



HAL
open science

Modélisations physique et numérique des géostructures énergétiques

Ahmed Boukelia

► **To cite this version:**

Ahmed Boukelia. Modélisations physique et numérique des géostructures énergétiques. Thermique [physics.class-ph]. Université de Lorraine, 2016. Français. NNT : 2016LORR0241 . tel-03130332

HAL Id: tel-03130332

<https://hal.univ-lorraine.fr/tel-03130332v1>

Submitted on 3 Feb 2021

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.



AVERTISSEMENT

Ce document est le fruit d'un long travail approuvé par le jury de soutenance et mis à disposition de l'ensemble de la communauté universitaire élargie.

Il est soumis à la propriété intellectuelle de l'auteur. Ceci implique une obligation de citation et de référencement lors de l'utilisation de ce document.

D'autre part, toute contrefaçon, plagiat, reproduction illicite encourt une poursuite pénale.

Contact : ddoc-theses-contact@univ-lorraine.fr

LIENS

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 122. 4

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 335.2- L 335.10

http://www.cfcopies.com/V2/leg/leg_droi.php

<http://www.culture.gouv.fr/culture/infos-pratiques/droits/protection.htm>



UNIVERSITÉ DE LORRAINE

École doctorale EMMA – Énergie Mécanique et Matériaux
Laboratoire d'Énergétique et de Mécanique Théorique et Appliquée

THÈSE

Présentée en vue de l'obtention du grade de

Docteur de l'Université de Lorraine

Spécialité : Mécanique – Génie Civil

Par

Ahmed BOUKELIA

Modélisations physique et numérique des géostrucures énergétiques

Soutenue le 12 décembre 2016 devant la commission d'examen

Monsieur Anh-Minh TANG	Chargé de recherche – École des Ponts ParisTech	Rapporteur
Monsieur Christophe LANOS	Professeur – Université Rennes 1	Rapporteur
Monsieur Tangi LE BORGNE	Ingénieur – Bouygues Construction	Examinateur
Monsieur Daniel DIAS	Professeur – Université de Grenoble	Examinateur
Madame Farimah MASROURI	Professeur – Université de Lorraine	Directeur de thèse
Madame Sandrine ROSIN-PAUMIER	Maître de Conférences - Université de Lorraine	Co-directeur de thèse

Remerciements

Ce travail de thèse, réalisé entre le LEMTA et l'ESITC de Metz, n'aurait pu être possible sans la contribution de quelques personnes à qui je souhaiterais exprimer toute ma gratitude. J'adresse tout d'abord mes remerciements à Monsieur Marcel Poinsignon, directeur de l'ESITC de Metz, qui a financé cette thèse.

Mes plus vifs remerciements et ma profonde reconnaissance s'adressent à Madame Farimah Masrouri, Professeur à l'ENSG - Université de Lorraine, pour avoir accepté de diriger cette thèse. Je la remercie chaleureusement pour ses conseils scientifiques, ses encouragements, et sa disponibilité tout au long de ces trois années.

Je voudrais également exprimer ma gratitude à Madame Sandrine Rosin-Paumier, Maître de Conférences à l'Université de Lorraine et co-directeur de thèse, qui a bien voulu encadrer ce travail. Je tiens à la remercier vivement pour ses encouragements et sa disponibilité qui ont été un soutien indispensable à la réalisation de ce travail.

J'adresse ma profonde reconnaissance et mes sincères remerciements à Monsieur Anh-Minh TANG, Chargé de recherche à l'école des ponts ParisTech, et Monsieur Christophe LANOS, Professeur à l'université de Rennes1, qui ont bien voulu être les rapporteurs de ce travail. Je remercie également Monsieur Tangi LE BORGNE, Ingénieur à Bouygues construction, et Monsieur Daniel DIAS, Professeur à l'université de Grenoble, pour avoir accepté d'examiner la thèse.

Mes remerciements vont aussi à Monsieur Adel Abdallah, Maître de Conférences à l'ENSG - Université de Lorraine, et Monsieur Olivier Cuisinier, Maître de Conférences à l'ENSG - Université de lorraine, pour leurs conseils avisés.

Je voudrais remercier Hugo MICHEL, Paul PICARD et Caroline GUINEBERT, élèves de l'ENSG, pour leur contribution à ce travail de recherche. Je souhaite également remercier Messieurs Christophe GAUTHIER, Robert JOUSSEMET, Frederic DIOT et Jean-marie FISCHBACH, de l'Usine pilote de LEMTA, pour l'aide qui m'ont apporté pour préparer mon matériau.

Ce travail expérimental n'aurait pas été possible sans l'aide constante d'une équipe technique performante. Je remercie Messieurs Jaques TISOT, Franck Mansuy et Baptiste Thiry qui m'ont apporté leur aide pour la réalisation des essais. Je remercie également Mesdames Mélanie COUREAU et Sarah FEUILLATRE qui assurent le secrétariat du laboratoire.

Mes pensées vont pareillement à Wadoud, Zemenu, Luc, Kansoune, Saeid, Wahib, Nidal, Hamza, Ziad, Soheib et Moïse et à tous les autres que j'ai rencontrés au laboratoire pendant ces trois années de thèse, pour leur encouragement, leur soutien ainsi que pour la bonne ambiance.

Résumé

Les géostructures énergétiques sont des ouvrages de génie civil qui intègrent un circuit de fluide caloporteur. Dans cette étude l'installation de circuits géothermiques dans des remblais est envisagée afin d'injecter ou d'extraire de la chaleur. Lors de la construction de ces remblais, deux paramètres sont à contrôler : la teneur en eau w (%) et la masse volumique sèche ρ_d (Mg/m^3). Ces deux paramètres ainsi que la nature du sol, le chargement appliqué et la variation cyclique de la température pourraient influencer la capacité de stockage et la stabilité du système.

Après une partie synthétisant l'état de l'art sur ces thématiques, cette thèse comprend une partie expérimentale puis une partie numérique appliquée à un cas test de stockage. Dans la partie expérimentale, l'influence de la variation de température induite par l'échange thermique sur les propriétés thermiques et mécaniques du sol est étudiée. Pour cela des essais sont réalisés en laboratoire sur un limon du bassin parisien compacté et soumis à une gamme de variation de température de 20° à 50°C . Les effets de ces variations sur les paramètres mécaniques et les paramètres thermiques sont mesurés. Les résultats obtenus montrent une évolution des paramètres thermiques du matériau du côté sec de la courbe de compactage, particulièrement visible pour les températures importantes. La réversibilité de l'effet du chauffage est obtenue après plusieurs cycles de chauffage-refroidissement. Les propriétés mécaniques mesurées sont la résistance à la compression simple et les paramètres pressiométriques. Pour cela, des essais en laboratoire, à l'échelle métrique, sont réalisés. Un ramollissement du sol sous l'effet du chauffage et une rigidification sous l'effet des cycles thermiques sont constatés.

Pour optimiser le système du stockage, une modélisation thermo-hydrique d'un remblai modèle réalisé avec le limon de Plaisir compacté légèrement du côté humide de l'optimum Proctor est effectuée. La comparaison des cas tests a permis de déterminer l'entraxe qui minimise l'interaction entre les sondes thermiques, ainsi que la distance optimale entre les dernières sondes et le pied de remblai. Les scénarii d'injection/extraction étudiés ont montré que le stockage de chaleur dans le remblai est faisable en choisissant un programme thermique adéquat pour l'exploitation du stockage. La mise en place de plusieurs lits de sondes thermiques et d'une isolation thermique sur la partie supérieure du remblai de stockage permet d'augmenter la capacité du remblai à accumuler de la chaleur dans le noyau à la fin de la période de relaxation. La simulation de ce scénario sur 10 ans avec la prise en compte des cycles de température, montre un réchauffement du remblai sur plusieurs années jusqu'à atteindre une évolution équilibrée au bout de la 7^{ème} année. Arrivé à cet état d'équilibre, l'évolution des températures est reproductible d'une année sur l'autre.

Abstract

Energy geostructures are civil engineering structures equipped with energy exchanger elements in order to store heat seasonally. The aim of this study is the use of compacted soil to store energy through installation of horizontal exchangers in an embankment. During the soil compaction, two parameters were controlled: the water content w and the dry density ρ_d . These parameters as well as the soil nature, the mechanical load path and the cyclic temperature variation may affect the storage capacity and the system stability.

This work includes an experimental part and a modeling part. In the experimental part, the impact of the temperature variation is studied on the thermal and mechanical properties of the compacted soil. The Plaisir loam (PL) extracted from the Paris region was investigated through laboratory tests at a temperature range of 20 to 50°C. The results showed that the thermal properties of the compacted soils increased on the dry side of the compaction curve. This evolution was clearly confirmed for higher temperatures. The application of cyclic temperature variations showed reversible evolutions in the thermal properties after one cycle. The results of unconfined compressive tests and pressuremeter tests showed that heating induces a softening of the material whereas several temperature cycles induce a stiffening of the material.

Thereafter, a coupled thermo-hydraulic modeling of an embankment made of the compacted Plaisir loam is performed in order to optimize the storage system. The comparison of different modelling results, fixed the temperature sensors spacing that minimizes the interactions between them, and the optimal distance between the last sensors and the bottom of the slope. It is shown that if an appropriate thermal program is chosen, the heat storage in the embankment could be possible. A better efficiency of the storage capacity can be reached by introducing 3 temperature sensors rows in the storage and by covering the storage with a thermal insulation. The simulation of this scenario over 10 years including temperature cycles shows a heating of the embankment for several years, until to reach an equilibrium state after the 7th year.

