et-Nuisances. (1997). *Arrêté Du 9 Septembre 1997. Décharges D'ordures Ménagères – Décharges Existantes Et Nouvelles Installations De Stockage De Déchets Ménagers Et Assimilés. Bulletin 235 Du 15 Septembre 1997*.
- Colucci, P. et Lavagnolo, M.C. (1995, Octobre 2-6). *Three Years Field Experience in Electrical Control of Synthetic Landfill Liners*, Cagliari, Italy.
- Daniel, D.E., Shan, H-Y. et Anderson, J.D. (1993). *Effects of Partial Wetting on the Performance of the Bentonite Component of a Geosynthetic Clay Liner*. Paper presented at the Proceedings of Geosynthetics'93, St. Paul, USA.
- Darilek, G.T. et Miller, L. V. (1998). *Comparison of Dye Testing and Electrical Leak Location Testing of a Solid Waste Liner System*. Paper presented at the Proceedings of Sixth International Conference on Geosynthetics, Atlanta, USA.
- Delage, P. et Cui, Y.J. (2000). L'eau Dans Les Sols Non Saturés. *Techniques de l'Ingénieur, C 301*, 1-20.
- Egloffstein, T.A. (2001). Natural Bentonites-Influence on the Ion Exchange and Partial Desiccation on Permeability and Self-Healing Capacity of Bentonites Used in Gcls. *Geotextiles and Geomembranes*, 19, 427-444.
- Estornell, P. et Daniel, D.E. (1992). Hydraulic Conductivity of Three Geosynthetic Clay Liners. *Journal of Geotechnical Engineering*, 18(10), 1592-1606.

- Feeney, M. T. et Maxson, A.E. (1993). *Field Performance of Double-Liner Systems in Landfills*. Paper presented at the Geosynthetics'93, Vancouver, Canada.
- Foose, G. J., Benson, C. H. et Edil, T. B. (2001). Predicting Leakage through Composite Landfill Liners. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 127(6), 510-520. doi: 10.1061/(asce)1090-0241(2001)127:6(510)
- Fredlund, D.G. et Rahardjo, H. (1993). *Soil Mechanics for Unsaturated Soils*.
- Fredlund, D.G. et Xing, A. (1994). Equations for the Soil–Water Characteristic Curve. *Canadian Geotechnical Journal* 31, 533-546.
- Fukuoka, M. (1986). *Large Scale Permeability Test for Geomembrane Subgrade System*. Paper presented at the Third International Conference on Geotextiles, Vienne, Autriche.
- Gaillard, G., Croissant, C. et Touze-Foltz, N. (2011). *Évaluation De La Protection Contre L'endommagement Des Géomembranes En Pehd*. Paper presented at the Rencontres géosynthétiques.
- Geoval. (1994). Validation through Model Testing. *Proceedings of an NEA/ SKI Symposium*.
- Giroud, J. P. (1997). Equations for Calculating the Rate of Liquid Migration through Composite Liners Due to Geomembrane Defects. *Geosynthetics International*, 4(3-4), 335-348.
- Giroud, J. P. et Bonaparte, R. (1989). Leakage through Liners Constructed with Geomembranes .2. Composite Liners. *Geotextiles and Geomembranes*, 8(2), 71-111. doi: 10.1016/0266-1144(89)90022-8
- Giroud, J. P., Khatami, A. et Badu-Tweneboah, K. (1989). Evaluation of the Rate of Leakage through Composite Liners. *Geotextiles and Geomembranes*, 8(4), 337-340. doi: [http://dx.doi.org/10.1016/0266-1144\(89\)90016-2](http://dx.doi.org/10.1016/0266-1144(89)90016-2)
- Giroud, J. P. et Touze-Foltz, N. (2005). Equations for Calculating the Rate of Liquid Flow through Geomembrane Defects of Uniform Width and Finite or Infinite Length. *Geosynthetics International*, 12(4), 191-204.
- Gitirana, G. F. N. et Fredlund, D. G. (2004). Soil-Water Characteristic Curve Equation with Independent Properties. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 130(2), 209–212.
- Goblet, P. (2002). *Programme Metis: Simulation D'écoulement Et De Transport En Milieu Poreux Et Fracturé-Notice De Conception*. Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris.
- Grim, R.E. . (1962). *Applied Clay Mineralogy*. New York, NY: McGraw Hill.
- Gross, B. A., Bonaparte, R. et Giroud, J.P. (1990). Evaluation of Flow from Landfill Leachate Detection Layer. *Proceedings 4th International Conference on Geotextiles, geomembranes and related products*(2), 481-486.
- GSE. (2001). *The Gse Gundseal Gcl Design Manual*. Gundle/Slt Environmental. Inc., Houston, TX, USA.
- Hanson, J.L., Risken, J.L. et Yesiller, N. (2013). *Moisture-Suction Relationship for Geosynthetic Clay Liners*. Paper presented at the Proceedings of the 18th conference on soil mechanics and geotechnical engineering, Paris, france.
- Harpur, W.A., Wilson-Fahmy, R.F. et Koerner, R.M. (1993). *Evaluation of the Contact between Geosynthetic Clay Liners and Geomembranes in Terms of Transmissivity*. Paper presented at the Geosynthetic Liner Systems: Innovations, Concerns and Design, Proceedings of a Geosynthetic Liner Systems Seminar held in Philadelphia, USA.
- Iryo, T. et Rowe, R. K. (2003). On the Hydraulic Behavior of Unsaturated Nonwoven Geotextiles. *Geotextiles and Geomembranes*, 21(6), 381-404.
- Journal-Officiel-de-la-République-Française. (2002a). *Arrêté Du 31 Décembre 2001 Modifiant L'arrêté Du 9 Septembre 1997 Relatif Aux Décharges Existantes Et Aux Installations De Stockage De Déchets Ménagers Et Assimilés. Jo Du 2 Mars 2002*.
- Journal-Officiel-de-la-République-Française. (2002b). *Arrêté Du 3 Avril 2002 Modifiant L'arrêté Du 31 Décembre 2001 Modifiant L'arrêté Du 9 Septembre 1997 Relatif Aux Décharges Existantes Et Aux Installations De Stockage De Déchets Ménagers Et Assimilés. Jo Du 19 Avril 2002*.
- Journal-Officiel-de-la-République-Française. (2006). *Arrêté Du 19 Janvier 2006 Modifiant L'arrêté Du 9 Septembre 1997 Modifié Relatif Aux Installations De Stockage De Déchets Ménagers Et Assimilés. Jo Du 16 Mars 2006*.
- Koerner, G.R. et Koerner, R.M. (2002). *Geomembrane Leakage Arising Form Broken Needles with Gcls*. Paper presented at the Proceedings International Symposium on Geosynthetic Clay Barriers, Nuremberg, Germany.

- Laine, D.L. (1991). *Analysis of Pinehole Seam Leaks Located in Geomembrane Liners Using the Electrical Leak Location Method: Case Histories*. Paper presented at the Proceedings of Geosynthetics'91, Atlanta, USA.
- Laine, D.L. et Mosley, N.G. (1993). *Leak Location Survey of a Soil Covered Geomembrane at a Landfill Site in the Uk*. Paper presented at the Proceedings of GREEN'93.
- Likos, W. J. et Lu, N. (2003). Automated Humidity System for Measuring Total Suction Characteristics of Clay. *Geotechnical Testing Journal*, 26(2), 1-12.
- Lloret, A. et Alonso, E.E. (1985). *State Surface for Partially Saturated Soils*. Paper presented at the Proceedings of the 11th ICSMFE, San Francisco.
- Lu, N. et Likos, W. J. (2004). *Unsaturated Soil Mechanics*. Wiley, New York.
- Marcial, D., Delage, P. et Cui, Y.J. (2002). On the High Stress Compression of Bentonites. *Canadian Geotechnical Journal*, 39, 812-820.
- MEEDDAT. (2009). Guide De Recommandations, À L'usage Des Tiers Experts, Pour L'évaluation De L'équivalence En Étanchéité De Site De Stockage De Déchets. Version 2 (pp. 52 p): Ministère de l'environnement.
- Mendes, M. J. A., Touze-Foltz, N., Palmeira, E. M. et Pierson, P. (2010). Influence of Structural and Material Properties of Gcls on Interface Flow in Composite Liners Due to Geomembrane Defects. *Geosynthetics International*, 17(1), 34-47.
- Nosko, V., Andrezal, T., Gregor, T. et Ganier, P. (1995). *Sensor Damage Detection System (Dds) – the Unique Geomembrane Testing Method*. In *Geosynthetics: Applications, Design and Construction*. Balkema, Rotterdam, The Netherlands.
- Nosko, V. et Touze-Foltz, N. (2000). *Geomembrane Liner Failure: Modeling of Its Influence on Contaminant Transfer*. Paper presented at the 2nd European Conf. on Geosynthetics.
- Peggs, I.D. (2001). *Three Challenging Electrical Integrity/Leak Surveys on Uncovered and Deep Water-Covered Liners*. Paper presented at the Proceedings of the Geosynthetics Conference 2001, Portland, Oregon, USA.
- Peggs, I.D. (2003). Geomembrane Liner Durability: Contributing Factors and the Status Quo. In *Geosynthetics: Protecting the Environment*. In T. Telford (Ed.), (pp. 31). London.
- Richards, L.A. (1931). Capillary Conduction of Liquids in Porous Mediums. *Physics*, 1, 318-333.
- Rollin, A.L., Marcotte, M., Jacqueline, T. et Chapat, L. (1999). *Leak Location in Exposed Geomembrane Liners Using an Electrical Leak Detection Technique*. Paper presented at the Proceedings of Geosynthetic'99, Industrial Fabrics Association International, Boston, USA.
- Rowe, R.K. (1998). Geosynthetics and the Minimization of Contaminant Migration through Barrier Systems beneath Solid Waste. *Sixth International Conference on Geosynthetics*, 27-102.
- Rowe, R.K. (2012). Short- and Long-Term Leakage through Composite Liners. *The 7th Arthur Casagrande Lecture. Canadian Geotechnical Journal*, 49(2), 141-169.
- Rowe, R.K. et Abdellaty, K. (2012). Modeling Contaminant Transport through Composite Liner with a Hole in the Geomembrane. *Journal of geotechnical and geoenvironmental engineering*, 49, 773-781.
- Rowe, R.K. et Abdellaty, K. (2013). Leakage and Contaminant Transport through a Single Hole in the Geomembrane Component of a Composite Liner. *Journal of geotechnical and geoenvironmental engineering*, 139, 357-366.
- Saidi, F., Touze-Foltz, N. et Goblet, P. (2006). 2d and 3d Numerical Modelling of Flow through Composite Liners Involving Partially Saturated Gcls. *Geosynthetics International*, 13(6), 265-276.
- Schofield, R. K. (1935). *The Pf of Water in Soils*. Paper presented at the Third International Congress of Soil Science.
- Snow, M., Bishop et Keenan, R. (1999). *Case History of Geomembrane Damage Assesment*. Paper presented at the Proceedings of Geosynthetics'99, Boston, USA.
- Southen, J. M. et Rowe, R. K. (2007). Evaluation of the Water Retention Curve for Geosynthetic Clay Liners. *Geotextiles and Geomembranes*, 25(1), 2-9.
- Stormont, J. C., Henry, K. S. et Evans, T. M. (1997). Water Retention Functions of Four Nonwoven Polypropylene Geotextiles. *Geosynthetics International*, 4(6), 661-672.

- Tang, A.M. et Cui, Y.J. (2005). Controlling Suction by the Vapour Equilibrium Technique at Different Temperatures, Application in Determining the Water Retention Properties of Mx80 Clay. *Canadian Geotechnical Journal*, 42(1), 287-296.
- Tedder, R.B. (1997). *Evaluation of the Performance of Florida Double-Lined Landfills*. Paper presented at the Proceedings of Geosynthetics'97 Conference, Long Beach, CA, USA.
- Tessier, D. (1990). Behaviour and Microstructure of Clay Minerals. *Soil Colloids and their Associations in Aggregates*. (M.F. De Boodt, M.H.B. Hayes & A. Herbillon, editors). Plenum Press, New York, 387-415.
- Touze-Foltz, N. (2001). *Modélisation Des Transferts Advectifs Dans Les Etanchéités Composites De Centres De Stockage De Déchets*. Spécialité Géologie de l'Ingénieur, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, France.
- Touze-Foltz, N. (2002). *Evaluation of the Hydraulic Transmissivity in Soil Liner-Geomembrane Interfaces*. Paper presented at the Proceedings of the Seventh International Conference on Geosynthetics, Nice, France.
- Touze-Foltz, N. (2012). *Performance of Geosynthetics for Environmental Protection in Landfills*. Paper presented at the Proceedings of the 5th European Geosynthetics Congress, Valencia.
- Touze-Foltz, N. et Barroso, M. (2006). Empirical Equations for Calculating the Rate of Liquid Flow through Gcl-Geomembrane Composite Liners. *Geosynthetics International*, 13(2), 73-82.
- Touze-Foltz, N., Barroso, M. et Cartaud, F. (2006a). Experimental Investigation of Flow Rates through Composite Liners at the Metric Scale. *Geosynthetics*, 1(4), 305-308.
- Touze-Foltz, N., Darlot, O. et Barroso, M. (2002). *Experimental Investigation of the Influence of the Pre-Hydration of Gcls on the Leakage Rates through Composite Liners*. Paper presented at the Proceedings of the International Symposium on Geosynthetic Clay Barriers, Nuremberg, Germany.
- Touze-Foltz, N., Duquennoi, C. et Gaget, E. (2006b). Hydraulic and Mechanical Behavior of Gcls in Contact with Leachate as Part of a Composite Liner. *Geotextiles and Geomembranes*, 24(3), 188-197. doi: <http://dx.doi.org/10.1016/j.geotexmem.2006.01.004>
- Touze-Foltz, N. et Giroud, J. P. (2005). Empirical Equations for Calculating the Rate of Liquid Flow through Composite Liners Due to Large Circular Defects in the Geomembrane. *Geosynthetics International*, 12(4), 205-207. doi: 10.1680/gein.2005.12.4.205
- Touze-Foltz, N. et Giroud, J.P. (2003). Empirical Equations for Calculating the Rate of Liquid Flow through Composite Liners Due to Geomembrane Defects. *Geosynthetics International*, 10(6), 215-233.
- Touze-Foltz, N., Lupo, J. et Barroso, M. (2008). *Geoenvironmental Applications of Geosynthetics*. Paper presented at the Keynote Lecture, Proceedings of the Fourth European Conference on Geosynthetics - Eurogeo 4, Edinburgh, Scotland.
- Touze-Foltz, N., Nosko, V. et Morcet, M. (2002b). Hydraulic Performance of a Composite Bottom Liner in a Municipal Solid Waste Landfill. *Proceedings of the 7th International Conference on Geosynthetics*, 2, 535-538.
- Touze-Foltz, N., Rowe, R. K. et Duquennoi, C. (1999). Liquid Flow through Composite Liners Due to Geomembrane Defects: Analytical Solutions for Axi-Symmetric and Two-Dimensional Problems. *Geosynthetics International*, 6(6), 455-479.
- Touze-Foltz, N., Rowe, R.K. et Navarro, N. (2001). Liquid Flow through Composite Liners Due to Geomembrane Defects: Nonuniform Hydraulic Transmissivity at the Liner Interface. *Geosynthetics International*, 8(1), 1-26.
- Vangpaisal, T. et Bouazza, A. (2004). Gas Advective Flux of Partially Saturated Geosynthetic Clay Liners *Advances in Transportation and Geoenvironmental Systems Using Geosynthetics* (pp. 54-67).
- Villar, M.V. et Lloret, A. (2004). Influence of Temperature on the Hydro-Mechanical Behaviour of a Compacted Bentonite. *Applied Clay Science*, 26, 337-350.
- White, C.C. et Barker, R.D. (1997). Electrical Leak Detection System for Landfill Liners: A Case History. *GWMR*, 153-159.