Sommaire

RESUME	III
ABSTRACT	IX
SOMMAIRE	XI
TABLE DES FIGURES	XV
TABLE DES TABLEAUX	1
INTRODUCTION GENERALE	1
CHAPITRE 1 SYNTHÈSE BIBLIOGRAPHIQUE	5
1.1 INTRODUCTION	7
1.2 STOCKAGE D'ÉNERGIE DANS UN MASSIF DE SOL.....	8
1.2.1 <i>Principe de stockage de la chaleur sensible</i>	9
1.2.2 <i>Les paramètres thermiques du sol et modes de transfert de chaleur</i>	11
1.2.2.1 <i>Les paramètres thermiques du sol</i>	11
1.2.2.2 <i>Différents modes de transfert de chaleur dans le sol</i>	20
1.2.2.3 <i>Equation de transfert de chaleur dans le sol</i>	23
1.2.3 <i>Revue des projets de stockage de la chaleur sensible dans les sols</i>	24
1.2.3.1 <i>Synthèse concernant le stockage de chaleur</i>	31
1.3 INFLUENCE DE LA TEMPÉRATURE SUR LES PARAMÈTRES MÉCANIQUES ET HYDRAULIQUES DU SOL.....	32
1.3.1 <i>Limite de liquidité</i>	32
1.3.2 <i>Coefficient de perméabilité</i>	33
1.3.3 <i>Capacité de rétention</i>	34
1.3.4 <i>Déformation volumique</i>	37
1.3.5 <i>Influence sur les paramètres de compressibilité</i>	40
1.3.6 <i>Pression de préconsolidation</i>	40
1.3.7 <i>Pression de gonflement</i>	43

1.3.8	<i>Pression interstitielle</i>	46
1.3.9	<i>Résistance au cisaillement</i>	48
1.3.10	<i>Influence sur le domaine élastique</i>	51
1.4	MODELISATION DU COMPORTEMENT THM DES SOLS NON SATURÉS.....	53
1.4.1	<i>Modèles des sols non saturés</i>	53
1.4.1.1	<i>Concept de la contrainte effective</i>	53
1.4.1.2	<i>Approche en variable indépendantes et concept de la surface d'état</i>	54
1.4.1.3	<i>Modélisation de l'effet de la température</i>	55
1.4.2	<i>Modèle d'Alonso, Gens et Josa (1990)</i>	56
1.4.2.1	<i>Comportement volumique</i>	56
1.4.2.2	<i>Comportement déviatorique</i>	59
1.5	CONCLUSION.....	63
CHAPITRE 2 CARACTERISATION PHYSIQUE, HYDRIQUE, MECANIQUE ET THERMIQUE DES MATERIAUX		
D'ETUDE A 20°C MATERIAU D'ETUDE 65		
2.1	INTRODUCTION.....	67
2.2	PREPARATION ET CARACTERISATION DES MATERIAUX DE L'ETUDE.....	68
2.2.1	<i>Préparation du limon de Plaisir</i>	68
2.2.2	<i>Caractérisation des matériaux bruts</i>	70
2.2.2.1	<i>Composition minéralogique des matériaux</i>	70
2.2.2.2	<i>Courbe granulométrique</i>	72
2.2.2.3	<i>Classification GTR des matériaux</i>	72
2.2.3	<i>Référencement des matériaux de l'étude</i>	74
2.3	COMPARAISON DES PROPRIETES MECANIQUES ET HYDRIQUES DES MATERIAUX.....	75
2.3.1	<i>Courbes de compactage</i>	75
2.3.2	<i>Indice de portance immédiat des éprouvettes de limon de Plaisir</i>	77
2.3.3	<i>Résistance à la compression simple du limon de Plaisir</i>	78
2.3.3.1	<i>Préparation des éprouvettes</i>	78
2.3.3.2	<i>Principe de l'essai</i>	78
2.3.3.3	<i>Résultats</i>	79
2.3.4	<i>Courbe de rétention d'eau du limon de Plaisir</i>	80
2.3.4.1	<i>Préparation des éprouvettes</i>	81
2.3.4.2	<i>Principe de l'essai</i>	81
2.3.4.3	<i>Résultats des mesures</i>	83
2.3.4.4	<i>Détermination des paramètres de la courbe de rétention d'eau ; modèle Van Genuchten</i>	85
2.4	COMPARAISON DES PROPRIETES THERMIQUES DES MATERIAUX.....	86
2.4.1	<i>Méthode de mesure des propriétés thermiques</i>	86

2.4.2	<i>Effet couplé de la masse volumique sèche et de la teneur en eau sur les propriétés thermiques des sols</i>	87
2.4.3	<i>Effet de la minéralogie et de la taille des particules sur λ, C et α</i>	91
2.4.4	<i>Modélisation de l'évolution des paramètres thermiques en fonction de l'état initial des éprouvettes</i>	92
2.4.4.1	<i>Conductivité thermique</i>	92
2.4.4.2	<i>Capacité thermique volumique</i>	93
2.5	CONCLUSION	94
CHAPITRE 3 EFFET DE LA TEMPERATURE ET DES CYCLES THERMIQUES SUR LES PARAMETRES THERMIQUES ET MECANQUES DES SOLS FINS		97
3.1	INTRODUCTION	99
3.2	EFFET COUPLE DE LA TEMPERATURE ET DES PARAMETRES DE COMPACTAGE SUR LES PROPRIETES THERMIQUES DES SOLS	99
3.2.1	<i>Méthodes et essais réalisés sur les matériaux</i>	100
3.2.2	<i>Effet couplé de la teneur en eau, de la masse volumique sèche et de la température sur λ, C et α</i>	100
3.2.3	<i>Effet des cycles de température sur λ, C et α du limon de Plaisir</i>	103
3.2.4	<i>Evolution de la température dans les éprouvettes</i>	106
3.2.5	<i>Synthèse des résultats</i>	110
3.3	EFFET DES CYCLES THERMIQUES SUR LA RESISTANCE A LA COMPRESSION R_c DU LIMON DE PLAISIR	113
3.3.1	<i>Méthodes</i>	113
3.3.2	<i>Résultats</i>	113
3.3.3	<i>Discussion</i>	114
3.4	EFFET DE LA TEMPERATURE SUR LES PARAMETRES PRESSIOMETRIQUES DU LIMON DE PLAISIR	115
3.4.1	<i>Préparation du massif compacté</i>	115
3.4.1.1	<i>Choix des conditions initiales</i>	115
3.4.1.2	<i>Compactage du matériau</i>	115
3.4.1.3	<i>Application des sollicitations thermiques</i>	117
3.4.2	<i>Principe de l'essai mini pressiométrique</i>	119
3.4.2.1	<i>Correction des valeurs de pression et de volume</i>	120
3.4.2.2	<i>Traitement des résultats des essais mini-pressiométriques</i>	122
3.4.3	<i>Résultats des essais</i>	123
3.4.4	<i>Comparaison avec le matériau illitique</i>	132
3.4.5	<i>Discussion</i>	135
3.5	CONCLUSION	136
CHAPITRE 4 MODELISATION DU COMPORTEMENT TH D'UN REMBLAI COMPACTE UTILISE POUR LE STOCKAGE DE CHALEUR		137
4.1	INTRODUCTION	139

4.2	DETERMINATION DES PARAMETRES THERMO-HYDRIQUES DU LIMON DE PLAISIR	140
4.2.1	<i>Essais triaxiaux à l'état saturé du limon de Plaisir</i>	140
4.2.1.1	<i>Mode opératoire des essais triaxiaux</i>	140
4.2.1.2	<i>Résultats et interprétation</i>	141
4.2.2	<i>Paramètres thermo-hydriques</i>	143
4.3	GEOMETRIE DU MODELE, CONDITIONS INITIALES DU REMBLAI ET DU SOL, CONDITIONS AUX LIMITES	145
4.4	RESULTATS DE LA MODELISATION THERMO-HYDRIQUES	148
4.4.1	<i>Effet de l'entraxe des sondes et choix de la distance entre la dernière sonde et le pied du remblai</i> 148	
4.4.2	<i>Effet de la quantité de chaleur injectée sur l'efficacité du système de stockage</i>	157
4.4.3	<i>Effet de nombre de lits de sondes et de l'isolation thermique</i>	159
4.4.4	<i>Effet de temps d'exploitation du remblai de stockage</i>	165
4.5	SYNTHESE	169
	CONCLUSION GENERALE	171
	BIBLIOGRAPHIE	175
	ANNEXES	183
	ANNEXE 1	183

Table des figures

Figure 1. 1 : Volume nécessaire au stockage de 10 GJ de chaleur sensible selon différents mécanismes ($\Delta T = 70^{\circ}\text{C}$)(Giordano et al. 2016).....	9
Figure 1. 2 : Schéma d’installation des collecteurs (Brandl 2006).....	10
Figure 1.3 : Comparaison des coûts des installations verticales (sondes géothermiques) et horizontales (Ehdezi 2012).....	10
Figure 1. 4 : Conductivité thermique de la bentonite MX80 : (a)effet de le teneur en eau et de la densité, (b)effet de la minéralogie (Tang 2005).	12
Figure 1. 5 : Évolution de la conductivité thermique en fonction de la masse volumique et la teneur en eau pour : (a) sable,(b) limon sableau, (c) limon argileux, (d) limon (Abu-Hamdeh et al. 2001).....	13
Figure 1. 6 : Variation de la conductivité thermique avec la densité sèche :(a) sol à gros grains, (b) sol à grains fins (Brandl 2006).....	14
Figure 1. 7 : Effet couplé de la teneur en eau et de la masse volumique sèche sur la conductivité thermique : (a) limon sableux, (b) limon argileux et (c) argile (Ekwue et al. 2006).	15
Figure 1. 8 : Variation de la conductivité thermique fonction de la teneur en eau volumique et de la température : (a) limon argileux , (b) argile (Hiraiwa et Kasubuchi 2000).....	16
Figure 1. 9 : Variation de la conductivité thermique en fonction de degré de saturation et de la température : (a) sable dense avec $\rho_d = 1,77 \text{ Mg/m}^3$, (b) sable lâche avec $\rho_d = 1,57 \text{ Mg/m}^3$ (Smits et al. 2013).....	16
Figure 1. 10 : Variation de la chaleur spécifique en fonction de la teneur en eau et de la densité pour une masse volumique de $1,3 \text{ Mg/m}^3$: (a) d’une argile, (b) d’un sable (Abu-Hamdeh 2003).....	18
Figure 1. 11 : Variation de la capacité thermique volumétrique en fonction de la teneur en eau pour trois masses volumique sèche ■ $1,2 \text{ Mg/m}^3$ ▲ $1,3 \text{ Mg/m}^3$ ● $1,4 \text{ Mg/m}^3$: (a) d’une argile , (b) d’un sable (Abu-Hamdeh 2003).....	18
Figure 1. 12 : Variation de la diffusivité thermique en fonction de la teneur en eau : sable , argile (Abu-Hamdeh 2003).....	19
Figure 1. 13 : Variation de la diffusivité thermique en fonction de degré de saturation et de la température : (a) sable dense avec $\rho_d = 1,77 \text{ Mg/m}^3$, (b) sable lâche avec $\rho_d = 1,57 \text{ Mg/m}^3$ (Smits et al. 2013).....	20