Annexe 1

Détermination des courbes de rétention d'eau de deux géosynthétiques bentonitiques durant la première phase d'hydratation en utilisant la méthode des solutions salines saturées

L'objectif de ce travail est de développer une nouvelle procédure de détermination des courbes de rétention d'eau des géosynthétiques bentonitiques (GSB) en phase d'hydratation sous fortes succions (4,2 MPa et 8,5 MPa). A cette fin, des essais de rétention d'eau ont été conduits par phase vapeur selon la méthode des solutions salines saturées. Les expérimentations ont été conduites sur deux types de GSB, le premier est un GSB aiguilleté contenant une bentonite sodique granulaire et le deuxième est un GSB cousu comportant une bentonite calcique en poudre. Les résultats de cette étude suggère que, dans la gamme de succion imposée, la nature de la bentonite ainsi que l'augmentation de la contrainte de confinement de 0 à 100 kPa n'affectent pas d'une manière significative le comportement en rétention d'eau du GSB qui demeure dans la gamme des résultats précédents de rétention d'eau propres aux GSB et aux bentonites.

Cet article fera l'objet d'une communication orale intitulée qui sera présentée lors de la 10^{ème} conférence internationale des géosynthétiques (*10th ICG-21-25 Septembre 2014 –Berlin-Allemagne*).

Water retention curves of GCLs at early stage of hydration using over saturated salt solutions

H. Bannour, C. Barral & N. Touze-Foltz

Irstea, HBAN Unit, Antony, France.

ABSTRACT: The main focus of this paper is to develop a new methodology for simply determining water retention curves (WRCs) of geosynthetic clay liner (GCLs) under high suction values. To this end, tests were conducted using vapor equilibrium method using over saturated salt solutions. This controlled suction technique is broadly in line with the suction gap required to establish the WRC of GCLs at first stage of hydration. This method consists in placing GCLs specimens in a controlled relative humidity chamber until equilibrium is reached. Specimens will thus adopt the suction provided by the salt solution used. Consequently, this vapor controlled system will ensure a homogeneous suction distribution into the specimen. It prevents the capillary break provided by the geotextile between the suction measurement/control system and the bentonite as part of the GCL specimen as has been seen in the literature while using a liquid controlled suction system. Experiments were conducted on two GCLs: a needle punched GCL containing sodium bentonite and a stitch-bonded GCL containing powdered calcium bentonite. Test results will be compared to each other and to results from previous water retention studies carried out on GCLs in order to check the suitability of this method.

Keywords: geosynthetic clay liner, unsaturated conditions, water retention curves, over saturated salt solutions.

INTRODUCTION

Geosynthetic clay liners (GCLs) are composite materials often used in environmental and civil engineering applications in barrier system as part of landfill liners, tailing ponds, dams, or railway lines (Bouazza 2002). GCLs have gained worldwide acceptance because of their high watertightness once hydrated and confined. GCLs are composed of a layer of bentonite between two geotextiles linked together by various processes (stitching, needle punching, heat bonding, wrapping, etc.). The bentonite contained in GCLs is initially partially saturated with values of suction that can reach 1000 MPa (Beddoe et al. 2010).

When installed in composite liners, GCLs initially partially saturated at the time of installation will hydrate under a confining stress, not only by the liquid flux coming from potential defects in the geomembrane, but also by taking water from the vapor and liquid phases coming from the underlying soil. (Azad 2011, Beddoe et al. 2010).

A sound prediction of flow rates and leachate penetration through the composite liner that could reach the subsoil and the ground water requires the knowledge of the hydraulic behavior of composite liners. This latter is conditioned by both the water retention curve (WRC) of the GCL and its volumetric changes during hydration. Many researchers have further investigated the water retention properties of GCLs (Daniel et al. 1993, Southen et Rowe 2004, Barroso et al. 2006, Southen and Rowe 2007, Abuel Naga and Bouazza 2010, Beddoe et al. 2010, Beddoe et al. 2011, Henson et al. 2013) but few studies have been undertaken during wetting path because of the difficulty to measure/ control the suction of the GCL bypassing the capillary break problem provided by the geotextile between the suction measurement/control system and the bentonite. In fact, the geotextiles becomes desaturated under very low suctions (≈ 1 kPa) whereas the bentonite requires significant suctions (≈ 1 MPa) to desaturate (Southen and Rowe 2007, Beddoe et al. 2010, Abuel Naga and Bouazza 2010). This property of geotextiles leads to the counterintuitive situation in which the hydraulic conductivity of geotextiles, when unsaturated, can be orders of magnitude smaller than that of the clay soils (Zornberg et al. 2010, Bouazza et al. 2013). The problem is exacerbated by taking into account the confining stress applied to the GCL when designing geotechnical systems. The way to deal with this is to use over saturated salt solutions which allows the control the relative humidity around GCL specimens bypassing the capillary break generated by the geotextile.

This study is based on an experimental study allowing the establishment of WRCs of GCLs at early state of hydration using oversaturated salt solutions technique. Section 2 introduces materials and methods used in this study; the main results will be subsequently given in Section 3 and discussed.

MATERIALS AND METHODS

GCLs tested

In this study, two different GCLs were tested. The first GCL is a needle punched GCL containing granular sodium bentonite. Its mass per unit area of bentonite is equal to 5.83 kg/m^2 . Its upper cover geotextile is woven and its carrier geotextile is non-woven needle punched. The second GCL is a stitch-bonded made of two woven geotextiles containing powdered calcium bentonite with a mass per unit area of dry bentonite equal to 8.1 kg/m^2 . The initial properties of both GCLs are summarized in Table 1.

Table 1. Characteristics of the GCLs used according to manufacturers data sheets

| GCL | GCL 1 | GCL 2 |
|---------------------------------------|-----------------|------------------|
| Cover geotextile | Woven | Woven |
| Carrier geotextile | Non woven | Woven |
| Bentonite | Granular sodium | Powdered calcium |
| Bonding | Needle punching | Stitch-bonded |
| m/a of bentonite*(kg/m ²) | 5.83 | 8.10 |

* mass per unit area of dry bentonite in GCL specimen.

The vapor equilibrium technique by over saturated salt solutions (VET)

This technique consists in controlling the relative humidity surrounding the specimen in a closed system using oversaturated salt solutions. The vapor equilibrium technique controls the total suction by measuring saturation vapor pressure, which is related to the temperature at which water condenses on a mirror. A given suction is applied to the specimen when vapor equilibrium is reached (Delage et al. 1998, Saiyouri et al. 2000). This technique is usually used on the drying path for a relative humidity lower than 97% (suction higher than 4.2 MPa). The suction applied depends on the temperature, the air pressure and the nature of the salt used. In this study, the vapor equilibrium technique was used to hydrate the GCL because of the high initial suction value at natural water content (larger than 10 MPa at 10% of natural water content). The relative humidity R_H is linked to the suction ψ , through Kelvin's law as presented in Equation 1:

$$\psi = u_a - u_w = -\frac{RT}{Mg} \ln(R_H) \quad (1)$$

Where ψ is the suction (MPa), u_a is the air pore pressure (MPa), u_w is the water pore pressure (MPa), R is universal constant for perfect gases ($R=8.314 \text{ J}^{-1}.\text{Mol}^{-1}.\text{K}^{-1}$), T is the temperature (Kelvin), M is molecular weight of water ($18. 10^{-3} \text{ kg.mol}^{-1}$), and g is acceleration due to gravity (m.s^{-2}).

In this study, two different salts were used: Potassium sulfate (K_2SO_4), and Potassium nitrate (KNO_3) which control suctions values of 4.2 MPa and 8.5 MPa. Literature concerning water retention curves of GCLs illustrates clearly that under those suctions values, GCL specimens will hydrate. Chemical properties of both salts used are presented in Table 2 for a constant temperature of $20^\circ\text{C} \pm 0.5^\circ\text{C}$. The 5 cm diameter GCL specimens were placed between two stainless steel plates and submitted to respectively 0, 50 and 100 kPa of confining stress. GCL specimens were not laterally confined because of the very limited swelling of the bentonite at controlled suction values of 4.2 MPa and 8.5 MPa. In this study, the vapor-equilibrium technique was used to hydrate the GCL starting from its initial situation, which was characterized by a high initial suction at natural water content. Suction measurements were done on two comparable GCL samples by using a WP4 dew-point tensiometer (Decagon) that provided suction values of 134 and 135 MPa at water contents of 9.71% and 9.63%, respectively.

Once the system was closed, GCL specimens hydrated thanks to the relative humidity controlling the chamber. Intermediate weighing of GCL specimens were performed to check whether equilibrium was achieved or not. Once equilibrium was reached test was terminated and water content of specimens was calculated.

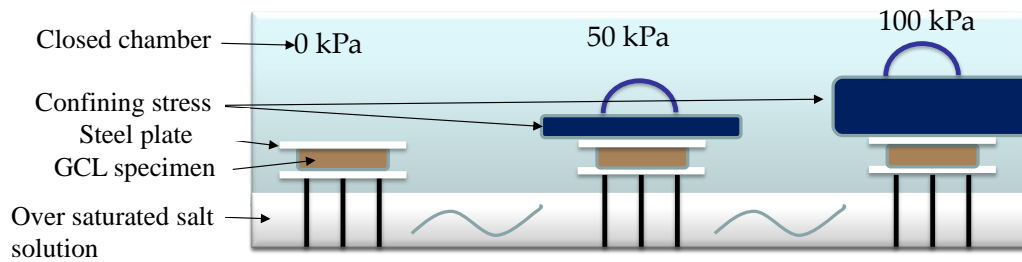


Figure 1. Experimental device of the over saturated salt solution selected

Table 2. Properties of the salts used (adapted from Delage et al. 1998)

| Saturated salt solutions | R_H | ψ (MPa) | Solubility (g/l) | Molar Mass (g/mol) |
|--------------------------|-------|--------------|------------------|--------------------|
| K_2SO_4 | 97 | 4.2 | 111 | 174.26 |
| KNO_3 | 94 | 8.5 | 320 | 174.25 |

Table 3. Summary of tests conducted for determining WRCs of GCLs

| Technique | ψ (MPa) | σ (kPa) |
|-----------|--------------|----------------|
| VET | 4.2 | 0 |
| VET | 4.2 | 50 |
| VET | 4.2 | 100 |
| VET | 8.5 | 0 |
| VET | 8.5 | 50 |
| VET | 8.5 | 100 |

RESULTS AND DISCUSSION

Figure 2 represents the WRCs obtained with the over saturation salt solution method. For each confining stress applied (0 kPa, 50 kPa, or 100 kPa), the water content increases with the increase of the controlled suction value. However, the increase in the confining stress led to insignificant change in the water content in the controlled suction range. In fact, when the confining stress increases from 0 kPa to 100 kPa, the water content decreases from 22 % to 18 % and from 34% to 26 % for the two controlled suction values of 4.2 and 8.5 kPa respectively for GCL 1 and from 17 % to 10 % and from 32% to 23 % for the two controlled suction values of 4.2 and 8.5 kPa respectively for GCL 2. To compare the two GCLs measured, it was clear that the GCL 1 presents slightly greater water content than GCL 2 for each confining stress applied. This is due to the fact that sodium bentonite swells better than calcium bentonite which allows a larger water uptake.

Looking at the aspect of the GCL at equilibrium, it could be noticed, at this step of hydration ($\psi=4.2$ MPa), that the bentonite in GCLs is still under a granular or powdered state with no apparent swelling noticed and no homogenous state in the bentonite when hydrated (Figure 3).

When comparing WRCs obtained in this study with previous WRCs obtained from the literature for GCLs and bentonites, Figure 4 and Figure 5 show results are in the range of water retention results obtained with GCLs and bentonite in the range of controlled suction regardless of the confining stress applied. In fact, as in this range of suction, the swelling of the bentonite is very limited (Figure 3). The water retention behavior of the two GCLs could thus be assimilated to the water retention behavior of bentonites. Consequently, the natural confining stress generated by GCL bonding (needle punching for GCL 1 and stitching for GCL 2) and the mechanical confining stress applied to GCL specimens seem not to affect the water retention behavior of GCLs. Finally, it could be said that water retention behavior of

GCLs at this range of suction (4.2MPa-8.5MPa) seems to be essentially governed by the water retention of the bentonite. But these results should be verified by additional experiments and additional GCL samples.

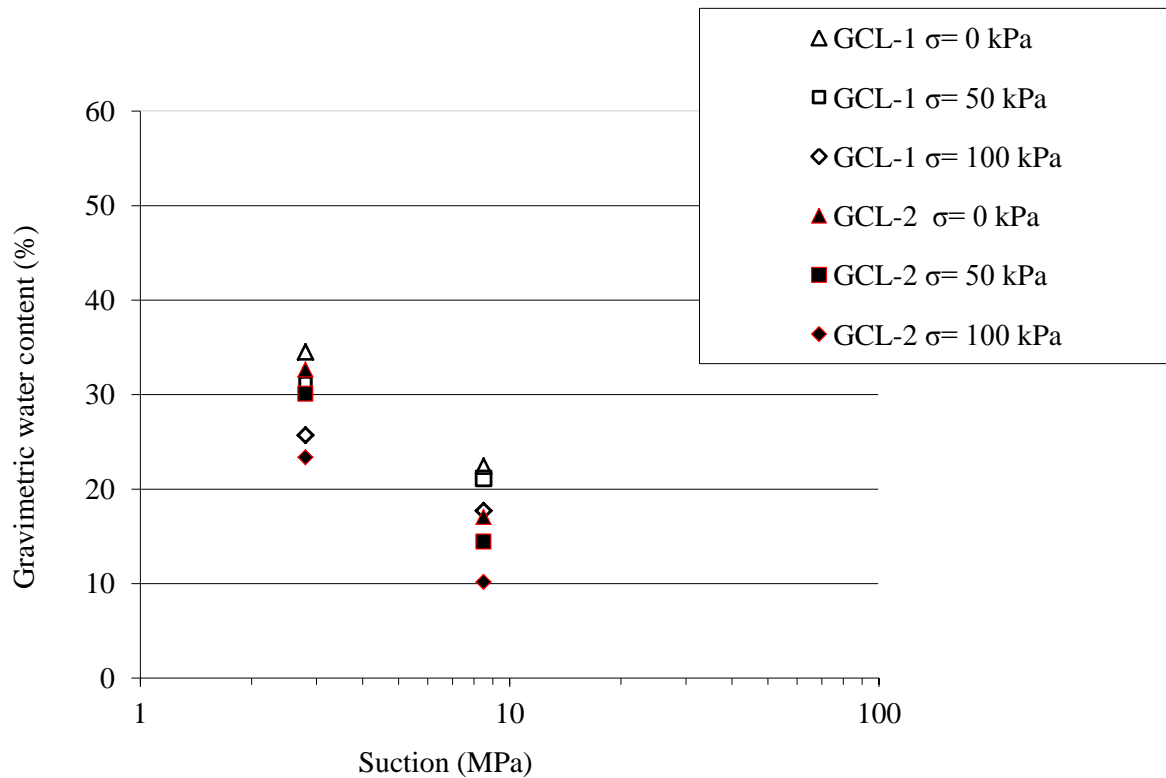


Figure 2. WRCs obtained for the different confining stresses applied

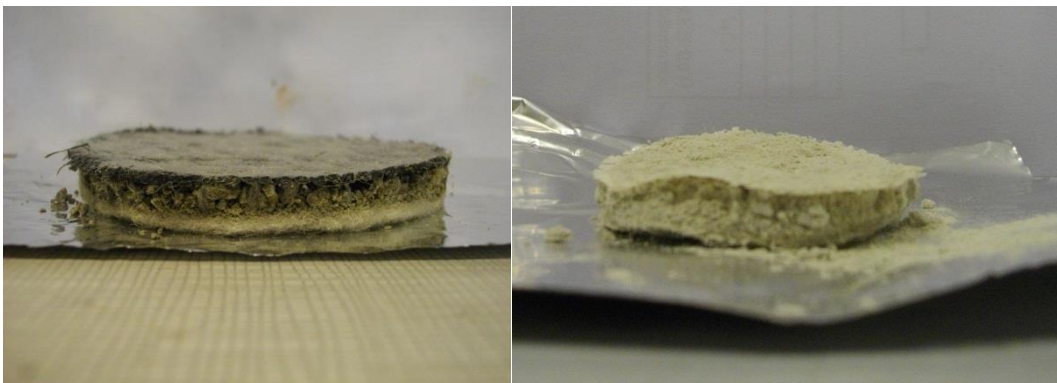


Figure 3. Aspect of GCL 1 and 2 respectively after measurements under a controlled suction value of 4.2 MPa

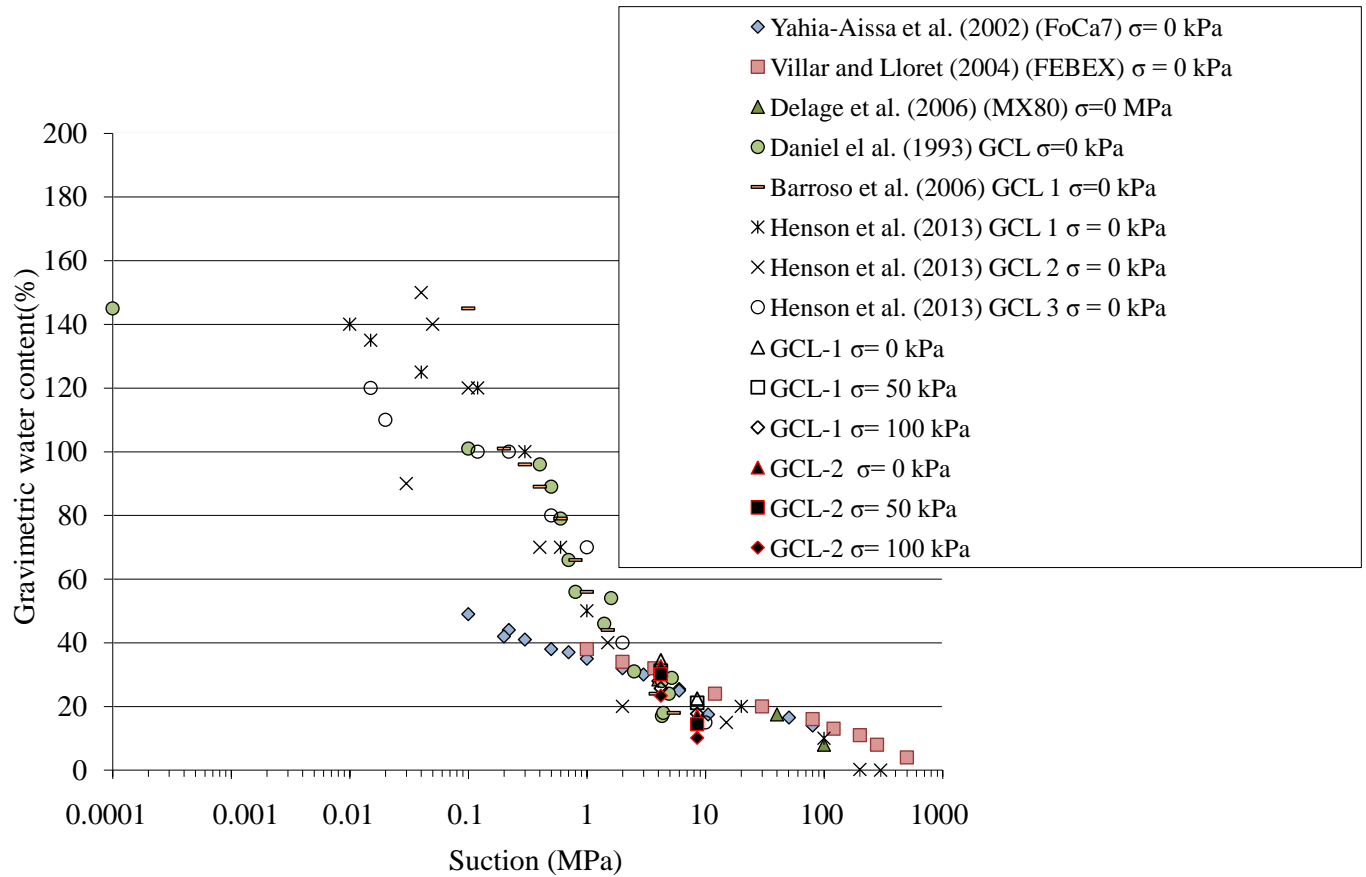


Figure 4. Comparison between the WRC obtained in this study and in the literature related to the WRCs of GCLs and bentonites under free swell conditions

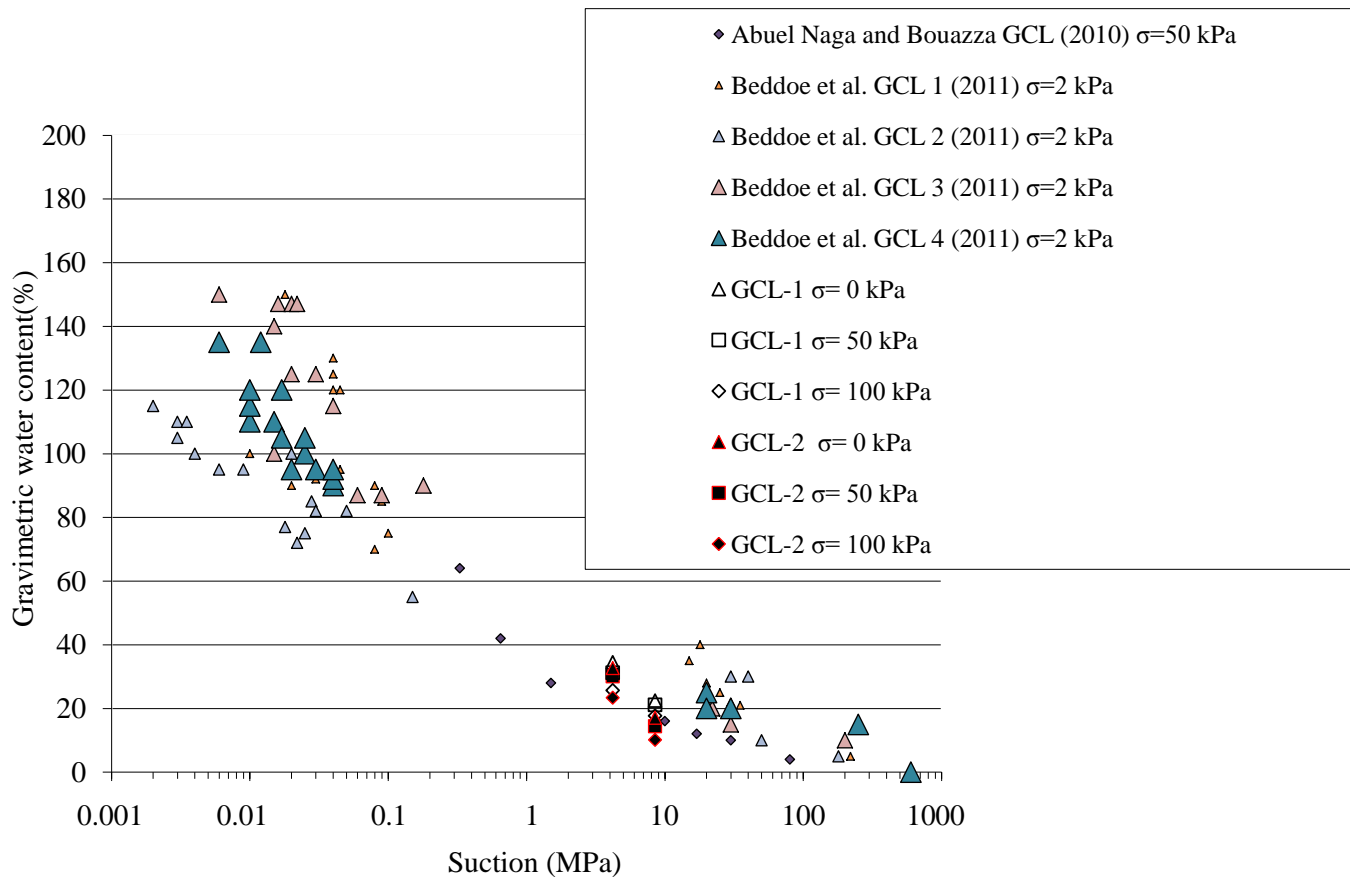


Figure 5. Comparison between the WRC obtained in this study with the literature related to the WRCs of GCLs and bentonites under confining stress

CONCLUSION

The proposed laboratory technique summarized in this work was used to develop a new methodology for measuring WRCs of GCLs at the early stage of hydration under different confining stresses under isothermal conditions. This early stage of hydration under confining stress is really interesting because it affects the hydraulic performance of GCLs in engineered design systems. The use of the vapor equilibrium technique with over saturated salt solutions suggests that it is possible to use suction control methods and apply confining stresses under the vapor phases avoiding the capillary barrier to water exchange between the bentonite from the GCL specimen and the suction control apparatus provided by the geotextile as part of the GCL. The case studied demonstrated that:

- the increase in the confining stress (from 0 to 100 kPa) used to insignificantly change the water content evolution in the controlled suction range;
- GCLs containing sodium bentonite swells slightly more than GCLs containing calcium bentonite in the suction range controlled which allows a better water uptake and better hydraulic performance ;
- WRCs obtained in this study are in the range of water retention results of GCLs and bentonite obtained in previous works in the range of controlled suction regardless of the confining stress applied ;
- the water retention behavior of GCLs in this range of suction tested (4.2MPa-8.5MPa) seems to be essentially governed by the bentonite behavior and the bonding type of the GCLs (needle punching or stitching) seems, in this work, not to affect the water retention behavior of the bentonite in the range of suction tested (4.2MPa-8.5MPa).

However these results should be read with care and consolidated with additional experiments and additional GCLs samples.

REFERENCES

- Abuel-Naga, H., & Bouazza, A. 2010. A novel laboratory technique to determine the water retention curve of geosynthetic clay liners. *Geosynthetics International* 17(5), p. 313-322.
- Azad, F.M. 2011. Investigation of the behaviour of clay liners at the base of municipal solid waste landfills, University of Sydney, NSW .
- Barroso, M., Touze-Foltz, N., & Saidi, F. K. 2006. Validation of the use of filter paper suction measurements for the determination of GCL water retention curves. Proc. 8th International Conference on Geosynthetics. Yokohama, p. 171-174.
- Beddoe, R.A., Take, W.A., & Rowe, R.K. 2010. Development of suction measurement techniques to quantify the water retention behaviour of GCLs. *Geosynthetics International*. 17(5), p. 301-312.
- Beddoe, R.A., Take, W.A., Rowe, R.K., & Asce, F. 2011. Water-Retention Behavior of Geosynthetic Clay Liners. *Journal of geotechnical and geoenvironmental engineering*, p. 1028-138.
- Bouazza, A. 2002. Geosynthetic clay liners. *Geotextiles and Geomembranes*, 20(1), p. 1-17.
- Bouazza A, Zornberg J, McCartney JS and Singh RM (2013) Unsaturated geotechnics applied to geoenvironmental engineering problems involving geosynthetics. *Engineering geology* 165: 143–153.
- Daniel, D.E., Shan, H-Y., & Anderson, J.D. 1993. Effects of Partial Wetting on the Performance of the Bentonite Component of a Geosynthetic Clay Liner. Proc. Geosynthetics'93. 3. IFAI. St. Paul. USA, p. 1482-1496.
- Delage, P., Marcial, D., Cui, Y. J., Ruiz, X., 2006. Ageing effects in a compacted bentonite: a microstructure approach. *Géotechnique*. 56(5), 291–304.
- Delage, P., Howat, M., & Cui, Y.J. 1998. The relationship between suction and swelling properties in heavily compacted unsaturated clay. *Engineering Geology*, 50 (1-2), p. 31-48.
- Hanson, J.L., Risken, J.L., & Yesiller, N. 2013. Moisture-Suction relationship for geosynthetic clay liners, Proc. 18th conference on soil mechanics and geotechnical engineering, Paris, France, p. 3025-3028.
- Saiyouri, N., Hicher, P.Y., & Tessier, D. 2000. Microstructural approach and transfer water modelling in highly compacted unsaturated swelling clays. *Mechanics of cohesive frictional materials*, 5, p. 41-60.
- Southen, J.M., Rowe, R.K., Maubeuge, K. 2004. The Prediction of Thermally-Induced Desiccation in Geosynthetic Clay Liners Used in Landfill Basal Liners Applications. Proc. 3rd European geosynthetic conference. Vol. 1. Munich. Germany, p. 311-320.
- Southen, J. M., & Rowe, R. K. 2007. Evaluation of the water retention curve for geosynthetic clay liners. *Geotextiles and Geomembranes*, 25(1), p. 2-9.
- Villar, M.V., Lloret, A., Romero, E., 2003. Thermo-mechanical and geochemical effects on the permeability of high-density clays. In: Proceedings of the International Workshop Large Scale Field Tests in Granite. Advances in Understanding and Research Needs. Universitat Politècnica de Catalunya-ENRESA. Sitges. November 12–14.
- Yahia-Aissa, M., Delage, P., and Cui, Y.J., 2002. Suction - water content relationship in swelling clays. *Clay science for engineering*, IS-Shizuoka International Symposium on Suction, Swelling, Permeability and Structure of Clays, Adachi & Fukue eds, Balkema. 65–68.
- Zornberg, J. G., Bouazza, A., & Mc Cartney, J.S. 2010. Geosynthetic capillary barriers: Current state of knowledge. *Geosynthetics International* 17(5), p. 273-300.

Annexe 2

Débit de fuite dans une étanchéité composite géomembrane bitumineuse / géosynthétique bentonitique

Plusieurs études ont été réalisées dans le passé afin de cerner le comportement des GSB surmontés de GM endommagées en polyéthylène haute densité (PEHD). Dans ce cas, le contact entre la GM et le GSB a été quantifié en termes de débit de fuite et de transmissivité d'interface pour différentes configurations. Cependant, on pourrait imaginer que l'utilisation d'autres types de GM, comme les GM bitumineuses, pourrait être bien adaptée pour des applications hydrauliques.

Une quantification des débits a été réalisée dans le cas d'une GM bitumineuse (GM-B) endommagée située au-dessus d'un GSB. Cela correspond à une conception alternative pour un canal projeté en France.

Ces essais ont pour but de tester l'efficacité d'une géomembrane bitumineuse (GM-B) moins rigide que celle en PEHD en étanchéité composite avec GSB afin de pouvoir considérer un plus large choix de GM, autres qu'en PEHD dans les applications hydrauliques. Ces GM-B présentent deux faces; une face lisse avec un film fin et une face rugueuse avec une imprégnation de sable ; nous avons expérimenté ces deux configurations en contact avec le GSB et nous avons procédé à une comparaison des flux obtenus en fonction de la face en contact avec le GSB afin de voir l'influence de la rugosité et de la rigidité de la GM sur l'évolution des paramètres hydrauliques. Deux GSB, un présentant une bentonite sodique en poudre et une calcique granulaire, ont été testés en contact avec la GM-B. Les résultats de cette étude ont montré des valeurs de débits de fuites enregistrés durant le régime permanent très proches compris entre $4,18 \cdot 10^{-11}$ et $3,89 \cdot 10^{-11}$ m³/s pour des transmissivité d'interface comprises entre $7,92 \cdot 10^{-11}$ et $1,01 \cdot 10^{-10}$ m²/s. Les deux configurations de l'étanchéité composite (en fonction de la face de la GM en contact avec le GSB) montrent donc de bonnes performances en termes de débits de fuite et de transmissivité d'interface comparables à celles obtenues en utilisant une GM en PEHD indépendamment du type de GSB utilisé. Pour les deux configurations de la GM, les données de transmissivité d'interfaces et de conductivités hydrauliques se situent sous la condition de contact GM-GSB. Ceci prouve l'efficacité d'utiliser les GMs-B en association avec les GSBs dans les étanchéités composites pour des applications hydrauliques.