Figure 1. 14 : Stockage saisonnier de chaleur sous une maison individuelle (Shelton 1975).....	24
Figure 1. 15 : Schéma de l'installation expérimentale de Gabrielsson et al. (1997).....	25
Figure 1. 16 : Installation expérimentale de : (a) champs des panneaux solaire, (b) sondes géothermiques (Delaleux et al. 2012).....	26
Figure 1. 17 : Relaxation d'un forage au cours d'une nuit en période d'injection comparée à la température initiale avant l'injection (Delaleux et al. 2012).	27
Figure 1. 18 : Configuration et maillage de modèle de calcul (Dupray et al. 2013).....	28
Figure 1. 19 : Fonctions d'énergie imposée lors de la simulation (Dupray et al. 2013).	28
Figure 1. 20 : Évolution de la température dans le point C pour les 4 scénarii (Dupray et al. 2013).....	29
Figure 1. 21 : Schéma d'implantation des sondes thermiques (Giordano et al. 2016).....	30
Figure 1. 22 : Exemple de résultats de simulation (Giordano et al. 2016).....	30
Figure 1. 23 : Limites de liquidité en fonction de la température pour différents mélanges kaolinite/bentonite (Jefferson et Foss Rogers 1998).	33
Figure 1. 24 : Courbe de rétention d'eau de l'argile de Boom compactée à des poids volumiques secs de 13,7 et 16,7 kN/m ³ et en conditions isothermes de 22 et 80°C (Romero et al. 2001).....	36
Figure 1. 25 : Variation de la teneur en eau en fonction de la température (22 et 80°C) pour différentes succions (Romero et al. 2001).....	36
Figure 1. 26 : Test de compression isotrope avec évolution de température : (a) test de consolidation à 20°C, (b) programme thermique, (c) variation de l'indice des vides (d) variation de la déformation volumique. (Burghignoli et al. 2000).....	38
Figure 1. 27 : Déformations volumiques sous chargement thermique à 0,1 MPa de pression (Tang 2005). 39	
Figure 1. 28 : Courbe normale de consolidation en fonction de la température Cekerevac et Laloui (2004).	40
Figure 1. 29 : Effet de la température sur la pression de préconsolidation de l'argile de Boom (Sultan et al. 2002).....	41
Figure 1. 30 : Influence de la température sur la pression de préconsolidation de la kaolinite. (Cekerevac 2003).....	42
Figure 1. 31 : Effet de la température sur la pression de préconsolidation de l'argile ; (a) 6 m de profondeur ; (b) 9 m de profondeur (Moritz 1995).....	43
Figure 1.32 : Influence de la température sur la pression de gonflement de la bentonite compactée : (a) variation pour trois masses volumiques sèches différentes 1,5 ; 1,6 et 1,7 Mg/m ³ , (b), variation en fonction du temps pour la masse volumique 1,5Mg/m ³ (Villar et al. 2010).	44
Figure 1. 33 : Évolution de la pression de gonflement de la bentonite compactée à une masse volumique sèche 1,58 Mg/m ³ sous l'effet de la température (Villar et Lloret 2004).....	45
Figure 1. 34 : Variation de la pression de gonflement en fonction de la température : (a) d'une bentonite calcique, (b), d'une bentonite sodique confinées dans un oedomètre (Pusch et Karnland 1996).....	46
Figure 1. 35 : Variation avec le temps de la température (a) et de la pression interstitielle (b) durant les cycles thermiques de chauffage et de refroidissement non drainés de l'argile de Todi (Burghignoli et al. 2000).....	47

Figure 1. 36 : Variation de la pression interstitielle en fonction du temps pour les deux température 40 et 70°C au cours de la consolidation sous des conditions non drainées (Moritz 1995).	48
Figure 1.37 : Effet de la température sur la résistance au cisaillement d'un mélange sable/bentonite : (a)variation en fonction de la déformation axiale pour une pression de confinement $P_{con} = 3 \text{ MPa}$, (b) variation en fonction de la pression de confinement P_{con} (Wiebe et al. 1998).	49
Figure 1. 38 : Effet de la température sur (a) la contrainte déviatorique q et (b) la pression interstitielle Δu en fonction de la déformation axiale pour des éprouvettes surconsolidés dans les essais triaxiaux non drainés (Tanaka et al. 1997).	50
Figure 1.39 : Effet de la température sur la résistance au cisaillement et la pression interstitielle (a,b) à 6 m de profondeur et (c,d) à 9 m de profondeur. Essais à déformations lentes (0,006%/minute) (Moritz 1995).	51
Figure 1. 40 : Surface de charge dans le plan LC et SI (Alonso et al. 1990).	56
Figure 1. 41 : Courbe de séchage (Alonso et al. 1990).	58
Figure 1. 42 : Courbe de compression pour un sol saturé et un sol non saturé (Alonso et al. 1990).	59
Figure 1. 43 : Vue tridimensionnelle du modèle de Alonso et al. (1990).	60
Figure 1. 44 : Surface de charge dans le plan (p-q et p-s) (Alonso et al. 1990).	60
Figure 2. 1 : Séchage naturel du matériau.	69
Figure 2.2 : Tamisage et séchage d'agrégats à l'étuve.	69
Figure 2. 3 : a) Broyeur à marteau, et b) Matériau broyé de granulométrie inférieure à 8 mm.	70
Figure 2. 4 : Courbe granulométrique du limon de Plaisir.	72
Figure 2. 5: Positionnement des matériaux sur l'abaque de plasticité de Casagrande.	73
Figure 2. 6 : Diagramme de classification des matériaux selon leur nature (GTR 2000).	73
Figure 2. 7 : Courbes de compactage des matériaux I, PL, S+I, S+JL et S+XL.	76
Figure 2. 8 : Essai de poinçonnement.	77
Figure 2. 9 : Variation de l'IPI sur les points de la courbe Proctor du limon de Plaisir.	77
Figure 2. 10 : Éprouvettes isolées dans des boites hermétiques.	78
Figure 2. 11 : Un exemple de résultat de l'essai de compression simple : (a) dispositif expérimental, (b) courbe type d'un essai.	79
Figure 2. 12 : Résistance à la compression en fonction de la teneur en eau de compactage (limon de Plaisir).	80
Figure 2. 13 : Schéma de principe d'imposition de la succion par phase vapeur.	81
Figure 2. 14 : Mesure de la succion avec le potentiomètre.	83
Figure 2. 15 : Évolution de la masse des pastilles dans le temps.	83
Figure 2.16 : Courbe de rétention d'eau du limon de Plaisir.	85
Figure 2. 17 : KD2 Pro avec les sondes thermiques.	87
Figure 2. 18 : Évolution de la conductivité thermique (a), la capacité thermique volumique (b) la diffusivité thermique en fonction de la teneur en eau et la masse volumique sèche des éprouvettes (énergie de compactage Proctor normal).	90

Figure 2. 19 : Comparaison des conductivités thermiques mesurées expérimentalement et calculées à l'aide du modèle utilisé.	92
Figure 2. 20 : Comparaison des capacités thermiques mesurées expérimentalement et calculées à l'aide du modèle intégré dans Code-Bright.	93
Figure 3. 1 : Epruvettes isolées et placées dans l'enceinte climatique.....	100
Figure 3. 2 : Effet de la température sur : (a) conductivité thermique, (b) capacité thermique volumique et (c) diffusivité thermique de S+I.	102
Figure 3. 3 : Effet de la température sur la conductivité thermique du matériau illitique (Eslami 2014)...	103
Figure 3.4 : Points de mesures des propriétés thermiques en fonction des cycles de températures appliquées sur le limon de Plaisir.	105
Figure 3. 5: Effet de chauffage et les cycles thermiques sur la conductivité thermique du limon de Plaisir (P1, P2).	105
Figure 3. 6 : Effet du cycle thermique P3 sur la capacité thermique volumique du limon de Plaisir.	105
Figure 3. 7 : Positionnement des sondes dans les éprouvettes.	106
Figure 3. 8 : Profils de température dans les éprouvettes et la température de consigne S5 (Programme P1).	107
Figure 3. 9 : Profils de température dans les éprouvettes et la température de consigne S5 (Programme P2).	107
Figure 3. 10 : Superposition des profils de température mesurés dans l'enceinte (sonde S5) et au centre de l'éprouvette 1 (sonde S2) au cours du 1 ^{er} , 34 ^e et 60 ^e cycle de chauffage/refroidissement (Programme P1).	109
Figure 3. 11 : Superposition des profils de température mesurés dans l'enceinte (sonde S5) et au centre de l'éprouvette 1 (sonde S2) au cours du 1 ^{er} , 34 ^e et 59 ^e cycle de chauffage/refroidissement (Programme P2).	109
Figure 3. 12 : Résistance à la compression avant et après l'application des cycles thermiques.....	114
Figure 3. 13 : Couches et emplacement des sondes thermiques dans la cuve.	116
Figure 3. 14 : Remplissage, compactage et instrumentation de la cuve thermo-régulée.....	116
Figure 3. 15 : Cuve thermo-régulée (a), et thermorégulateur relié à la cuve placée dans une boîte en polystyrène (b).....	117
Figure 3. 16 : Position des 6 essais dans la cuve.	118
Figure 3. 17 : Schéma de l'ensemble du matériel utilisé pour la réalisation d'un l'essai mini-pressiométrique et l'acquisition des températures dans les différents emplacements de la cuve.	119
Figure 3. 18 : Paliers de pressions appliquées pendant un essai pressiométrique.	120
Figure 3. 19 : Courbes types de la résistance propre de la sonde (étalonnage).....	121
Figure 3. 20 : Courbe type d'étalonnage de la dilatation propre de l'appareillage.	122
Figure 3. 21 : Courbe pressiométrique et courbe de fluage corrigées.....	123
Figure 3. 22 : Teneurs en eau et masse volumiques sèches visées et mesurées Programme P4.	124
Figure 3. 23 : Teneurs en eau et masse volumiques sèches visées et mesurées Programme P5.	124