Cette étude se base sur une communication scientifique intitulée « **Flow rate in composite liners including GCLs and bituminous geomembranes** » présentée lors de la 3^{ème} conférence internationale de l'ingénierie géotechnique du 21 au 23 Février 2013 (réf : *Bannour, H., Barral, C. & Touze-Foltz, N. (2013) (a) Flow rate in composite liners including GCLs and a bituminous geomembrane. Proceedings of the 3rd International Conference on Geotechnical Engineering, Hammamet, Tunisia, S5-9, 809–819*)

Flow rate in composite liners including GCLs and bituminous geomembranes

Hajer BANNOUR

Irstea Antony, France; Tel: +33-1 40 96 62 14; Fax: +33-1 40 96 62 70; Email: hajer.bannour@irstea.fr

Camille BARRAL

Irstea Antony, France; Tel: +33-1 40 96 60 48; Fax: +33-1 40 96 62 70; Email: camille.barral@irstea.fr

Nathalie TOUZE-FOLTZ

Irstea Antony, France; Tel: +33-1 40 96 60 39; Fax: +33-1 40 96 62 70; Email: nathalie.touze@irstea.fr

ABSTRACT: Some studies were performed in the past years regarding the behaviour of geosynthetic clay liners (GCLs) as part of a composite liner, focused on the situation where a GCL is located under a hole in a high density polyethylene (HDPE) geomembrane (GM). In this case, the contact between the GM and the GCL was quantified in terms of flow rate through the composite liner and in terms of interface transmissivity. Various situations were tested in the past in order to evaluate the situation where a smooth GM is used in contact with the GCL. The situation where a textured GM is used in contact with the GCL was also evaluated. More recently, the effect of the nature of the bentonite in the GCL, sodium or calcium bentonite, leading to different flow rates in the GCL was evaluated. In all cases an HDPE GM was used. This choice is linked to the fact that it is the most commonly GM used in composite liners including GCLs for chemical compatibility reasons. However one could imagine that the use of other GMs, like bituminous geomembranes (B-GMs) associated to a GCL, could be adapted for hydraulic applications.

A quantification of flow rates was thus performed in laboratory tests at the decimetric scale for the case of a damaged B-GM located on top of sodium or calcium GCLs. This corresponds to an alternative design for a canal projected in France at the moment.

Results obtained will be presented in the paper and evaluated depending on the B-GM side (polymeric film or sand layer) in contact with the GCL, the type of GCL tested (sodium or calcium bentonite in the GCL) and also compared to test results obtained from the literature carried out with a HDPE GM associated to a GCL.

1 INTRODUCTION

Bituminous geomembranes (B-GMs) are used in many geotechnical and environmental protection applications and specifically for hydraulic, infrastructure and transportation fields such as water storage and transportation where B-GMs were used in lining drinking and navigation water canals (Domange, 1983; Duquennoi et al., 1995; Etienne et al., 1995; Breul and Herment, 1998; Potié, 1999; Fagon et al., 1999; Flaquet-Lacoux et al., 2005), lining, reinforcement and protection of dams and reservoirs (Tisserand, 1983; Alonso et al., 1990; Girard et al., 1996; Poulain et al., 1997; Breul and Herment, 1997; Breul et al., 1998; Breul and Eldrige, 2009) and also for retention ponds (Breul et al., 2006) and aquifer protection from environmental impact of roads (Coppinger et al., 2002). Apart from environmental applications, B-GM were also used as components of cover systems in landfills (Ossena et al., 1997; Potié et al., 1997; Faure and Itty, 1999; Peggs, 2008; Marchiol et al., 2006) mining (Breul et al., 2008), tunnels (Benchet et al., 2011), ditches (Imbert and Carcenac, 1997), railways (Imbert et al., 1997), and road foundations (Breul and Herment, 1995, 1997)

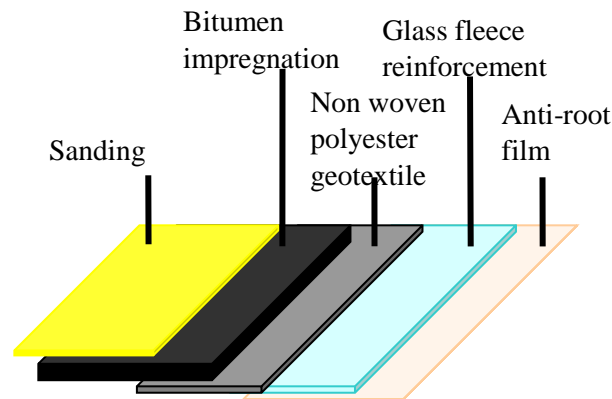


Figure 1. Typical cross-section of a BGM (adapted from Breul et al. 2008)

As presented by Breul et al. (2008), the structure of a B-GM is generally composed by (Figure 1): (i) a non-woven polyester geotextile whose mass per unit area is 200 to 400 g/m², (ii) a glass fleece reinforcement which provides stability during fabrication and contributes to the strength of the GM, (iii) a bituminous mastic consisting of a blown 100/40 pen bitumen, and filler. This mastic impregnates the whole structure and gives the waterproofing of the product and ensures the longevity and the high resistance of the product, (iv) a Terphane film bonded to the underside when the membrane is hot, which prevents penetration of the geomembrane by plant roots, and (v) a coating of fine sand on the upper surface to provide a greater traction on slopes, giving greater operator safety and security, and to give protection from the degrading effects of UV radiation (Breul et al. 2008).

On another hand, design engineers working on projects requiring the use of a GM in a composite liner with a GCL often limit their consideration of options to a high density polyethylene (HDPE) GM, perhaps on the basis of their experience with landfill design. Research performed on HDPE GMs and GCLs as parts of a composite liner focused on the situation where the GM is presenting a hole, aimed to quantify the interface transmissivity between the GM and the upper geotextile of the GCL. This paper shows that the use of a B-GM in a composite liner including a GCL, is a reliable alternative to HDPE GM- GCL composite liner, especially when there is no consideration of chemical resistance of the geomembrane. This should provide design engineers elements to consider a broader range of GMs in their designs and to use a rational approach for GM selection for hydraulic applications.

In this paper, first, previous results on interface transmissivity measurements in composite liners composed by a HDPE GM and a GCL are presented with the presentation of materials tested in this study and interface transmissivity measurement procedure. Finally flow rates and interface transmissivity test results are presented and discussed. Interface transmissivity tests are done on a composite liner made with a B-GM and GCL containing sodium and calcium bentonite.

1 FLOW RATES AND INTERFACE TRANSMISSIVITY IN COMPOSITE LINERS WITH A GCL, INCLUDING DAMAGED GM

The work performed in the past years regarding the behaviour of a composite liner containing a GCL and a punctured HDPE GM was focused on obtaining flow rates and interface transmissivities. The flow through a defect in the GM depends, as indicated by Brown et al. (1987), on the contact between the GM and the underlying soil liner. According to these authors, if the contact is not perfect, once fluid has migrated through the defect, it spreads laterally through the gap existing between the GM and the underlying soil, called interface. This interface flow covers an area called wetted area. Finally, the liquid migrates into and through the soil liner. The contact between the GM and the GCL was quantified in terms of flow rate through the composite liner and in terms of interface transmissivity.

1.1 Analytical solution for calculating interface transmissivity in a composite liner

To calculate the GM–GCL interface transmissivity θ , an analytical solution developed by Touze-Foltz et al. (1999) for the case of a circular defect in the GM was used. This analytical solution assumes that: (i) the interface transmissivity is uniform; (ii) the liquid flow in the transmissive layer is radial; (iii) the flow occurs under steady-state conditions; (iv) the compacted clay liner (CCL), the GCL and the GM–GCL interface are saturated; and (v) the additional flow through the passive barrier (CCL + GCL) is one-dimensional and vertical. The final flow rates (steady-state conditions) measured in the transmissivity tests were used in the calculations. It should be pointed out that the interface transmissivity calculated based on the analytical solution described above should be viewed as an apparent transmissivity, due to the fact that preferential flow paths occurred in the tests, as discussed above, which were not considered in the development of the analytical solution employed.

In a composite liner, a great fraction of the liquid that passes through the GM puncture flows along the GM–GCL interface, moving laterally to a certain distance from the GM puncture before infiltrating into the GCL and underlying layers. The contour of the region reached by the fluid defines the wetted area. Under the conditions of the tests performed in this work, the radius of the wetted area is the internal radius of the cell. Equations 1 to 5 below apply to the boundary condition where the hydraulic head is equal to zero at a certain radius in the specimen, which in the present case is the cell radius:

$$Q = \pi r_0^2 k_s \frac{h_w + d}{H_s} - 2\pi r_0^2 \theta \alpha [AI_1(\alpha r_0) - BK_1(\alpha r_0)] \quad (1)$$

Where: Q is the flow rate under steady-state conditions; r_0 is the circular defect radius; k_s is the hydraulic conductivity of the liner GCL + (CCL); h_w is the hydraulic head; d is the thickness of the liner (GCL + CCL); H_s is the thickness of the soil component of the composite liner (GCL + CCL); θ is the interface transmissivity; I_1 and K_1 are modified Bessel functions of the first order; and α , A and B are parameters given by Equations 2 to 5, as follows

$$\alpha = \sqrt{\frac{k_s}{\theta d}} \quad (2)$$

$$A = -\frac{h_w K_0(\alpha R) + H_s (K_0(\alpha R) - K_0(\alpha r_0))}{K_0(\alpha r_0) I_0(\alpha R) - K_0(\alpha R) I_0(\alpha r_0)} \quad (3)$$

$$B = \frac{h_w K_0(\alpha R) + H_s (I_0(\alpha R) - I_0(\alpha r_0))}{K_0(\alpha r_0) I_0(\alpha R) - K_0(\alpha R) I_0(\alpha r_0)} \quad (4)$$

As

$$AI_1(\alpha R) + BK_1(\alpha R) - H_s = 0 \quad (5)$$

Where K_0 and I_0 are modified Bessel functions of zero order and R is the radius of the wetted area.

It should be pointed out that the interface transmissivity calculated based on the analytical solution should be viewed as an apparent transmissivity, due to the fact that preferential flow paths can occur in the tests due to the application of the load through a granular layer having points of contact with the GM. The type of contact between the GM and the GCL, were not considered in the development of the analytical solution employed.

1.2 Previous interface transmissivity studies carried out on composite liners made with GCLs

Various situations were tested in the past in order to evaluate the effect of a smooth GM in contact with the GCL (Harpur et al., 1993; Barroso et al., 2006b, 2010). Harpur et al. (1993) verified that under steady-state conditions, the most significant fraction of the flow takes

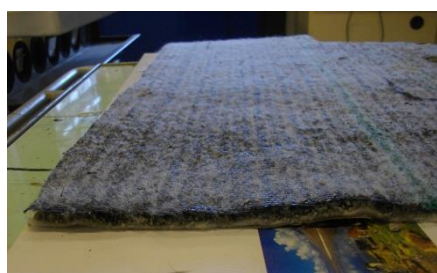
place along the interface between the GM and the cover geotextile of the GCL, through the cover geotextile, and along gaps between the cover geotextile of the GCL and the bentonite. A less important amount of fluid percolates through the bentonite and below the GCL. Barroso et al. (2006b, 2010) examined the influence of the hydraulic head, pre-hydration of the GCL and confining stress on the GM-GCL interface transmissivity. The results obtained by those authors showed that it is difficult to establish general trends expressing the influence of pre-hydration, confining stress and hydraulic head on the interface transmissivity. Nevertheless, it seems that, regarding the flow rate, it is important to take into account both the initial water content of the specimen and the confining stress (Barroso et al., 2006b). The confining stress affects differently the flow rate, depending on the initial water content of the specimen. In fact, the flow rate in pre-hydrated GCLs is about one order of magnitude larger in tests under a confining stress of 50 kPa than in tests under 200 kPa. On the other hand, for non-pre-hydrated specimens, the flow rates are similar for the two confining stresses under steady-state flow conditions (Barroso et al., 2006b).

The situation where a textured HDPE GM was used in contact with the GCL was also evaluated (Barroso et al. 2008). Results showed that tests were reproducible and that the texture had a small impact on flow rates obtained at steady-state, although, at the beginning of the tests, larger flow rates were obtained with smooth GMs than with textured ones. This suggests that, at the early phases of the tests, the water flows more easily at the interface when experiments smooth GMs are used. The texture seems to reduce the space available at the interface for the water flow. However, with time, the sodium bentonite in the GCL swelled resulting in a better contact between the GM and the GCL.

More recently, the effect of the nature of the bentonite in the GCL, sodium or calcium bentonite, leading to different flow rates in the GCL was evaluated (Mendes et al. 2010). Those authors concluded that the nature of the bentonite and the manufacturing process of the GCLs studied did not affect the GM-GCL interface transmissivity when steady-state flow conditions were reached. They did also notice that for hole diameters in the range 4 to 10 mm the diameter of the hole in the GM did not significantly influence the flow rate through the GM-GCL composite liner: the expansion of the sodium bentonite was effective in blocking the puncture in the GM, yielding to a significant reduction on the flow rate. The results suggest that GCLs containing sodium bentonite, whose hydraulic conductivity increases due to cation exchange, can still maintain a good performance in a composite liner in terms of GM-GCL interface transmissivity

1.3 *Materials tested*

Two GCLs containing respectively sodium and calcium bentonite are tested in this study in contact with a B-GM. The first one GCL 1 is a needle punched sodium bentonite whose upper geotextile is woven and its carrier is non-woven needle-punched. For the second GCL noted GCL 2, both geotextiles on the two faces of the GCL are woven. The bentonite contained in this GCL is a calcium bentonite. The bentonite is fixed with geotextiles by stitching. Views of GCLs tested are presented in Figure 2. The mass per unit area of dry bentonite on GCL specimen was calculated. GCL characteristics are summarized in table 1. The B-GM, according to the fabric presentation made in Table 1 exhibit two sides with different aspects: a polymeric film is located on one surface whereas a sand layer is encountered at the surface of the second side. These layers are different in terms of their roughness as the polymeric film face (Figure 3) is smoother than the other one made with a sand impregnation (Figure 4).



(a)



(b)

Figure 2. View of tested GCLs: (a) GCL 1; (b) GCL 2

Table 1. Properties of GCLs

| GCL | Upper GTX | Carrier GTX | Bentonite nature | Bonding | Measured total dry mass per unit area of bentonite on specimen (kg/m ²) |
|-------|-----------|-------------|------------------|----------------|---|
| GCL 1 | Woven | Non woven | Granular sodium | Needle punched | ≈ 5.83 |
| GCL 2 | Woven | Woven | Powdered calcium | Coated | ≈ 8.10 |

Table 2. Properties of B-GM

| <i>Composition</i> | | | |
|---|----------------------|------------------|--------|
| Designation | Functionality | Unit | Values |
| Glass-mat | Reinforcement | g/m ² | 50 |
| Non-woven geotextile | Reinforcement | g/m ² | 400 |
| Oxidized bitumen | Binder | g/m ² | 7310 |
| Sand | Surface finish | g/m ² | 217 |
| Polyester antiroot film | Under surface finish | g/m ² | 15 |
| Thickness (on finished product) (EN 1849-1) | | mm | 5.6 |

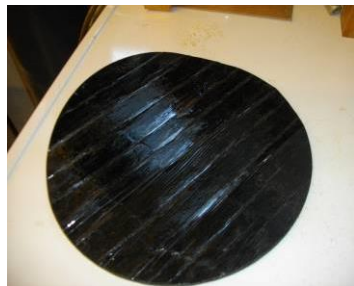


Figure 3. Polymeric film side of BGM

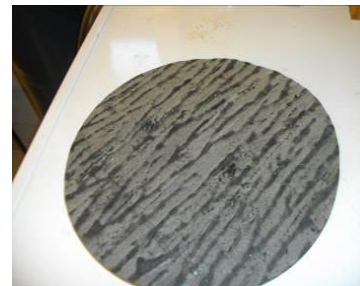


Figure 4. Sand layer side of BGM

1.4 Apparatus description and set up

Transmissivity tests are carried out in an apparatus specially designed to measure the flow rate in a composite liner, as shown in Figure 4. As previously described by Touze-Foltz (2002), Touze-Foltz et al. (2002), Cartaud and Touze-Foltz (2004) and Barroso et al. (2006b), Barroso et al. (2008), Barroso et al. (2010), Mendes et al. (2010) it consists of a Plexiglas cell basically composed by four parts: (i) a bottom plate which supports the soil and applies the confining stress; (ii) a 200 mm inside diameter base cylinder, 80 mm high, to accommodate the CCL and the GCL specimen; (iii) a top coarse granular drainage layer; and (iv) an upper cylinder that accommodates the granular layer.