Figure 3. 24 : Profils de chauffage (a,b) et de refroidissement (c, d) au cours des cycles tels qu'enregistrés au centre de la cuve (sonde S5) : cycles 1 et 3 (a, c) programme P4, cycles 1, 6 et 12 (b, d) programme P5.	125
Figure 3. 25 : Profils de température obtenus dans la salle (sonde S9) et en différents points de la cuve (sondes S2 à S8 positionnées en a) lors du programme P4 (b) et du programme P5 (c).	126
Figure 3. 26 : Profils de température obtenus dans la salle (sonde S9) et au centre de la cuve mesuré en sonde 5 pendant 12 cycles de chauffage – refroidissement (programme P5).	127
Figure 3. 27 : Courbes pressiométriques : a) programme P4, b) programme P5.	129
Figure 3. 28 : Variation de la pression limite (Pl), de la pression du fluage (Pf) et du module pressiométrique (E) pour le programme P4 et le programme P5.	131
Figure 3. 29 : Comparaison des paramètres pressiométriques normalisés en fonction de la température.	134
Figure 4. 1 : Dispositif de l'essai triaxial.	141
Figure 4. 2 : Géométrie de l'ouvrage, conditions initiales et conditions aux limites.	146
Figure 4. 3 : Modèle au temps 0 (12°C) et élévation des points de suivi de la température.	149
Figure 4. 4 : Champ de température dans le remblai à la fin de chaque saison (Cas N°1).	151
Figure 4. 5 : Évolution de la température pendant une année dans l'axe du remblai à différentes distances de la base du remblai (Cas N°1).	151
Figure 4. 6 : Champ de température dans le remblai à la fin de chaque saison (Cas N°2).	153
Figure 4. 7 : Évolution de la température pendant une année dans l'axe du remblai à différentes distances de la base du remblai (Cas N°2).	153
Figure 4. 8 : Champ de température dans le remblai à la fin de chaque saison (Cas N°3).	155
Figure 4. 9 : Évolution de la température pendant une année dans l'axe du remblai à différentes distances de la base du remblai (Cas N°3).	155
Figure 4. 10 : Comparaison des profils de température à 1 m de la ligne des sondes pour trois entraxes 1 m (cas1), 2 m (cas2) et 3 m (cas3).	156
Figure 4. 11 : Champ de température dans le remblai à la fin de chaque saison (Cas N°4).	158
Figure 4. 12 : Évolution de la température pendant une année dans l'axe du remblai à différentes distances de la base du remblai (Cas N°4).	158
Figure 4. 13 : Disposition des sondes et l'isolation thermique du remblai du stockage.	159
Figure 4. 14 : Champ de température dans le remblai à la fin de chaque saison (Cas N°5).	161
Figure 4. 15 : Évolution de la température pendant une année dans l'axe du remblai à différentes distances de la base du remblai (Cas N°5).	161
Figure 4. 16 : Champ de température dans le remblai à la fin de chaque saison (Cas N°6).	164
Figure 4. 17 : Évolution de la température pendant une année dans l'axe du remblai à différentes distances de la base du remblai (Cas N°6).	164
Figure 4. 18 : Évolution de la température pendant 10 années dans l'axe du remblai à différentes distances de la base du remblai (Cas N°7).	165
Figure 4. 19 : Évolution de la température à la fin des saisons à l'axe du remblai sur la ligne des sondes.	166

Figure 4. 20 : Evolution des pertes de chaleur entre les périodes d'injection et de relaxation (différence été - automne) et entre les périodes d'extraction et de relaxation (différence hiver - printemps)..... 167

Figure 4. 21 : Champ de température dans le remblai à la fin de chaque saison pour le dernier cycle modélisé (10ème année) (Cas N°7). 168

Table des tableaux

Tableau 1. 1 : Synthèse des résultats sur l'évolution de la perméabilité hydraulique en fonction de la température	34
Tableau 1. 2 : Synthèse de l'effet de la température sur la capacité de rétention d'eau	37
Tableau 1. 3 : Récapitulatif de l'effet de la température sur les paramètres mécaniques et hydriques du sol	52
Tableau 1. 4 : Paramètres de modèle BBM nécessaires	61
Tableau 2. 1 : Minéralogie des matériaux de l'étude	71
Tableau 2. 2 : Analyse chimique du sable d'Hostun	71
Tableau 2. 3 : Caractéristiques des matériaux : I, PL déterminées dans cette étude ; JL (Fleureau & Inderto 1993), et XL(Blanck et al. 2011)	74
Tableau 2. 4 : Référencement et la composition des matériaux étudiés	74
Tableau 2. 5 : ρ_{dmax} et w_{OPN} des matériaux compactés à l'optimum normal	76
Tableau 2.6 : Récapitulatif des résultats à 20 °C des essais de compression simple (limon de Plaisir).	79
Tableau 2. 7 : Relation entre l'humidité relative et la succion imposée en fonction de la nature du sel.....	82
Tableau 2. 8 : Spécifications techniques du potentiomètre (Dewpoint PotentiaMeter WP4C®).....	83
Tableau 2. 9 : Degré de saturation teneur en eau et succion des éprouvettes (phase vapeur)	84
Tableau 2. 10 : Degré de saturation et succion des éprouvettes mesurées avec le potentiomètre	84
Tableau 2. 11 : Paramètres du modèle de Van Genuchten de limon de Plaisir	85
Tableau 2. 12 : Intervalle des mesures et la précision des sondes	87
Tableau 2. 13 : Mesure des caractéristiques thermiques à 20 °C à l'optimum Proctor.	91
Tableau 2. 14 : Paramètres du modèle utilisé pour calculer la conductivité thermique du limon de Plaisir.	93
Tableau 2. 15 : Paramètres du modèle utilisé pour calculer la capacité thermique du limon de Plaisir	93
Tableau 3.1 : Programmes thermiques appliqués aux éprouvettes du limon de Plaisir	103
Tableau 3. 2 : Paramètres des éprouvettes avant et après les cycles thermiques.....	106
Tableau 3. 3 : Récapitulatif des paramètres des éprouvettes et des résultats de l'essai de compression simple après les cycles thermiques	113

Tableau 3. 4 : Spécifications techniques du thermorégulateur Vulcatherm®.....	117
Tableau 3. 5 : Programme d'essai dans la cuve.....	118
Tableau 3. 6 : Spécifications techniques du contrôleur pression/volume : modèle standard type 2 GDS Instruments®.	119
Tableau 3. 7 : Récapitulatif des résultats de mesures pressiométriques pour les programmes P4 et P5....	130
Tableau 3. 8 : Paramètres initiaux et sollicitations thermiques dans les deux sols.....	132
Tableau 3. 9 : Paramètres pressiométriques du matériau illitique.....	132
Tableau 3. 10 : Valeurs normalisées des paramètres pressiométriques de l'illite et du limon de Plaisir	133
Tableau 3.1 : Programmes thermiques appliqués aux éprouvettes du limon de Plaisir.....	103
Tableau 3. 2 : Paramètres des éprouvettes avant et après les cycles thermiques	106
Tableau 3. 3 : Récapitulatif des paramètres des éprouvettes et des résultats de l'essai de compression simple après les cycles thermiques.....	113
Tableau 3. 4 : Spécifications techniques du thermorégulateur Vulcatherm®.....	117
Tableau 3. 5 : Programme d'essai dans la cuve.....	118
Tableau 3. 6 : Spécifications techniques du contrôleur pression/volume : modèle standard type 2 GDS Instruments®.	119
Tableau 3. 7 : Récapitulatif des résultats de mesures pressiométriques pour les programmes P4 et P5....	130
Tableau 3. 8 : Paramètres initiaux et sollicitations thermiques dans les deux sols.....	132
Tableau 3. 9 : Paramètres pressiométriques du matériau illitique.....	132
Tableau 3. 10 : Valeurs normalisées des paramètres pressiométriques de l'illite et du limon de Plaisir	133
Tableau 4. 1 : Caractéristiques initiales des éprouvettes.....	141
Tableau 4.2 : Perméabilité à l'état saturé du limon de Plaisir	142
Tableau 4. 3 : Paramètres d'état critique du limon de Plaisir	142
Tableau 4. 4 : Paramètres thermo- hydriques utilisés pour la modélisation TH du remblai	143
Tableau 4. 5 : Scénario des températures appliquées dans les sondes thermiques et sur les extrémités du remblai.....	146
Tableau 4. 6 : Résumé des différents cas test modélisés	147
Tableau 4. 7 : Température (°C) à la fin de chaque saison dans l'axe à la base du remblai	163
Tableau 4. 8 : Température (°C) à la fin de chaque saison dans l'axe à la base du remblai	166

Introduction générale

De nombreuses recherches portent actuellement sur le développement des énergies décarbonnées. Par exemple, l'énergie photovoltaïque est dite renouvelable car sa source est considérée inépuisable à l'échelle humaine. Les techniques d'utilisation de ces énergies se développent rapidement mais se heurtent au problème du stockage de l'énergie entre les périodes propices à la production d'énergie (l'été) et les périodes où les besoins énergétiques sont importants (l'hivers). La mise en place de méthodes permettant d'emmagasiner de la chaleur dans le sol est envisageable, elle nécessiterait l'installation de circuits géothermiques dans le sol ou intégrés dans des géostructures mais de telles installations suppose une bonne connaissance des propriétés thermo-hydro-mécaniques des matériaux utilisés afin de garantir la stabilité mécanique et la durabilité de ces systèmes.