In the experimental setup, the B-GM, exhibiting a circular hole, is located on the GCL. To assemble the test, initially the base soil, simulating a CCL, is compacted in the bottom cylinder of the equipment with the upper side contacting a rigid metallic plate in order to ensure a smooth CCL surface underneath the GCL. The final thickness of the CCL is about 6 cm. The internal walls of the bottom cylinder are lubricated before soil compaction, in order to minimise friction between the CCL and these walls during the tests. Once the test cell is closed, the B-GM is ensuring the watertightness of the upper part of the cell. When the flow rate is important, it is noticed at the downstream side of the cell but when flow rate is not visible to the trained eye, readings are made at the upstream side of the cell.

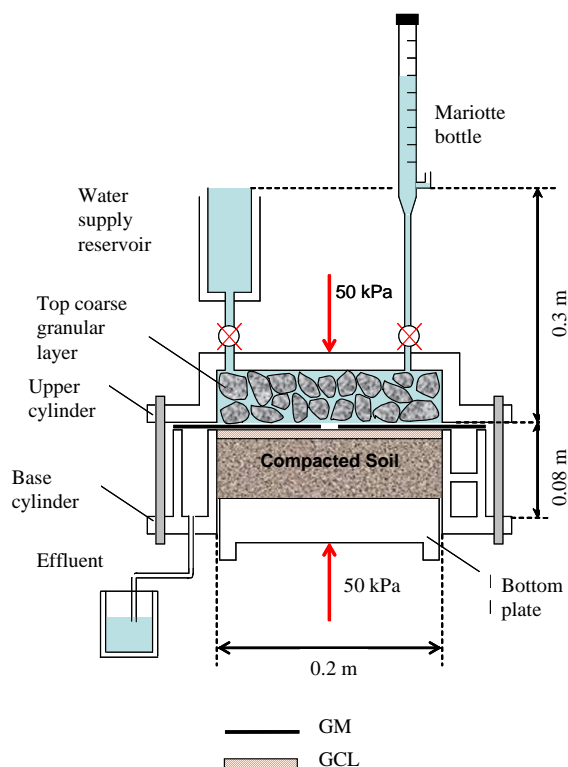


Figure 5. Interface transmissivity test apparatus (from Mendes et al., 2010)

In order to get comparable results between the various testing configurations presented in the literature and tests performed in this study, a 4mm diameter hole in the coating was used, and a 50kPa load and a 0.3m hydraulic head applied. The CCL layer used is similar to the one from previous studies performed by Barroso et al. (2006b, 2008) and Mendes et al. (2010) (see Table 3).

Table 3. Properties of the base soil used (adapted from Barroso et al. 2006b)

| Percent fines (%) | Percent clay (%) | Atterberg limits ASTMD 4318 | | Proctor modified ASTM D 1557 | | K_{CCL} (m/s) |
|-------------------|------------------|--------------------------------|----------------|------------------------------|--------------------------------------|---------------------|
| | | ω_L (%) | ω_P (%) | ω_{OPT} (%) | γ_{dmax} (KN/m ³) | |
| 73.6 | 40.5 | 54.2 | 23.7 | 13.6 | 19.1 | 8×10^{-11} |

K_{CCL} : hydraulic conductivity of the soil composing the CCL; PI: plasticity index; ω_L : liquid limit; ω_{OPT} : optimum moisture content; ω_P : plastic limit; γ_{dmax} : maximum dry density.

2 RESULTS

As can be noted, flow rate along the B-GM-GCL interface decreases gradually versus time during 300 hours for each GCL and each case (rough face and smooth face in contact with the GCL) (Fig. 5). Afterwards the flow rate does no longer evolve. This corresponds to steady state. Table 3 shows flow rate, hydraulic conductivity and interface transmissivity results obtained at steady-state. Hydraulic conductivities are obtained using results of previous tests carried out in oedopermeameter cells using NF P 84-705. Apparent interface transmissivities are calculated using the analytical solution proposed by Touze-Foltz et al. (1999) (Equation 1).

A comparison of flow rates obtained in composite liners according to the side in contact with the GCLs was performed. Results show that the smoother side in contact with the GCL gives rise to lower flow rates than for the rougher side in transient state for each GCL tested (Fig. 5). This could be explained by the fact that the rough side allows the storage of a larger quantity of water at the interface with the GCL, than the smooth side of the B-GM. B-GM-GCL contact may also present interface irregularities so water could have preferential flow paths between the B-GM and the GCL. Once pores were filled and the bentonite is swollen,

results were no longer affected. So at the end of the tests, flow rates are similar for both configurations and for the two GCLs tested at steady state. As shown, in Table 2, flow rate obtained in steady state are between $4.18 \times 10^{-11} \text{ m}^3 / \text{s}$ and $4.91 \times 10^{-11} \text{ m}^3 / \text{s}$ for GCL 1 and between $3.89 \times 10^{-11} \text{ m}^3 / \text{s}$ and $3.94 \times 10^{-11} \text{ m}^3 / \text{s}$ for GCL 2. It is thought that these minor differences for each GCL can be associated to the difference on the contact quality between the two configurations at steady state. These results agree with the one from tests carried out by Barroso et al. (2010) on smooth and textured GMs.

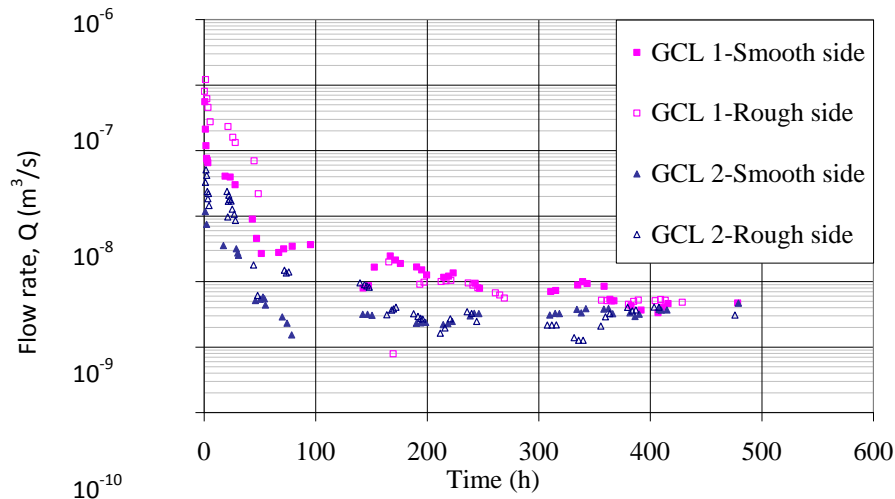


Figure .5 Comparisons between interface transmissivity results of the two faces of the bituminous GM

Table 4. Values of final interface transmissivity calculated by the analytical solution

| Test | Q (m ³ /s) | K _{GCL} (m/s) | R (m) | θ (m ² /s) |
|--------------------|------------------------|------------------------|-------|------------------------------|
| GCL 1- smooth side | 4.18×10^{-11} | 1.58×10^{-11} | 0.1 | 8.58×10^{-11} |
| GCL 1- rough side | 4.91×10^{-11} | 1.58×10^{-11} | 0.1 | 1.01×10^{-10} |
| GCL 2- smooth side | 3.94×10^{-11} | 6.90×10^{-10} | 0.1 | 8.02×10^{-11} |
| GCL 2- rough side | 3.89×10^{-11} | 6.90×10^{-10} | 0.1 | 7.92×10^{-11} |

Q, the flow rate; K_{GCL}, hydraulic conductivity of the GCL in steady-state; R_c, radius of the wetted area; θ , interface transmissivity calculated by the analytical solution.

Figure. 6 gives a synthesis of the various interface transmissivity data obtained from the literature with HDPE GMs in contact with the GCL and from this study. All data corresponding to the two configurations (rough side or smooth side of the B-GM in contact with the GCLs) are located under the GM-GCL contact condition defined by Barroso (2005) linking the interface transmissivity θ to the hydraulic conductivity of the GCL K_{GCL} according to Equation 6:

$$\log \theta = -2.2322 + 0.7155 \log K_{GCL} \quad (6)$$

This result shows the efficiency of this B-GM/GCL composite liner to reduce interface transmissivity and flow rates along the interface due to the high quality contact insured by the B-GM which creates a good adhesion with the upper geotextile interface of the GCL.

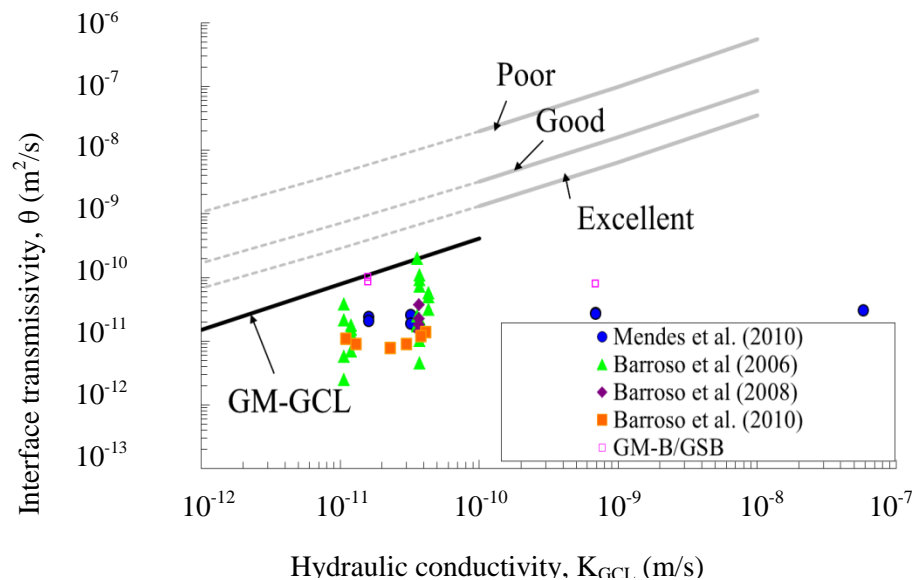


Figure 6. Synthesis of transmissivity data obtained in the literature for GCLs in contact with GMs and for B-GM in contact with GCLs obtained in this study

As shown in Table 5, hydraulic conductivity and interface transmissivity results obtained in this study are in the range of previous results obtained on HDPE GM in contact with GCL which confirm the possibility to change HDPE GMs in composite liners by bituminous ones without any account for chemical and mechanical compatibility.

Table 5. Synthesis of hydraulic conductivity and transmissivity data obtained in the literature for GCLs in contact with GMs and for B-GM in contact with GCLs obtained in this study

| Auteurs | Range of measurement of K_{GCL} (m/s) | Range of measurement of θ (m^2/s) |
|---------------------------|---|---|
| Touze-Foltz et al. (2002) | $1.00 \times 10^{-11} / 3.00 \times 10^{-11}$ | $4.54 \times 10^{-11} / 1.16 \times 10^{-8}$ |
| Barroso et al. (2006a) | $1.07 \times 10^{-11} / 4.33 \times 10^{-11}$ | $2.48 \times 10^{-12} / 1.97 \times 10^{-10}$ |
| Barroso et al (2008) | $3.70 \times 10^{-11} / 3.70 \times 10^{-11}$ | $1.44 \times 10^{-11} / 3.7 \times 10^{-11}$ |
| Barroso et al. (2010) | $1.1 \times 10^{-11} / 4.10 \times 10^{-11}$ | $7.8 \times 10^{-12} / 1.40 \times 10^{-11}$ |
| Mendes et al. (2010) | $1.6 \times 10^{-11} / 5.8 \times 10^{-08}$ | $1.9 \times 10^{-11} / 3.7 \times 10^{-11}$ |
| B-GM-GCL (this study) | $1.77 \times 10^{-11} / 6.90 \times 10^{-10}$ | $5.03 \times 10^{-11} / 1.08 \times 10^{-10}$ |

3 CONCLUSION

The work performed in this study aims to quantify flow rate measurements through composite liners defined by a defective B-GM presenting two sides (a rough side defined by a sanding and a smooth side made with a film) and two different GCLs. Tests are performed under a 50 kPa confining pressure and a 0.3m constant hydraulic head in an interface transmissivity test cell. The B-GM-GCL composite liner has shown a performance in terms of flow rates and interface transmissivity comparable to the one obtained for HDPE GM-GCL composite liners. For all cases, data are located under the GM-GCL contact condition. This provides information on the possibility from a hydraulic point of view to use B-GM in association with a GCL for hydraulic applications, where there is no question regarding chemical and mechanical compatibility between the GM and the liquid to contain.

4 REFERENCES

- AFNOR. EN 14150. 2006. Geosynthetic barriers — Determination of permeability to liquids.
- AFNOR. EN ISO 10318. 2006. Geosynthetics — Terms and definitions.
- AFNOR EN 14196. 2004 Geosynthetics. Test method for measuring mass per unit area of clay geosynthetic barriers.
- AFNOR NF P 84-705. 2008. Geosynthetic clay liners -Determination swelling, flow and permeability geosynthetic clay liners with oedopermeameter Essai de caracterisation and performance tests. 3-23. (In French).
- AFNOR EN ISO 9863-1. 2006. Geosynthetics — Determination of the thickness at specified pressure. part 1 : individuals layers.
- Alonso, E. Degoutte. G. & Girard. H. 1990. Results of seventeen years of using geomembranes in dams and basins. *Proceedings of the 4th international conference of Geotextiles. Geomembranes and Related Products: 437-442.* The Hague
- Barroso, M. (2005). Fluid Migration through Geomembrane Seams and through the Interface between Geomembrane and Geosynthetic Clay Liner. Ph.D. *Thesis, University Joseph Fourier of Grenoble (France) and University of Coimbra (Portugal)*, 215 p.
- Barroso, M., Lopes, M. & Bergamini, G. 2010. Effect of the waste pressure on fluid migration through geomembrane defects. *Proceedings 9th International Conference on geosynthetics:959-962.* Guaruja.
- Barroso, M., Touze-Foltz, N. & von Maubeuge, K. 2008. Influence of the textured structure of geomembrane on the flow rate through geomembrane GCL composite liners. *EuroGeo4. paper number 86.*
- Barroso, M., Touze-Foltz, N., von Maubeuge, K. & Pierson. P. 2006a. Laboratory investigation of flow rate through composite liners involving GCLs. *Geotextiles and Geomembranes. Vol. 24: 139-155.*
- Benchet, R., Numitor, G. & Ferretti, P. 2011. Partitioned waterproofing of a double archway work made by bituminous geosynthetic barrier. *Rencontres géosynthétiques 2011: 65-72.* Tours. (In French).
- Breul, B. & Herment, R. 1995. BGMs protect road foundation soils. *Rencontres 97 géotextiles et géomembranes: 75-78.* Reims.
- Breul, B. & Herment, R. 1997. BGM waterproof lining to Manes storage reservoir. *Rencontres 97 géotextiles et géomembranes: 164-167.* Reims.
- Breul, B. & Herment, R. 1998. Bitumen geomembranes in irrigation- case histories from a range of climates. *Proceedings of the 6th International Conference of Geosynthetics.: 1133-1138.* Atlanta. GA.
- Breul, B. & Herment, R. 1995. Les géomembranes bitumineuses dans la protection des sous-sols contre la pollution routière. *Revue Générale des routes et des aérodromes. 734 p.* (In French).
- Breul, B. & Eldrige, T. 2009. Two case histories of dams waterproofing in South America with BGMs. *Proceedings Rencontres Géosynthétiques 2009: 223-232.* Nantes. (In French).
- Breul, B., Huru, M. & Palolahti, A. 2008. Use of bituminous geomembrane (BGM) liner for agnico eagle mine in Kittila (Finland). *Proceedings of The 4th European Geosynthetics Conference.* Paper number 245. Scotland.
- Breul, B., Reinson, J., Eldridge, T., Stenson, G., & Harman, Al. 2006. Bituminous geomembrane in extremely cold conditions. *International Conference of geosynthetics: 395-398.* Rotterdam.
- Brown, K.W., Thomas, J.C., Lytton, R.L., Jayawickrama. P. & Bhart. S. 1987. Quantification of Leakage Rates through Holes in Landfill Liners. *United States Environmental Protection Agency Report CR810940.* 147 p. Cincinnati.
- [Cartaud, F. & Touze Foltz, N.](#) 2004. Influence of geotextiles at the interface of landfill bottom composite liners". *Geosynthetics conference.* Munich
- Coppinger, J., Farrell, E.R., Cherrill, H., Stenson, G., Breul, B. , Caquel, F. & Giroud, J.P. 2002. *International Conference of Geosynthetics: 921-926.* Delmas.
- Domange, G. 1983. The use of bituminous geomembranes in canals reclaiming. *Proceedings of the Colloque sur l'étanchéité superficielle des bassins, barrages et canaux: 263-266.* Paris. (In French).
- Duquenois, C., Girard, H., Mathieu, G. & Tognetti, D. 1995. River and canals lining using geomembranes. *Proceedings of the Rencontres géotextiles et géomembranes '95: 93-99.* Beaune. (In French).
- Etienne, D., Breul, B. & Herment, R. 1995. The use of bituminous geomembranes for rehabilitating the navigation canal watertightness. *Proceedings of the Rencontres geotextiles-géomembranes '95: 93-99.* Beaune. (In French).
- Fagon, Y., Flaquet-Lacoux, V., Girard, H. & Poulain, D. 1999. Record of 10 years of use of geosynthetic sealing devices in French navigable canals. *Proceedings of the Rencontres géosynthétiques '99: 187-192.* Bordeaux (In French).
- Faure, B. & Itty, J. 1999. Waterproofing by using bituminous geomembrane on a maturation clinkers area. *Proceedings of the Rencontres géosynthétiques '99 Volume 2.* Bordeaux. (In French).