A proximité du sol, la température est fortement influencée par la variation saisonnière de la température de l'air. En France, une influence sur les 10 premiers mètres de la surface de la terre est généralement constatée pour un climat moyen (Philippe 2010). En plus de l'influence de la température de l'air, l'installations de circuits géothermiques pour stocker de la chaleur conduirait à une modification des températures pouvant atteindre des amplitudes de plusieurs dizaines de degrés (abaissement au cours des périodes d'extraction et augmentation au cours des périodes d'injection)(Dupray et al. 2013). Ce cycle de température pourrait avoir des conséquences directes sur la structure du sol et donc de ses propriétés thermiques, hydriques et mécaniques

Des projets du stockage de chaleur existent dans la bibliographies mais sont généralement réalisées dans des sols naturels et l'échange de la chaleur avec le sol est effectué par des sondes verticales (Givoni, 1977 ; Dang Vu et Delcambre, 1987 ; Gabrielsson et al., 1997 ; Delaleux et al., 2012). Dans cette étude, le concept serait de stocker de la chaleur par le biais d'un champ de sondes horizontal mis en place dans les sols compactés. En plus de la faisabilité de la mise en place du circuit géothermique au fur et à mesure de l'avancement, il serait possible d'adapter le processus de compactage pour améliorer la capacité du stockage du massif.

Ainsi, l'objectif de ce travail est d'étudier la faisabilité du stockage de chaleur dans un remblai compacté à l'aide de circuits géothermiques horizontaux et de quantifier l'impact de la sollicitation thermique monotone ou cyclique sur la durabilité mécanique et thermique du système.

Pour cela, ce mémoire est divisé en quatre chapitres distincts.

Le premier chapitre synthétise les projets de stockage de la chaleur sensible dans le sol présents dans la bibliographie puis propose un état de l'art concernant l'évolution des paramètres thermiques des sols en fonction de leurs paramètres d'état ainsi que les connaissances concernant l'effet d'une variation monotone ou cyclique de la température sur les propriétés hydromécaniques des sols. Enfin, les principes de modélisation du comportement thermo-hydro-mécanique des sols non saturés sont également présentés dans ce chapitre.

Le deuxième chapitre concerne la détermination des propriétés mécaniques, hydriques et thermiques des matériaux d'études. Dans le cadre de cette thèse, le limon de Plaisir (PL) est étudié. Ses caractéristiques physico-chimiques, minéralogiques, mécaniques et thermiques sont comparées à quatre autres matériaux : un matériau illitique, 2 mélanges sable-limon et un mélange sable-illite.

Le chapitre 3 étudie le comportement des sols compactés soumis à des variations de température et des cycles thermiques proches de leur utilisation pour le stockage de chaleur. L'effet d'une gamme de température entre 20 et 50°C est étudié sur les paramètres thermiques et mécaniques.

Le dernier chapitre a pour objectif d'optimiser un système de stockage de chaleur dans un remblai modèle. Pour cela, une modélisation thermo-hydrique d'un remblai modèle est effectuée et les paramètres d'optimisation étudiés sont l'entraxe des sondes, la distance minimale par rapport au pied de talus, le scénario d'injection et d'extraction de la chaleur, le nombre de lits des sondes thermiques, l'isolation thermique de la zone de stockage et le temps d'exploitation du remblai.

Chapitre 1 **Synthèse bibliographique**

1.1 Introduction

Afin de répondre aux enjeux environnementaux liés au réchauffement climatique, le recours à des énergies décarbonnées est de plus en plus fréquent. Un des moyens potentiellement intéressant pour le stockage d'énergie et son utilisation ultérieure est l'équipement des remblais, des terrassements, des massifs de terre (etc...) par des circuits géothermiques pour l'échange de chaleur.

La mise en place des méthodes permettant d'emmagasiner la chaleur dans le sol engendre des questionnements sur l'impact des variations de température sur les propriétés des matériaux (Eslami, 2014) et sur la possibilité d'optimiser l'efficacité de ces procédés pour les massifs de stockage anthropiques (sols compactés). L'injection et l'extraction de la chaleur sensible du sous sol provoque des évolutions monotones et cycliques de la température. Ce qui pourrait avoir un impact non négligeable sur les propriétés mécaniques et hydrauliques des sols. Cet aspect est d'autant plus important lorsque l'ouvrage cumule les fonctions de stockage et de soutènement ou de portance. Il est donc essentiel de connaître le comportement hydromécanique des sols sous des sollicitations thermiques monotones ou cycliques. L'étude de la faisabilité et de la pérennité d'un ouvrage cumulant la fonction de stockage et de portance pourrait se faire à l'aide d'un code de calcul intégrant un modèle de comportement approprié au type de sol.

L'étude bibliographique effectuée dans le cadre de cette thèse vise à établir un état de l'art : des projets de stockage de la chaleur sensible dans le sol ; de l'évolution des paramètres thermiques des sols en fonction des paramètres d'état ; d'évaluer l'effet de la variation monotone et cyclique de la température sur les propriétés hydromécaniques des sols ; de la modélisation du comportement thermo-hydro-mécanique des sols non saturés.

1.2 Stockage d'énergie dans un massif de sol

Les énergies nouvelles telles que les panneaux solaires sont des producteurs d'énergie avec une part de variabilité non négligeable, due à l'utilisation de paramètres extérieurs tel que la lumière solaire. Une forte production pendant une journée ensoleillée engendre une perte de l'énergie en surplus qui ne sera pas utilisée durant une journée pluvieuse par exemple : là est tout l'enjeu du stockage d'énergie.

L'énergie thermique représente un stockage d'utilité : il existe sous la forme de chaleur latente (avec l'utilisation du principe de changement de phase d'un matériau), de chaleur thermochimique (grâce au principe de sorption ou désorption), ou bien de chaleur sensible (qui consiste à élever la température du matériau sans changer son état) (Pinel et al., 2011, Giordano et al., 2016 et Cesare et al., 2016) .

Le matériau le plus utilisé pour stocker la chaleur sensible est l'eau car sa capacité thermique est importante. Dans la plupart des cas, le stockage de chaleur dans l'eau nécessite la construction de réservoirs pour y stocker l'eau ce qui est relativement onéreux. De par ses bonnes propriétés d'emménagement, le sous-sol peut également être un milieu adapté au stockage de chaleur sensible en grande quantité et sur une longue période, c'est-à-dire à l'échelle saisonnière. Les roches, les minéraux et l'eau souterraine ont une bonne capacité de stockage d'énergie (Chwieduk D, 1997) et leur faible conductivité thermique implique une diffusion d'énergie lente avec des pertes thermiques modérées. D'après Giordano et al. (2016), le stockage de 10 GJ de chaleur sensible nécessite un volume de 34 m³ d'eau. Pour stocker la même quantité d'énergie dans un milieu poreux saturé, le volume nécessaire est de 43 m³ soit 25% de plus que le volume d'eau (Figure 1. 1).

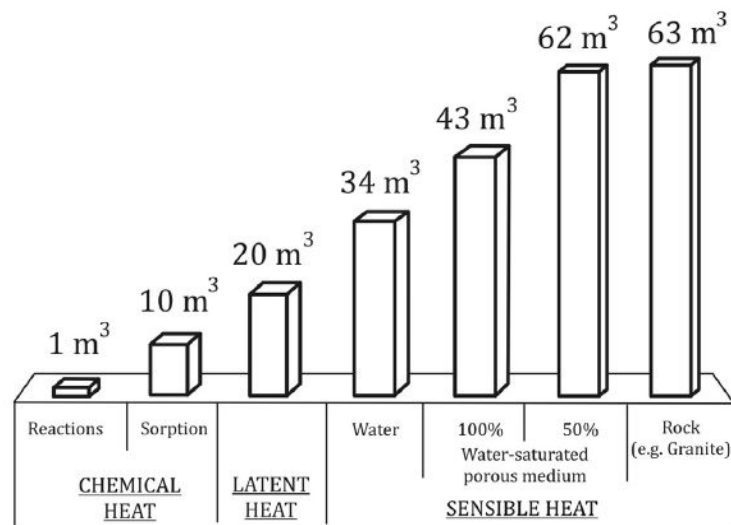


Figure 1. 1 : Volume nécessaire au stockage de 10 GJ de chaleur sensible selon différents mécanismes ($\Delta T = 70^{\circ}\text{C}$)(Giordano et al. 2016).

Notre attention dans ce travail de thèse est portée sur cette dernière technique qui est le stockage de la chaleur sensible dans le sol.

1.2.1 Principe de stockage de la chaleur sensible

Le stockage de la chaleur sensible dans le sol consiste à élever sa température de T_1 à T_2 .

La quantité d'énergie stockée est proportionnelle à la masse du matériau, sa chaleur spécifique et la différence de température d'exploitation :

$$Q = mc_p(T_2 - T_1) \quad (1.1)$$

Avec Q : la chaleur sensible (J) ; m : la masse du matériau du stockage (kg) ; c_p : la capacité calorifique massique ($J.kg^{-1}.^{\circ}C^{-1}$) ; $(T_2 - T_1)$: la différence entre la température finale et initiale ($^{\circ}C$).

Le stockage saisonnier dans le sol consiste à stocker la chaleur sensible quand elle est disponible et à l'extraire en cas de nécessité.

Afin de stocker la chaleur sensible, des collecteurs en position verticale ou horizontale sont installés dans le terrain ou intégrés dans des géo-structures (pieux, radiers, chaussées, tunnels, etc.) permettant l'échange de la chaleur avec celui-ci (Brandl 2006 ; Figure 1. 2).

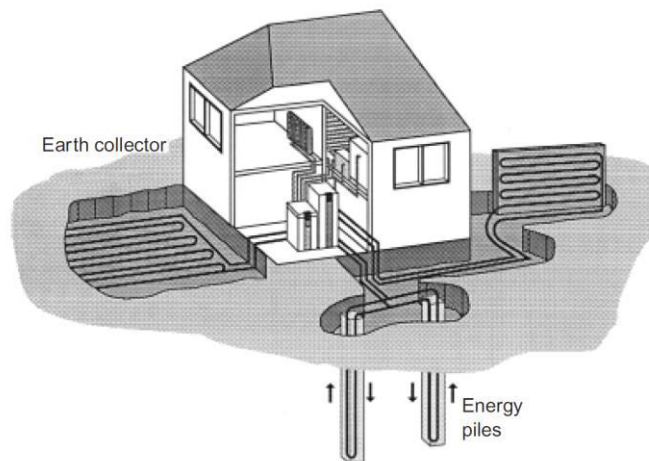


Figure 1.2 : Schéma d'installation des collecteurs (Brandl 2006).

Par rapport à des installations verticales, les installations horizontales sont beaucoup plus économiques (65% du coût des installations verticales, Ehdezi 2012 ; *Figure 1.3*), mais elles sont très peu utilisées à cause de leur plus faible performance. L'obstacle majeur qui entrave le développement de la méthode est l'insuffisance des connaissances des techniques du stockage thermique souterrain.

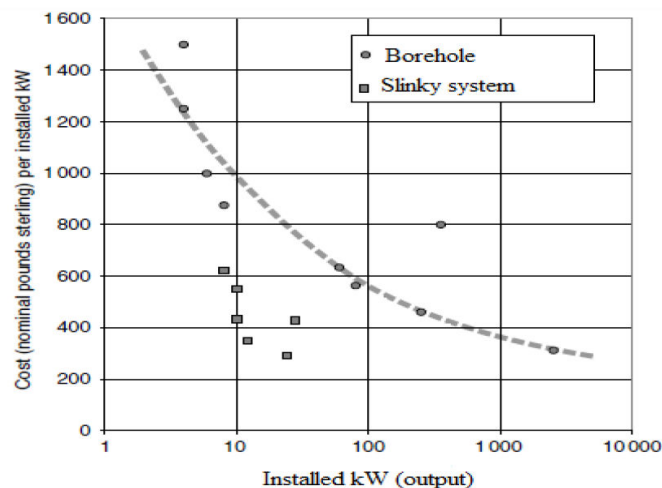


Figure 1.3 : Comparaison des coûts des installations verticales (sondes géothermiques) et horizontales (Ehdezi 2012).

Pour avoir une meilleure performance du système, le sol doit avoir une bonne habilité à stocker de la chaleur c'est-à-dire une bonne capacité thermique pour emmagasiner plus d'énergie sous un gradient thermique donné et une conductivité thermique optimale permettant un meilleur échange entre le terrain et la géo-structure énergétique implantée dans le massif de stockage. Un sol à faible diffusivité thermique permet de mieux limiter les pertes de chaleur du stock (Godefroy 1982). Le développement du stockage de la chaleur sensible

dans le sol est encore peu développé à cause de la difficulté de quantifier l'habilité des sols à stocker de la chaleur à long terme (stockage saisonnier). Entre autres, il est nécessaire de limiter les pertes de chaleur liées au gradient thermique entre la zone de stockage et les terrains environnants ; de prendre en compte l'existence d'un écoulement sous terrain ; d'intégrer l'influence de la température extérieure sur les premiers mètres du sol (en moyenne 10 m sous nos latitudes).

1.2.2 Les paramètres thermiques du sol et modes de transfert de chaleur

Le transfert de chaleur dans un massif de sol se décompose en deux grandes parties : le transfert convectif entre le fluide caloporteur et le sol, et le transfert de chaleur dans la zone de stockage induisant des pertes de chaleur. Nous nous intéressons dans ce travail au transfert de chaleur dans le stock qui est dû au gradient thermique : le flux de chaleur se fait des températures les plus hautes vers les températures les plus faibles. Les principaux mécanismes du transfert de chaleur dans le milieu poreux sont : la conduction, la convection et la dispersion.

Pour évaluer la quantité de chaleur transmise par chacun de ces modes, la connaissance des paramètres thermo-hydrauliques du terrain est indispensable. Les différents paramètres thermo-hydrauliques et les modes du transfert de chaleur dans le sol sont présentés dans cette partie.

1.2.2.1 Les paramètres thermiques du sol

Les principaux paramètres thermiques du sol sont : la conductivité thermique, la conductivité hydraulique, la capacité thermique calorifique et la diffusivité thermique.

Conductivité thermique

La conductivité thermique λ ($W/m K$) est le flux de chaleur traversant une section unitaire par unité du temps sous un gradient unitaire de température. Elle caractérise l'aptitude du sol à transférer l'énergie sous l'effet d'un gradient thermique.

Deux méthodes principales permettent la mesure de la conductivité thermique du sol : la méthode dite au régime permanent et la méthode au régime transitoire.

Dans les méthodes au régime permanent, un gradient de température est appliqué sur l'échantillon testé. Lorsque la température devient stationnaire, on procède au calcul de la conductivité thermique. Dans le cas des sols non saturés, la présence de plusieurs phases (solide, liquide et air) induit un transfert simultané de chaleur et de masse et le temps de

stabilisation de la température peut être long. La modification de la structure du sol conduit à des erreurs potentielles de calcul de la conductivité thermique. L'utilisation de ces méthodes au régime permanent n'est donc pas adaptée pour les sols dont la structure change avec la température (Tang 2005).

Dans les méthodes au régime transitoire, une source de chaleur (ponctuelle ou linéique) est installée dans l'échantillon et la variation de la température est enregistrée dans le temps. En fonction des données enregistrées, la conductivité thermique peut être calculée. Dans ces méthodes la durée de calcul est courte et l'influence de la température sur la structure du sol est négligée.

La conductivité thermique du sol est le paramètre le plus important pour le transfert de chaleur dans le cas de l'absence d'un écoulement sous terrain. De nombreuses études ont été faites afin de comprendre l'évolution de celle-ci en fonction des paramètres du sol (teneur en eau, densité, composition minéralogique du sol, propriétés chimiques de l'eau, état de l'eau dans le sol, etc.). Un résumé de ces travaux est présenté ci-dessous.

Tang (2005) a montré dans ses travaux que la conductivité thermique d'une bentonite compactée augmente avec l'augmentation de la teneur en eau et de la densité sèche. La minéralogie et la méthode de préparation de l'échantillon influence également la conductivité thermique. Pour mettre en évidence l'effet de la minéralogie sur la conductivité thermique, Tang a comparé ses résultats avec les résultats des travaux de Kahr et Müller-Vonmoos (1982). Les résultats de cette étude sont représentés dans la *Figure 1. 4*.

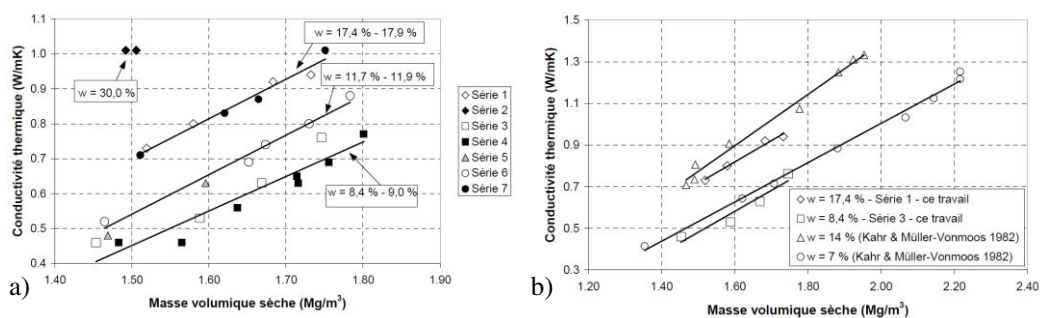


Figure 1. 4 : Conductivité thermique de la bentonite MX80 : (a)effet de la teneur en eau et de la densité, (b)effet de la minéralogie (Tang 2005).

Abu-Hamdeh et al. (2001) ont effectué au laboratoire une série de mesure de la conductivité thermique d'un sable, d'un limon sableux, d'un limon et d'un limon-argileux en utilisant deux méthodes différentes (méthode basée sur le chauffage du sol et l'autre basée sur le refroidissement de celui-ci). Les résultats de cette étude sont représentés dans la *Figure 1. 5*.

L'augmentation de la conductivité thermique en fonction de la densité et de la teneur en eau a été remarquée. De plus, la mise en évidence d'un effet de la texture du sol sur la conductivité thermique a été faite. Un limon argileux a une conductivité thermique plus faible que celle du sable.

La conductivité thermique λ est notée K ici.

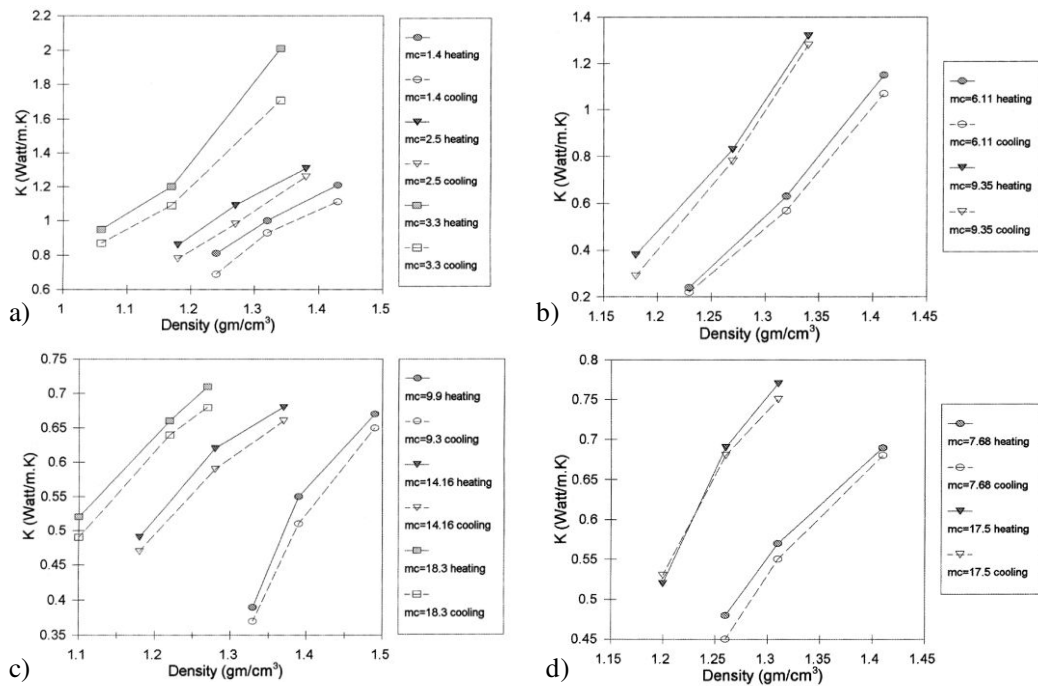


Figure 1.5 : Évolution de la conductivité thermique en fonction de la masse volumique et la teneur en eau pour : (a) sable, (b) limon sableau, (c) limon argileux, (d) limon (Abu-Hamdeh et al. 2001).