- Flaquet-Lacoux, V. Malascrabes, M., Poulain, D., Girard, H. & Lino, M. Rehabilitation of the watertightness of navigable canals using geomembranes. *Ig nieurie Num ro Sp cial*: 159-167.
- French geosynthetics committee (CFG). 2011. Evaluation of the contact between geosynthetic clay liners and geomembranes in terms of transmissivity. 84 p.
- Girard, H., Lefranc, M. & Tisserand, C. 1996. Waterproofing and rehabilitation of dams by geomembranes in France. *Proceedings of the 1st European Geosynthetics Conference Eurogeo 1*: 945-952. Maastricht.
- Harpur, W.A., Wilson-Fahmy, R.F & Koerner, R.M. 1993. Evaluation of the contact between geosynthetic clay liners and geomembranes in terms of transmissivity. *Proceedings of the 7th GRI Conference on Geosynthetic Liners Systems: Innovations, Concerns and Design. IFAI*: 138-149. St. Paul.
- Imbert, B. Breul, B. & Herment, R. 1997. More than twenty years experience with bituminous geomembrane under railway ballast. *Rencontres 97 géotextiles-géomembranes*: 35-39. Reims.
- Imbert, B. & Carcenac, J.P. 1997. Ditch-Coating by bituminous geomembranes- two pilot sites. *Rencontres 97 géotextiles-géomembranes*: 49-57. Reims. (In French).
- Mendes, M. J. A., Touze-Foltz, N., Palmeira, E. M. & Pierson, P. 2010. Influence of structural and material properties of GCLs on interface flow in composite liners due to geomembrane defects. *Geosynthetics International. Vol. 17*: 34-47.
- Marchiol, A., Romero, M.A., Benneton, J.-P., Dumas, Ph. & Gautier, J.-L. 2006. Examination of a bituminous geomembrane after 12 years of use as a cover for a waste storage area. Proc. *Rencontres Géosynthétiques*: 123-132 2006. Montpellier. (In French).
- Ossena, G., Breul, B. & Herment, R. 1997. Design and construction of impervious cap to low level nuclear waste repository. Cover system by geosynthetic clay liner in Hautes Gayeulles municipal waste landfill. *Rencontres 97 Géotextiles-Géomembranes. Vol. 2*: 150-156. Montpellier. (In French).
- Peggs, I. 2008. Prefabricated bituminous geomembrane: a candidate for exposed geomembrane caps for landfill closures. *Proceedings of The first Pan American Geosynthetics Conference and Exhibition*: 191-197. Cancun.
- Poti . G. 1999. Bitumen geomembranes in canals. *Proceedings of the Rencontres géosynthétiques '99. Vol 2*. Bordeaux. (In French).
- Poti , G., Steiner, B., Ailloud, G. & Matichard, Y. 1997. Storage capping with geosynthetics liners for industrial waste landfills. *Rencontres 97 Géotextiles-Géomembranes. Vol.2*: 117-123. Reims. (In French).
- Poulain, D., Girard, H., Mine, C. & Poti , G. 1997. Waterproofing of the selvet dam with a geomembrane. *Rencontres 97 Géotextiles-Géomembranes*: 142-148. Reims. (In French).
- Tisserand, C. 1983. Reservoir of Guazza. a large reservoir of unprotected membrane. *Proceedings of the Colloque sur l'Etanchi t  superficielle des bassins. Barrages et canaux*: 87-89. Paris.
- Touze-Foltz, N. 2002. Evaluation of the hydraulic transmissivity in soil liner-geomembrane interfaces. *Proceedings of the Seventh International Conference on Geosynthetics. Vol. 2*: 799-802. Nice.
- Touze-Foltz, N., Darlot, O., & Barroso, M. 2002. Experimental investigation of the influence of the pre-hydration of GCLs on the leakage rates through composite liners. *Proceedings of the International Symposium on Geosynthetic Clay Barriers*: 265-274. Nuremberg.
- Touze-Foltz, N., Rowe, R. K. & Duquennoi, C. 1999. Liquid flow through composite liners due to geomembrane defects: Analytical solutions for axi-symmetric and two-dimensional problems. *Geosynthetics International. Vol 6*: 455-479.

Annexe 3

Débit de fuite à travers les géofilms bentonitiques à l'échelle décimétrique

Des essais de transmissivité d'interface à l'échelle décimétrique ont été effectués sur des géofilms bentonitiques (GFB) afin de tester ces nouveaux produits d'étanchéités émergents ainsi que dans le but de développer une nouvelle procédure pour l'essai de transmissivité sur GFB. Le but étant de prendre en considération d'autres paramètres (rigidité épaisseur de la GM, mode de liaison avec le GSB) influençant la qualité de contact entre la GM et le GSB. Nous nous intéressons également aux résultats des débits de fuite et de transmissivité d'interface en régime transitoire et permanent autres que celles considérées dans les études précédentes. Trois GFB, provenant de différents fabricants ont été utilisés dans cette étude dans le but de tester la fiabilité de l'équipement de l'essai de transmissivité d'interface à quantifier les débits de fuite à travers ces GFB. Le but étant de développer une nouvelle procédure de l'essai de transmissivité d'interface sur les GFB ainsi que d'analyser le comportement de ces derniers afin de donner des recommandations pour leur utilisation comme des étanchéités composites à part entière. Pour le premier GFB, un polymère est imprégné dans géotextile supérieur du GSB alors que pour les deux derniers, les géofilms sont collés sur les géotextiles supérieurs des GFB.

Les résultats de l'essai ont montré des valeurs de débit de fuite en régime permanent comprises entre $1,73 \times 10^{-11}$ et $2,18 \times 10^{-10} \text{ m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$. Les transmissivités d'interface ont été calculées en utilisant l'équation analytique développée par *Touze Foltz et al. (1999)*. Les résultats obtenus sont dans la gamme des valeurs de débits de fuite existants dans la littérature excepté pour le GFB 3. Dans le but d'investiguer la variabilité des débits de

fuite obtenus et la fiabilité de ces produits en étanchéités composites, des essais complémentaires ont été effectués en ajoutant une GM sur le géofilm, ce qui augmente l'épaisseur de la couche polymérique et donc sa rigidité. Les débits de fuite mesurés entre la face inférieure du géofilm et le géotextile supérieur du GFB étaient compris entre $1,31 \times 10^{-11}$ et $2,17 \times 10^{-11} \text{ m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$. Les valeurs de débits de fuite sont donc plus faibles et plus homogènes. Ceci peut être expliqué par le fait que l'augmentation de l'épaisseur du géofilm, augmente par conséquence sa rigidité et ceci résulte en une meilleure transmission de la contrainte de confinement appliquée à travers la couche granulaire assurant une meilleure qualité de contact à l'interface.

Cette étude a été valorisée dans un chapitre de livre de l'ASTM consacré aux pratiques actuelles et futures d'expérimentations sur les géofilms bentonitiques (*réf : Bannour, H., Touze-Foltz, N., Courté, A. & von Maubeuge, K. P. (2013) (b). Interface Transmissivity Measurement in Multicomponent Geosynthetic Clay Liners. Current and Future Practices for the Testing of Multi-Component Geosynthetic Clay Liners, STP 1562, Kent P. von Maubeuge and J. P. Kline, Eds., 47–61*). Cette étude a été complétée dans ce rapport à l'aide d'essais de mesure du débit de fuite sur les mêmes géofilms bentonitiques sur une cellule métrique (chapitre VII) afin de prendre l'effet de l'échelle d'essai sur les résultats de mesure du débit de fuite et de la transmissivité d'interface en vue de limiter les effets de bords ainsi que de considérer une surface d'essai représentative des conditions de terrains.

Current and Future Practices for the Testing of Multi-Component Geosynthetic Clay Liners STP 1562, 2013

Available online at www.astm.org
DOI:10.1520/STP156220120089

H. Bannour,¹ N. Touze-Foltz,² A. Courté,³ and K. P. von Maubeuge⁴

Interface Transmissivity Measurement in Multicomponent Geosynthetic Clay Liners

REFERENCE: Bannour, H., Touze-Foltz, N., Courté, A., and von Maubeuge, K. P., "Interface Transmissivity Measurement in Multicomponent Geosynthetic Clay Liners," Current and Future Practices for the Testing of Multi-Component Geosynthetic Clay Liners, STP 1562, Kent P. von Maubeuge and J. P. Kline, Eds., pp. 47–61, doi:10.1520/STP156220120089, ASTM International, West Conshohocken, PA 2013.⁵

ABSTRACT: Three different multicomponent geosynthetic clay liners (GCLs) from different manufacturers are tested in a transmissivity cell with a new testing procedure to quantify the flow rate and the interface transmissivity between the coating or attached film presenting a hole and the upper geotextile tile of the GCL. The testing device was previously used in studies aiming to evaluate the interface transmissivity between a damaged geomembrane (GM) and a regular GCL. Different results are obtained regarding the evolution with the time of the flow rate ranging from $1.73 \cdot 10^{-11} \text{ m}^3/\text{s}$ to $2.18 \cdot 10^{-10} \text{ m}^3/\text{s}$ at steady state, which is on average in the range of flow rate results obtained with a GM–GCL composite liner. Additional tests performed by adding a GM on top give lower values of flow rates. This shows the importance of the film or coating rigidity for decreasing flow rate and insuring a better quality contact at the interface.

KEYWORDS: geosynthetics, environmental applications, landfill liner, transmissivity, multicomponent geosynthetic clay liners (GCLs), testing, advective flow

Manuscript received June 18, 2012; accepted for publication April 25, 2013; published online June 14, 2013.

¹Irstea, HBAN Unit, Antony, France, e-mail: hajer.bannour@irstea.fr

²Irstea, HBAN Unit, Antony, France, e-mail: nathalie.touze@irstea.fr

³Irstea, HBAN Unit, Antony, France, e-mail: adeline.courte@irstea.fr

⁴NAUE GmbH and Co., KG, Espelkamp-Fiestel, Germany, e-mail: kvmaubeuge@naue.com

⁵ASTM 3rd Symposium on Current and Future Practices for the Testing of Multi-Component Geosynthetic Clay Liners on June 29, 2012 in San Diego, CA.

Copyright © 2013 by ASTM International, 100 Barr Harbor Drive, PO Box C700, West Conshohocken, PA 19428-2959.

Introduction

Geosynthetic clay liners (GCLs) are defined in the “Recommended Descriptions of Geosynthetics Functions, Geosynthetics Terminology, Mathematical and Graphical Symbols of the International Geosynthetics Society” as an assembled structure of geosynthetic materials and low hydraulic conductivity earth material (clay), in the form of a manufactured sheet, used in civil engineering applications. The EN ISO10318 standard [1] defines geosynthetic barriers, that can be polymeric, bituminous, or clay geosynthetic barrier, depending on which component fulfils the barrier function. Indeed, multicomponent GCLs have been introduced to the market. The following definition proposals might be added in the future in ASTM D4439 [2]. A multicomponent GCL is a GCL with an attached film, coating, or membrane decreasing the hydraulic conductivity or protecting the clay core or both. An adhered GCL is a GCL product in which the clay component is bonded to a coating or membrane by adhesion.

Flow Rates and Interface Transmissivity in Composite Liners With a GCL

The work performed in the past years regarding the behaviour of geosynthetic clay liners as part of a composite liner mainly focused on the situation where the GCL is located under a hole in a high-density polyethylene (HDPE) geomembrane (GM). The flow through a defect in the geomembrane depends on the contact between the GM and the underlying soil liner or GCL [3]. According to these authors, if the contact is not perfect, once the fluid has migrated through the defect, it spreads laterally through the gap existing between the GM and the underlying soil, called interface. This interface flow covers an area called wetted area. Finally, the liquid migrates into and through the soil liner. The contact between the GM and the GCL was quantified in terms of flow rate through the composite liner and in terms of interface transmissivity.

Analytical Solution for Calculating Interface Transmissivity in a Composite Liner

To calculate the GM–GCL interface transmissivity h , an analytical solution has been developed for the case of a circular defect in the GM [4] (Eq 1). This analytical solution assumes that: (i) the interface transmissivity is uniform; (ii) the liquid flow in the transmissive layer is radial; (iii) the flow occurs under steady-state conditions; (iv) the compacted clay liner (CCL), the GCL, and the GM–GCL interface are saturated; and (v) the additional flow through the passive barrier (CCL–GCL) is one-dimensional and vertical. The final flow rates

(steady-state conditions) measured in the transmissivity tests were used in the calculations.

In a composite liner, a great fraction of the liquid that passes through the GM puncture flows along the GM–GCL interface, moving laterally to a certain distance from the GM puncture before infiltrating into the GCL and underlying layers. The contour of the region reached by the fluid defines the wetted area. Under field conditions, a virtual radius from the GM puncture centre will define the wetted area. Under the conditions of the tests performed in this work, the radius of the wetted area is the internal radius of the cell as long as there is along the test a flow at the downstream side of the cell. The flow rate can be calculated in these conditions using Eq 1:

$$Q = \pi r_0^2 k_s \frac{h_w + d}{H_s} - 2\pi r_0^2 \theta \alpha [AI_1(\alpha r_0) - BK_1(\alpha r_0)] \quad (1)$$

where Q is the flow rate under steady-state conditions; r_0 is the circular defect radius; k_s is the hydraulic conductivity of the liner (GCL **p** CCL); h_w is the hydraulic head; d_s is the thickness of the liner (GCL **p** CCL); H_s is the thickness of the soil component of the composite liner (GCL **p** CCL); h is the interface transmissivity; I_1 and K_1 are modified Bessel functions of the first order; and a , A , and B are parameters given by Eqs 2 to 5.

$$\alpha = \sqrt{\frac{k_s}{\theta d_s}} \quad (2)$$

$$A = -\frac{h_w K_0(\alpha R) + H_s (K_0(\alpha R) - K_0(\alpha r_0))}{K_0(\alpha r_0) I_0(\alpha R) - K_0(\alpha R) I_0(\alpha r_0)} \quad (3)$$

$$B = \frac{h_w K_0(\alpha R) + H_s (I_0(\alpha R) - I_0(\alpha r_0))}{K_0(\alpha r_0) I_0(\alpha R) - K_0(\alpha R) I_0(\alpha r_0)} \quad (4)$$

As

$$AI_1(\alpha R) + BK_1(\alpha R) - H_s = 0 \quad (5)$$

where K_0 and I_0 are modified Bessel functions of zero order and R is the radius of the wetted area.

Equations 2 to 5 apply to the boundary condition where the hydraulic head is equal to zero at a certain radius in the specimen, which in the present case is the cell radius.

It should be pointed out that the interface transmissivity, calculated based on the analytical solution, should be viewed as an apparent transmissivity, because of the fact that preferential flow paths can occur in the tests caused by the irregularity of the drainage system layer and the type of contact between the GM and the GCL, which were not considered in the development of the analytical solution employed.

Previous Interface Transmissivity Results in Tests Carried Out on a Composite Liner With a GCL

Various situations were tested in the past to evaluate the effect of a smooth GM in contact with the GCL [5–7]. It has been verified that under steady-state conditions, the most significant fraction of the flow takes place along the interface between the GM and the cover geotextile of the GCL, through the cover geotextile, and along gaps between the cover geotextile of the GCL and the bentonite [5]. A less important amount of fluid percolates through the bentonite and below the GCL. The influence of the hydraulic head, pre-hydration of the GCL, and confining stress on the GM–GCL interface transmissivity has also been investigated [6,7]. The results obtained by those authors showed that it is difficult to establish general trends expressing the influence of pre-hydration, confining stress, and hydraulic head on the interface transmissivity. Nevertheless, it seems that, regarding the flow rate, it is important to take into account both the initial water content of the specimen and the confining stress [6]. The confining stress affects differently the flow rate, depending on the initial water content of the specimen. In fact, the flow rate in pre-hydrated GCLs is about 1 order of magnitude larger in tests under a confining stress of 50 kPa than in tests under 200 kPa. On the other hand, for non-pre-hydrated specimens, the flow rates are similar for the two confining stresses under steady-state flow conditions [6].

The situation where a textured HDPE GM was used in contact with the GCL was also evaluated [8]. Three different textured GMs were used. Results showed that the tests were reproducible and that the texture had a small impact on flow rates obtained at steady state, although, at the beginning of the tests, larger flow rates were obtained with smooth GMs than with textured GMs. This suggests that, at the early phases of the tests, the water flows more easily at the interface when smooth GMs are used. The texture seems to reduce the space available at the interface for the water flow. However, with time, the sodium bentonite in the GCL swelled resulting in a better contact between the GM and the GCL.

More recently, the effect of the nature of the bentonite in the GCL, sodium, or calcium bentonite, leading to different flow rates in the GCL, was evaluated [9]. Those authors concluded that the nature of the bentonite and the manufacturing process of the GCLs studied did not affect the GM–GCL interface transmissivity when steady-state flow conditions were reached. They did also notice that for hole diameters in the range 4 to 10 mm, the diameter of the hole in the GM did not significantly influence the flow rate through the GM–GCL composite liner: the expansion of the sodium bentonite was effective in blocking the puncture in the GM, yielding to a significant reduction of the flow rate. These results suggest that GCLs containing sodium bentonite, whose hydraulic conductivity increases because of cation exchange, can still maintain a good performance in a composite liner in terms of GM–GCL interface transmissivity and flow rate through the composite liner.

Experiments

Materials Tested

Three different multicomponent GCLs, from different manufacturers are tested in this study to examine the ability of the interface transmissivity test equipment to quantify the flow rate through multicomponent GCLs. The mass per unit area of dry bentonite is measured on the tested specimens. The mass per unit area of geosynthetics is obtained as the average for three 0.09 -m-diameter specimens.

Figure 1 shows the aspect of the surface of the coating or the attached film on top of each multicomponent GCL. The wrinkling of the film is variable depending on the product tested.

The first multicomponent GCL (GCL 1) is a coated GCL. The polyolefin polymer coating is added in a fluid state directly on top of the woven component of the GCL. This allows the polymer coating to penetrate into the woven structure, surround the needle punched fibres from the nonwoven carrier geotextile and attach firmly, uniformly and directionally independent to the entire woven GCL component. Two of the multicomponent GCLs (GCLs 2 and 3) are made of a GCL on which a film was attached (glued). Details of the various multicomponent GCLs are given in Table 1. It includes cover and carrier geotextile types, the bonding type, the film or coating thickness, its total dry mass per unit area, and finally the measured total dry mass per unit area of specimen. The wrinkling of the attached film is variable depending on the product tested. No wrinkling is observed on the coating.

The CCL used underneath the GCL is similar to the one from previous studies [6,8,9,] as shown in Table 2.

Apparatus Description and Test Setup

Transmissivity tests are carried out in an apparatus specially designed to measure the flow rate in a composite liner, as shown in Fig. 2. As previously described in the literature [6–12], it consists of a Plexiglas cell basically composed by four parts: (i) a bottom plate which supports the soil and applies the confining stress; (ii) a 200-mm-inside-diameter base cylinder, 80 mm high, to accommodate the compacted base soil and the mineral part of the multicomponent GCL specimen; (iii) a top coarse granular drainage layer; and (iv) an upper cylinder that accommodates the granular layer. To assemble the test, initially the base soil, simulating a CCL, is compacted in the bottom cylinder of the equipment with the upper side contacting a rigid metallic plate to ensure a smooth CCL surface underneath the GCL. The final thickness of the CCL specimen is approximately 0.06 m. The internal walls of the bottom cylinder are lubricated before soil compaction, to minimise friction between the CCL and these walls during the tests. To ensure watertightness between the upper cylinder and the film, and to be able to accommodate the Geotextiles and bentonite part of the multicomponent GCL in the upper cylinder, the multicomponent GCL has to be disassembled at the edges of a 0.3-m-diameter multicomponent GCL specimen. Only a 0.2-m-diameter centered piece of the mineral part of the multicomponent GCL is kept for insertion in the base cylinder. Figures 3–5 illustrate the various stages of preparation of the specimen, consisting on separating the coating or attached film from the mineral part of the multicomponent GCL on 0.05 m at their edges (see Fig. 3). The central mineral part of the GCL is then cut to a 0.2-m-diameter centered in the specimen to fit into the base cylinder of the test cell as shown on Fig. 4. Figure 5(a) illustrates the resulting aspect of the specimen. The central hole is then cut into the coating or attached film, without damaging the underlying geotextile (see Fig. 5(b)). Finally the specimen is installed in the test cell (see Fig. 5(d)) after compaction of the clay layer (see Fig. 5(c)). Once the test cell is closed, the coating or attached film ensures the water tightness of the upper part of the cell. Silicon grease is added between the coating or attached film of the multicomponent GCL and the top part of the cell so that no water can flow between

the attached film or coating and the top part of the cell through which the hydraulic head is applied.

To get results that can be compared to the results presented in the literature [6,8,9], a 4-mm-diameter hole was drilled in the coating or attached film, and a 50 kPa load and a 0.3 -m hydraulic head applied.

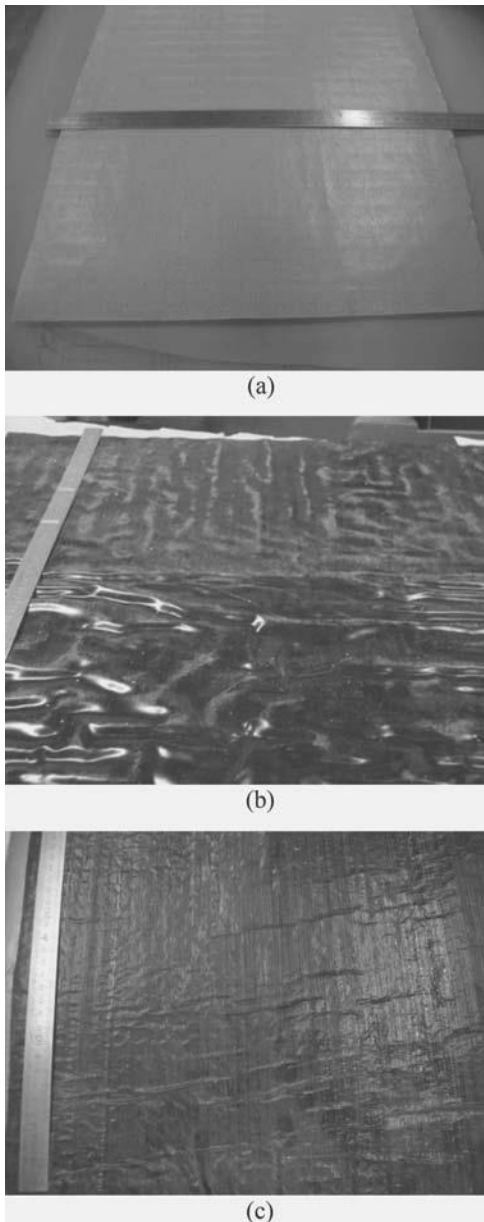


FIG. 1—View of the surface of the various multicomponent GCLs studied: (a) GCL 1, (b) GCL 2, and (c) GCL 3.

TABLE 1—Presentation of multicomponent GCLs tested.

| Multicomponent GCL | Cover GTX | Carrier GTX | Bonding | Film or Coating Thickness (mm) [15] | Film or Coating Measured Total Dry Mass Per Unit Area (kg/m ²) [16] | Measured Total Dry Mass Per Unit Area of Specimen (kg/m ²) [17] |
|--------------------|-----------|-------------|------------------|-------------------------------------|---|---|
| 1 | Woven | Non-woven | Coated | $0.4 < e_f < 0.7$ | $0.25 < m_f < 0.4$ | 4.83 |
| 2 | Non-woven | Woven | Attached (glued) | 0.45 | 0.2 | 5.69 |
| 3 | Woven | Non-woven | Attached (glued) | 0.25 | 0.2 | 5.04 |

TABLE 2—Properties of the base soil used (adapted from Barroso et al. 2006).

| Atterberg limits (ASTM D4318) | | Proctor modified (ASTM D1557) | | | | c_{dmax} (KN/m ³) | K_{CCL} (m/s) |
|-------------------------------|----------|-------------------------------|-----------|--------|---------------|---------------------------------|---------------------|
| Percent fines (%) | Clay (%) | x_L (%) | x_P (%) | PI (%) | x_{OPT} (%) | | |
| 73.6 | 40.5 | 54.2 | 23.7 | 30.5 | 13.6 | 19.1 | 8 10 ⁻¹¹ |

Note: K_{CCL} , hydraulic conductivity of the soil composing the CCL; PI, plasticity index; x_L , liquid limit; x_{OPT} , optimum moisture content; x_P , plastic limit; c_{dmax} , maximum dry density.

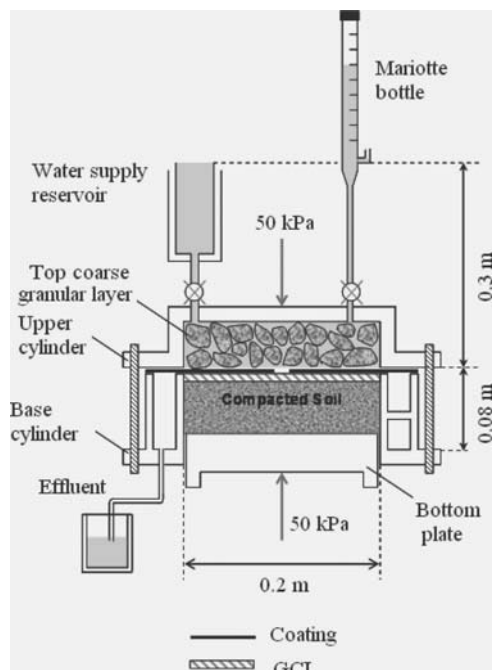


FIG. 2—Interface transmissivity test apparatus (from Mendes et al. 2010).

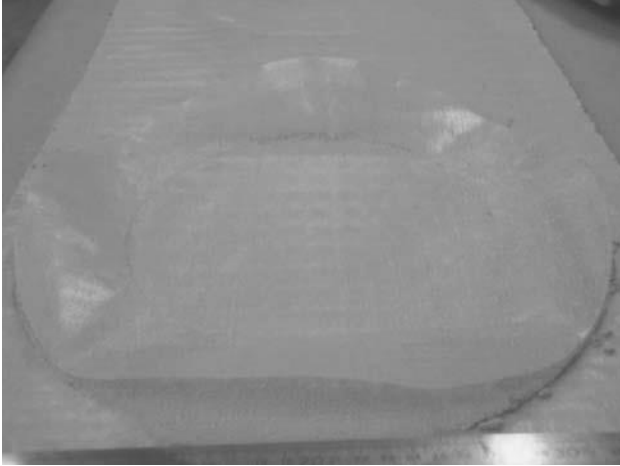


FIG. 3—Separation of coating and mineral part of the GCL 1 on 0.05 m at the edges of specimen.

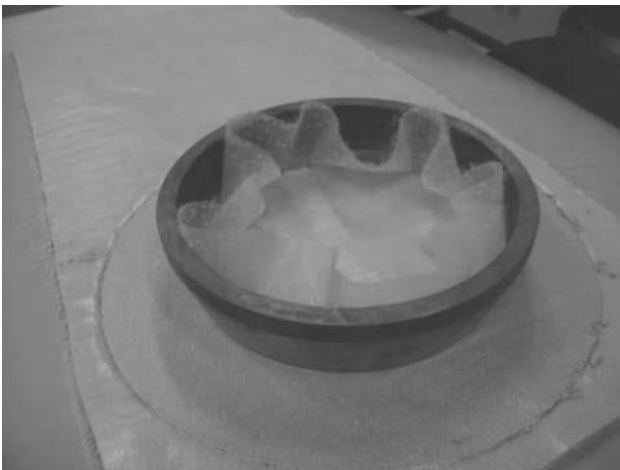


FIG. 4—Cutting the center of the mineral part of GCL 1 at a 0.2-m diameter.

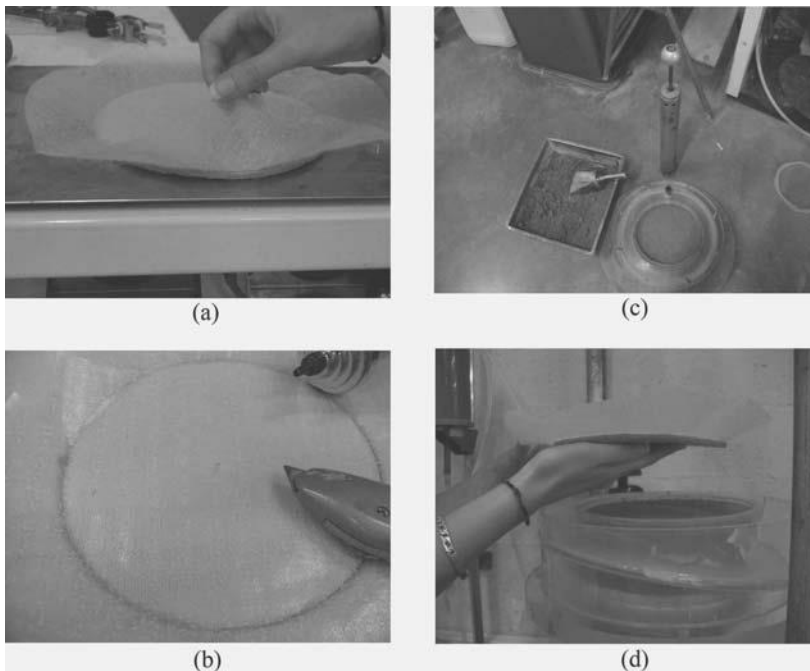


FIG. 5—Interface transmissivity test procedure: (a) view of the GCL 1 specimen before testing with coating in excess at the specimen periphery, (b) view of the 4-mm-diameter hole in the coating, (c) soil compaction, and (d) installation of specimen in test cell.