Brandl (2006) a étudié la variation de la conductivité thermique en fonction de la teneur en eau, de la densité sèche et du type de sol (sol à grains fins/sol à gros grains) (Figure 1. 6). D'après ses résultats, l'augmentation de la conductivité thermique en fonction de la densité sèche et de la teneur en eau est mise en évidence. Les iso-valeurs de la conductivité thermique sont plus serrées dans les sols à gros grains que dans les sols fins. L'effet de la densité et de la teneur en eau sur la conductivité thermique est donc plus important dans les sols à gros grains que dans les sols fins.

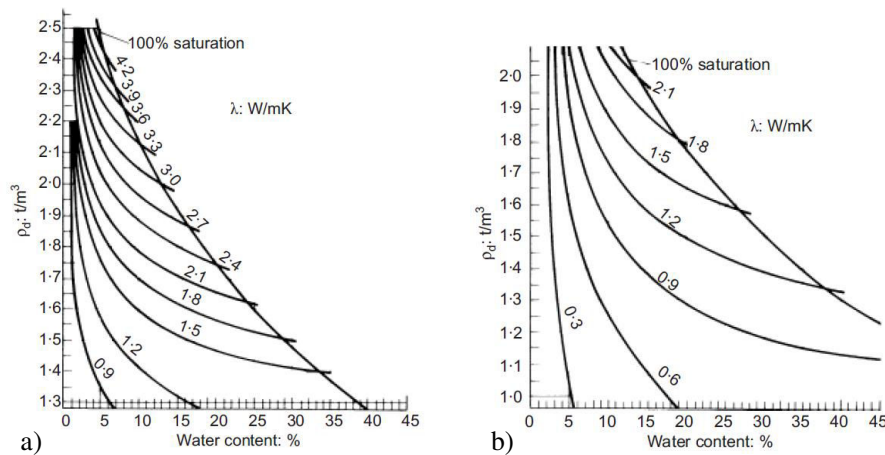


Figure 1. 6 : Variation de la conductivité thermique avec la densité sèche :(a) sol à gros grains, (b) sol à grains fins (Brandl 2006).

Ekwue et al. (2006) et Eslami (2014) ont étudié l'effet couplé de la densité et de la teneur en eau sur la conductivité thermique. Ekwue et al. (2006) ont mené une étude sur un limon sableux, un limon argileux et une argile (Figure 1. 7). Eslami (2014) a mené une étude sur un matériau illitique. Les auteurs ont mesuré la conductivité thermique de ces matériaux sur la courbe de compactage. Ces études ont montré que la conductivité thermique augmente du côté sec de la courbe de compactage et atteint un maximum au alentour de l'optimum Proctor. Ekwue et al. (2006) ont montré également que le matériau qui contient plus de sable a une conductivité thermique plus importante par rapport au sol fin (argile).

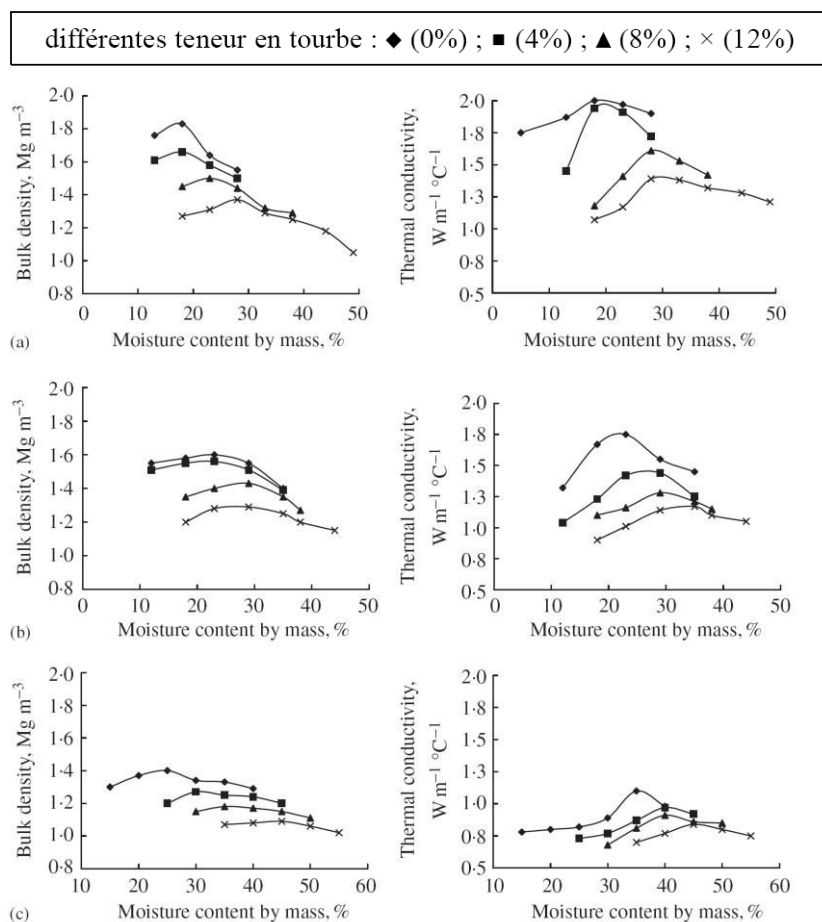


Figure 1. 7 : Effet couplé de la teneur en eau et de la masse volumique sèche sur la conductivité thermique : (a) limon sableux, (b) limon argileux et (c) argile (Ekwue et al. 2006).

Hiraiwa et Kasubuchi (2000) et Smits et al. (2013) ont étudié l'effet de la température et du degré de saturation sur la conductivité thermique des sols. Hiraiwa et Kasubuchi (2000) ont mené leur étude sur une argile et un limon argileux pour une gamme de température entre 5 et 75 °C et pour une teneur en eau volumique qui varie entre 0 et 0,55. Ces études ont montré que la conductivité thermique augmente avec l'augmentation de la température et cette augmentation est importante pour des états de saturation intermédiaires. Pour les sols fins, le pas d'augmentation de la conductivité thermique est proportionnel à la température, plus la température augmente plus l'effet sur la conductivité thermique augmente (*Figure 1. 8*). Smits et al. (2013) ont effectué une étude sur un sable à l'état dense et à l'état lâche pour une gamme de température variant de 30 à 70 °C et pour un degré de saturation entre 0 et 1 (*Figure 1. 9*). Pour ces matériaux, l'effet de la température sur la conductivité thermique est plus important pour des températures supérieures à 50 °C (*Figure 1. 9*). La conductivité thermique du sable est deux fois plus importante en passant de 30 à 70°C. Lorsque la température est inférieure à 50°C, la conductivité thermique du sable à l'état dense ou lâche

varie très rapidement pour un degré de saturation entre 0 et 0,1, puis elle augmente plus doucement avec l'augmentation du degré de saturation jusqu'à atteindre une valeur constante et indépendante de la température pour des degrés de saturation supérieures à 60%. Pour des températures supérieures à 50°C, une valeur maximale de λ est atteinte pour un degré de saturation de 0,1, puis la conductivité thermique diminue jusqu'à rejoindre les valeurs à la saturation. Pour les sols fins (l'argile et limon argileux), la conductivité thermique augmente d'une manière régulière en fonction de l'augmentation de la teneur en eau volumétrique (Figure 1. 8).

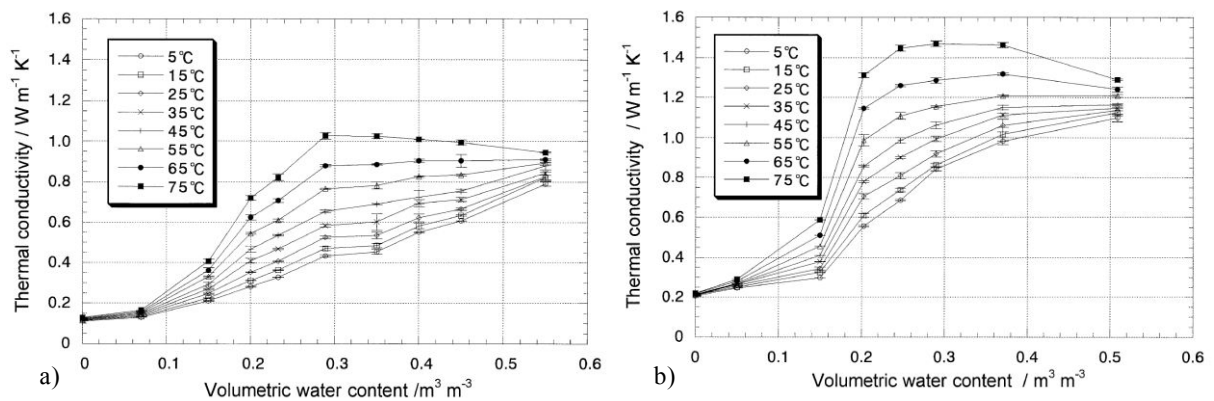


Figure 1. 8 : Variation de la conductivité thermique fonction de la teneur en eau volumique et de la température : (a) limon argileux , (b) argile (Hiraiwa et Kasubuchi 2000)

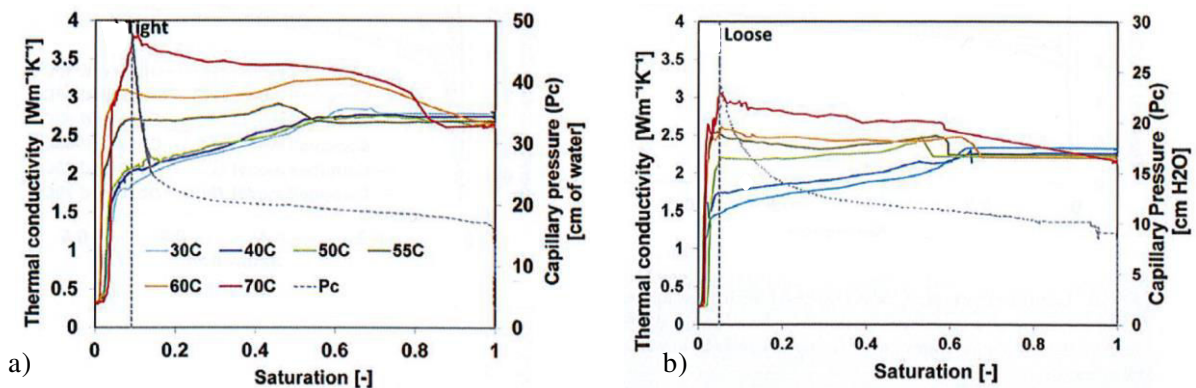


Figure 1. 9 : Variation de la conductivité thermique en fonction de degré de saturation et de la température : (a) sable dense avec $\rho_d = 1,77 \text{ Mg/m}^3$, (b) sable lâche avec $\rho_d = 1,57 \text{ Mg/m}^3$ (Smits et al. 2013).