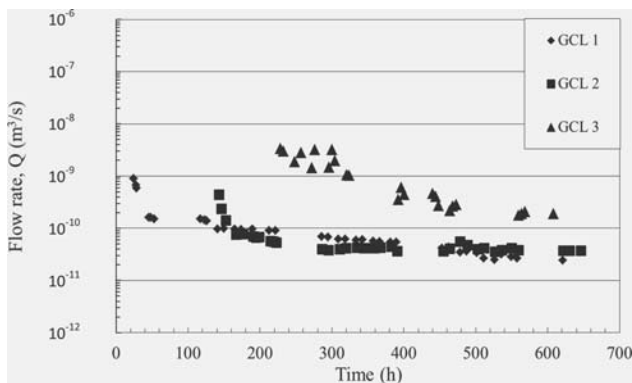


FIG. 6—Flow rate along multicomponent GCL interfaces versus time.

Results

Figure 6 shows the evolution with time of the flow rates of the three tests performed for the multicomponent GCLs tested. The flow rate is obtained only at the upstream side of the cell.

It is important to note that a preliminary hydration of GCL2 and 3 was required. Indeed a preliminary test performed without prehydration failed: the flow rates were very large and could not be measured with the experimental device available. It was thus decided to prehydrate these GCLs with a very low hydraulic head (1 cm) during 4 days before the hydraulic tests could start.

As can be noted, the flow rate versus time along the interface decreases gradually during 500 h. Afterwards the flow rate does no longer evolve. This corresponds to steady state.

Table 3 shows flow rates, hydraulic conductivities and interface transmissivities results obtained at steady state. Hydraulic conductivities were obtained using preliminary tests carried out in oedopermeameter cells [13]. Apparent interface transmissivities were calculated using the analytical solution given in Eq 1. What can be noted in results is that the flow rate is ranging from

$1.73 \cdot 10^{-11} \text{ m}^3/\text{s}$ to $2.18 \cdot 10^{-10} \text{ m}^3/\text{s}$. Results obtained are in the range of previous results from the literature for HDPE GM/GCL interfaces except for GCL3.

To investigate the origin of the large variation in flow rates obtained, tests were thus also conducted by adding a GM on top of the multicomponent GCL, with a large 0.02-m-diameter hole at its centre as shown in Fig. 7. Silicon grease was added between the GM and the coating or attached film of the multicomponent GCLs so that no water could flow between the GM and the coating or attached film (see Fig. 7(a)), ensuring that the flow would take place through the hole in the coating or the attached film and then at the interface of the multicomponent GCL. Results obtained in this latest case are presented in Table 4. All results obtained in this study are presented in Fig. 8. Tests with index 1 were performed on multicomponent GCLs without GM and tests with index 2 were carried out with an additional GM on top of the multicomponent GCL. Flow rates obtained in the second case (with additional GM) range from

$1.31 \cdot 10^{-11} \text{ m}^3/\text{s}$ to $2.17 \cdot 10^{-11} \text{ m}^3/\text{s}$; thus values are more homogeneous.

What can be noted in Fig. 8 is that the flow rates obtained in the case of an additional GM on the top of the multicomponent GCL are significantly lower than without using a GM. This reduction lies in the range 23 % to 90 % in terms of flow rates and in the range 33 % and 91 % in terms of interface transmissivity.

An interpretation of the results obtained is that the increase of the coating or the attached film thickness (from less than 0.7 mm to more than 2 mm) increases also its rigidity. This results in a more uniform transmission of the normal load applied by the granular drainage layer in the testing device to the GCL through the polymeric material ensuring a better quality contact at the interface.

TABLE 3—Values of final interface transmissivity measured and calculated by the analytical solution.

| Multicomponent GCL | Q (m ³ /s) | K _{GCL} (m/s) | h (m ² /s) |
|--------------------|-----------------------|------------------------|-----------------------|
| 1 | $1.73 \cdot 10^{-11}$ | $2.08 \cdot 10^{-11}$ | $3.48 \cdot 10^{-11}$ |
| 2 | $4.05 \cdot 10^{-11}$ | $1.27 \cdot 10^{-11}$ | $8.32 \cdot 10^{-11}$ |
| 3 | $2.18 \cdot 10^{-10}$ | $2.08 \cdot 10^{-11}$ | $5.46 \cdot 10^{-10}$ |

Note: Q, flow rate; K_{GCL}, hydraulic conductivity in steady-state of the GCL; h, interface transmissivity calculated by the analytical solution.

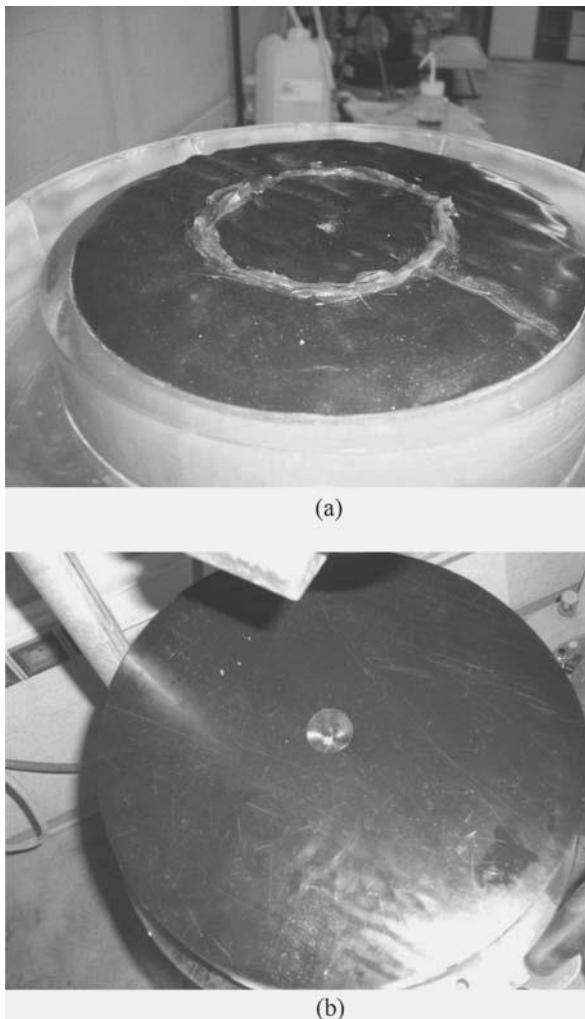


FIG. 7—Testing procedure with a multicomponent GCL and a GM: (a) multicomponent GCL with silicone grease on top, before placement of the GM, and (b) GM with larger diameter hole (0.02 m) on top of the multicomponent GCL. The respective position of both holes avoids flow between GM and multicomponent GCL.

TABLE 4—Values of final interface transmissivity obtained from interface transmissivity test carried out on HDPE geomembrane and the multicomponent GCLs.

| Multicomponent GCL | Q (m ³ /s) | K _{GCL} (m/s) | h (m ² /s) |
|--------------------|------------------------|------------------------|------------------------|
| GCL 1-2 | 1.39 10 ⁻¹¹ | 2.08 10 ⁻¹¹ | 2.78 10 ⁻¹¹ |
| GCL 2-2 | 2.17 10 ⁻¹¹ | 1.41 10 ⁻¹¹ | 4.41 10 ⁻¹¹ |
| GCL 3-2 | 1.31 10 ⁻¹¹ | 2.08 10 ⁻¹¹ | 2.60 10 ⁻¹¹ |

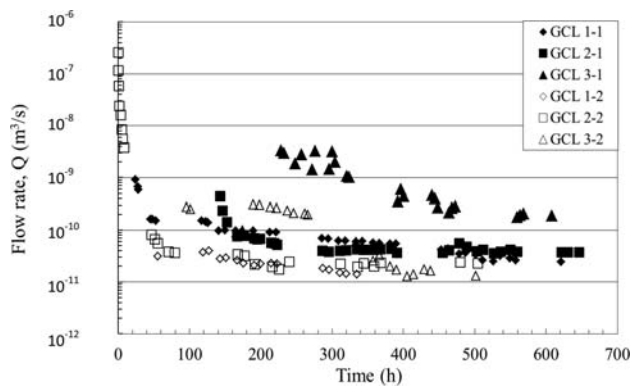


FIG. 8—Comparison between flow rate measurements for multicomponent GCLs and GM-multicomponent GCLs composite liners

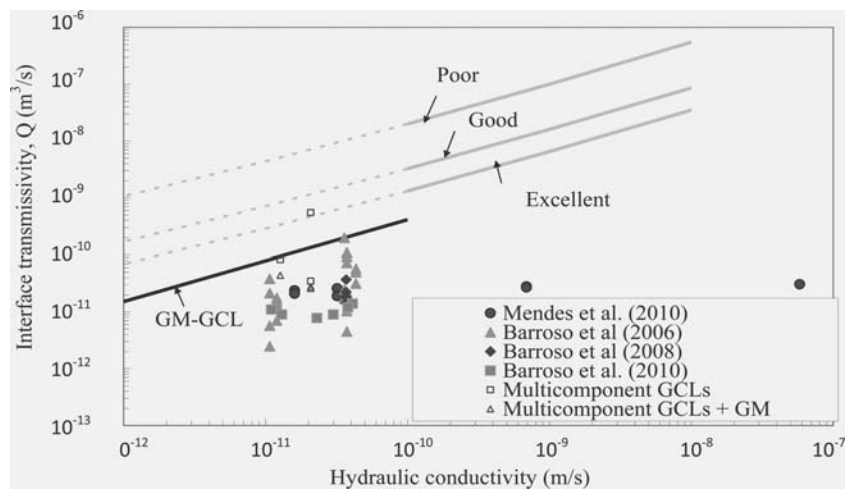


FIG. 9—Synthesis of transmissivity data obtained in the literature for GCLs in contact with GMs and for multicomponent GCLs.

Figure 9 gives a synthesis of the various interface transmissivity data obtained from the literature and from this study. For tests carried out on multi-component GCLs, all data unless for GCL 3 (on excellent contact condition) are located under the GM–GCL contact condition linking the interface transmissivity, h , to the hydraulic conductivity of the GCL, k_L , according to Eq 6 [14]:

$$\log_{10} \theta = -8.5965 + 0.1476 \log_{10} K_{GCL} \quad (6)$$

When adding a GM on the top of the multicomponent GCL, the interface transmissivity decreases as compared to the obtained on tests performed without adding a GM thereby confirming the important role of the rigidity on the coating or attached film to obtain better results regarding the reduction of flow rates in composite liners.

Conclusion

The aim of the present study was to adapt an existing interface transmissivity test device by developing a procedure for multicomponent GCLs. The purpose was to evaluate flow rate and interface transmissivity between the coating or the attached film and the

upper geotextile of the GCL under a radial flow regime when the coating or the attached film is damaged.

Two of the multicomponent GCLs tested, with an attached film at their surface, had to be preliminary prehydrated under a low hydraulic head to ensure that flow rates could be measured and would decrease with time as is usually observed in composite liners containing a GCL. To improve the analysis of the results additional tests were performed by adding a GM on top of the multicomponent

GCLs, which increased the rigidity and thus improved the distribution of load from the top granular plate. This resulted in lower flow rates and interface transmissivity values. Those results tend to show that the rigidity of the coating or attached film influences flow rates and interface transmissivity evolutions in the case of multicomponent GCLs and in composite liners in general. So to ensure higher performances of multicomponent GCLs in hydraulic applications, a high rigidity of the coating or the attached film is recommended.

References

- [1] AFNOR, EN ISO10318, 2006, “Geosynthetics—Terms and Definitions,” AFNOR Group, La Plaine Saint-Denis Cedex, France.
- [2] von Maubeuge, K., Sreenivas, K., and Pohlmann, H., “The New Generation of Geosynthetic Clay Liners,” Geosynthetics India’11, Chennai (Tamil Nadu), India, Sept 22–24, 2011.
- [3] Brown, K. W., Thomas, J. C., Lytton, R. L., Jayawickrama, P., and Bhart, S., “Quantification of Leakage Rates Through Holes in Landfill Liners,” United States Environmental Protection Agency Report CR810940, Environmental Protection Agency, Cincinnati, OH, 1987.
- [4] Touze-Foltz, N., Rowe, R. K., and Duquennoi, C., “Liquid Flow Through Composite Liners Due to Geomembrane Defects: Analytical Solutions for Axisymmetric and Two-Dimensional Problems,” Geosynth. Int., Vol. 6, No. 1, 2001, pp. 455–479.
- [5] Harpur, W. A., Wilson-Fahmy, R. F., and Koerner, R. M., “Evaluation of the Contact Between Geosynthetic Clay Liners and Geomembranes in Terms of Transmissivity,” Proceedings of the 7th GRI Conference on Geosynthetic Liners Systems: Innovations, Concerns and Design, Philadelphia, PA, Dec. 14–15, 1993, IFAI, St. Paul, MN, pp. 138–149.
- [6] Barroso, M., Touze-Foltz, N., von Maubeuge, K., and Pierson, P., “Laboratory Investigation of Flow Rate through Composite Liners Involving GCLs,” Geotext. Geomembr., Vol. 24, 2006, pp. 139–155.
- [7] Barroso, M. C. P., Lopes, M. D. G. A., and Bergamini, G., “Effect of the Waste Pressure on Fluid Migration through Geomembrane Defects,” Proceedings 9 ICG, Guarujá, Brazil, May 23–27, 2010, pp. 959–962.
- [8] Barroso, M., Touze-Foltz, N., and von Maubeuge, K., “Influence of the Textured Structure of Geomembrane on the Flow Rate through Geomembrane GCL Composite Liners,” Proceedings of the 4th European Geosynthetics Conference, Edinburgh, Scotland, UK, September 7–10, 2008, 86 pp.
- [9] Mendes, M. J. A., Touze-Foltz, N., Palmeira, E. M., and Pierson, P., “Influence of Structural and Material Properties of GCLs on Interface Flow in

Composite Liners Due to Geomembrane Defects,” *Geosynth. Int.*, Vol. 17, 2010, pp. 34–47.

- [10] Touze-Foltz, N., “Evaluation of the Hydraulic Transmissivity in Soil Liner–Geomembrane Interfaces,” Proceedings of the Seventh International Conference on Geosynthetics, Nice, France, September 22–27, Vol. 2, 2002, pp. 799–802.
- [11] Touze-Foltz, N., Darlot, O., and Barroso, M., “Experimental Investigation of the Influence of the Pre-Hydration of GCLs on the Leakage Rates through Composite Liners,” Proceedings of the International Symposium on Geosynthetic Clay Barriers, Nuremberg, Germany, April 16–17, 2002, pp. 265–274.
- [12] Cartaud, F. and Touze Foltz, N., “Influence of Geotextiles at the Interface of Landfill Bottom Composite Liners,” Geosynthetics Conference, Munich, Germany, March 1–3, 2004.
- [13] AFNOR, NFP84-705, 2008, “Geosynthetic Barriers—Determination of the Swelling, Flow and Permeability Characteristics of Geosynthetic Clay Liners (GCL) Using an Oedopermeameter—Characterisation Test and Performance Test,” AFNOR Group, La Plaine Saint-Denis Cedex, France (in English).
- [14] Touze Foltz, N. and Barroso, M., “Empirical Equations for Calculating the Rate of Liquid Flow through GCL-Geomembrane Composite Liners,” *Geosynth. Int.*, Vol. 13, No. 2, 2006, pp. 73–82.
- [15] AFNOR, EN ISO9863-1, 2006, “Geosynthetics—Determination of the Thickness at Specified Pressure, Part 1: Individuals Layers,” AFNOR Group, La Plaine Saint-Denis Cedex, France.
- [16] BSI, EN ISO14149, 2003, “Geosynthetics: Test Methods for Measuring Mass per Unit Area of Clay Geosynthetic Barriers,” European Committee for Standardization, Brussels, Belgium.
- [17] AFNOR, EN14196, 2004, “Geosynthetics—Test Method for Measuring Mass per Unit Area of Clay Geosynthetic Barriers,” AFNOR Group, La Plaine Saint-Denis Cedex, France.