La plupart des études sur la conductivité thermique des sols se sont intéressées à l'effet de la teneur en eau et de la masse volumique sèche séparément et seulement quelques rares études couplent les effets de ces deux paramètres. L'effet de la température sur la conductivité

thermique des matériaux utilisés dans les remblais anthropique n'a pas encore fait l'objet de publication.

Capacité thermique volumique

La capacité thermique volumétrique du sol $C(J/m^3K)$ est l'énergie requise pour augmenter la température d'un volume unitaire de $1^\circ K$. Elle est définie par le produit de la capacité calorifique massique $c(J/kg K)$ et de la masse volumique $\rho(kg/m^3)$. Elle caractérise l'aptitude du sol à emmagasiner l'énergie :

$$C = \rho c \quad (1.2)$$

Si plusieurs phases sont présentes (solide, eau, gaz...), une estimation de la capacité thermique calorifique est donnée par De Vries (1963) :

$$C = \chi_s C_s + \chi_w C_w + \chi_a C_a \quad (1.3)$$

avec C_s , C_w et C_a : les capacités calorifiques par unité de volume du solide, de l'eau et de l'air respectivement ; χ_s , χ_w et χ_a : la fraction volumique du solide, de l'eau et de l'air respectivement.

Abu-Hamdeh (2003) a effectué une série de mesure de la capacité thermique volumétrique et de la chaleur spécifique au laboratoire sur deux types de sol (une argile et un sable). Les effets de la densité et de la teneur en eau sont étudiés. Les résultats de cette étude montrent que la capacité thermique volumétrique et la chaleur spécifique augmentent avec l'augmentation de la densité sèche et de la teneur en eau (Figure 1. 10 et Figure 1. 11). Dans le même travail, une comparaison des résultats de mesure au laboratoire avec les valeurs prédictives calculées par la méthode de De Vries a été faite. Les résultats des comparaisons montrent que les valeurs estimées et les valeurs mesurées sont presque identiques.

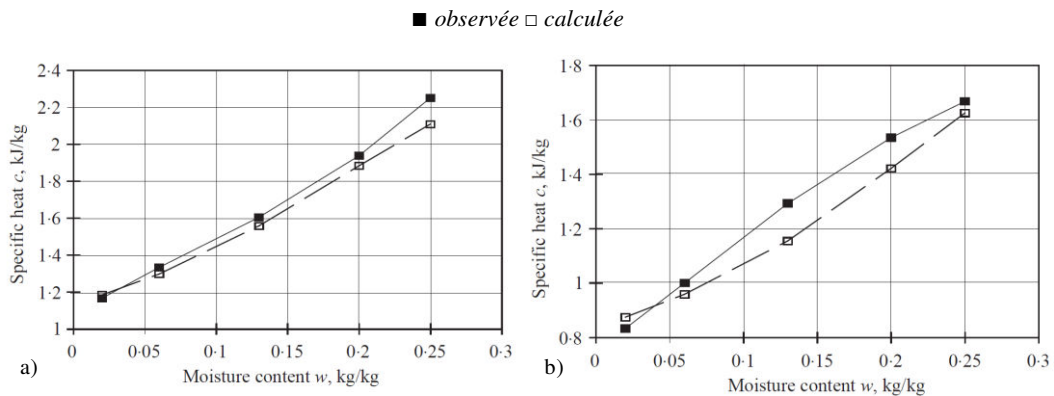


Figure 1. 10 : Variation de la chaleur spécifique en fonction de la teneur en eau et de la densité pour une masse volumique de 1,3 Mg/m³: (a) d'une argile, (b) d'un sable (Abu-Hamdeh 2003).

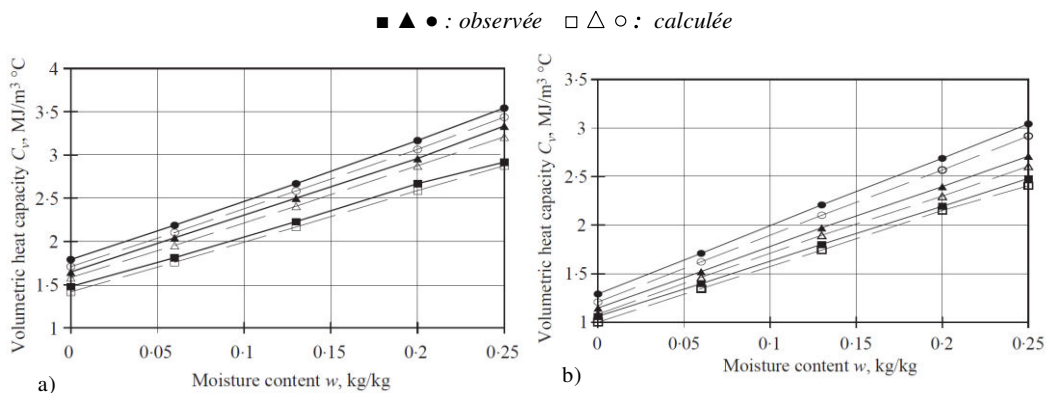


Figure 1. 11 : Variation de la capacité thermique volumétrique en fonction de la teneur en eau pour trois masses volumiques sèche ■ 1,2 Mg/m³ ▲ 1,3 Mg/m³ ● 1,4 Mg/m³ : (a) d'une argile, (b) d'un sable (Abu-Hamdeh 2003).

Par rapport à la conductivité thermique, la capacité thermique des sols n'a pas fait l'objet de beaucoup d'études. Elle peut être estimée par la méthode de De Vries, mais cette méthode ne prend pas en considération l'effet de la température.

Diffusivité thermique

La diffusivité thermique α (mm²/s) est le rapport entre la conductivité thermique et la capacité thermique volumétrique :

$$\alpha = \frac{\lambda}{C} \quad (1.4)$$

La diffusivité thermique exprime le rayon d'influence et la vitesse de transfert de la température dans le sol. Plus la diffusivité est grande, plus le sol est capable d'échanger rapidement et considérablement la température. Dans les sols et les roches, la diffusivité est de l'ordre de 10⁻⁶ m²/s.

La variation de la conductivité thermique et de la capacité thermique volumique provoquent la variation de la diffusivité thermique du sol. Généralement les deux paramètres évoluent dans le même sens ce qui limite la variation de la diffusivité thermique.

Abu-Hamdeh (2003) a étudié l'effet de la teneur en eau sur la diffusivité thermique d'une argile et d'un sable. L'étude a montré que la diffusivité thermique du sable est plus importante que celle de l'argile pour la même densité. Les résultats de cette étude sont montrés dans la *Figure 1. 12*. La diffusivité du sable augmente très rapidement en fonction de l'augmentation de la teneur en eau jusqu'à atteindre une valeur maximale pour une teneur en eau aux alentours de 5% et ensuite elle diminue légèrement pour des teneurs en eau élevées. Dans le cas de l'argile, la diffusivité thermique augmente avec l'augmentation de la teneur en eau jusqu'à atteindre un plateau pour les teneurs en eau élevées. La variation de la diffusivité thermique en fonction de la teneur en eau suit le même comportement que la conductivité thermique.

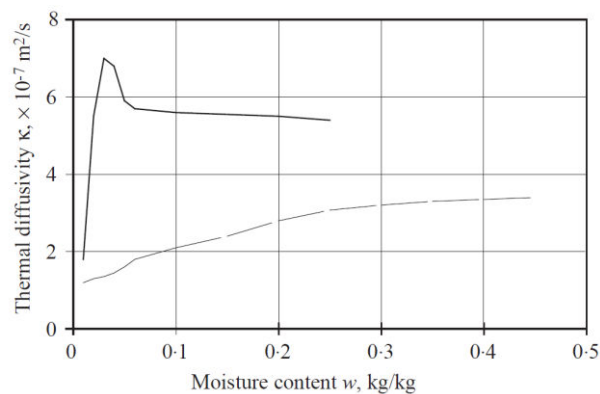


Figure 1. 12 : Variation de la diffusivité thermique en fonction de la teneur en eau : — sable , - - - argile (Abu-Hamdeh 2003).

Smits et al. (2013) ont étudié l'effet de l'évolution du degré de saturation et de la température d'un sable à l'état lâche ($\rho_d = 1,57 \text{ Mg/m}^3$) et à l'état dense ($\rho_d = 1,77 \text{ Mg/m}^3$). Les résultats de cette étude montrent que la diffusivité thermique du sable augmente rapidement avec le degré de saturation et atteint un maximum pour un degré de saturation entre 0,1 et 0,2 (*Figure 1. 13*) ensuite une diminution de celle-ci en fonction de l'augmentation du degré de saturation est observée. La diffusivité thermique du sable augmente avec l'augmentation de la température pour des degrés de saturation variant entre 0,1 et 0,6.

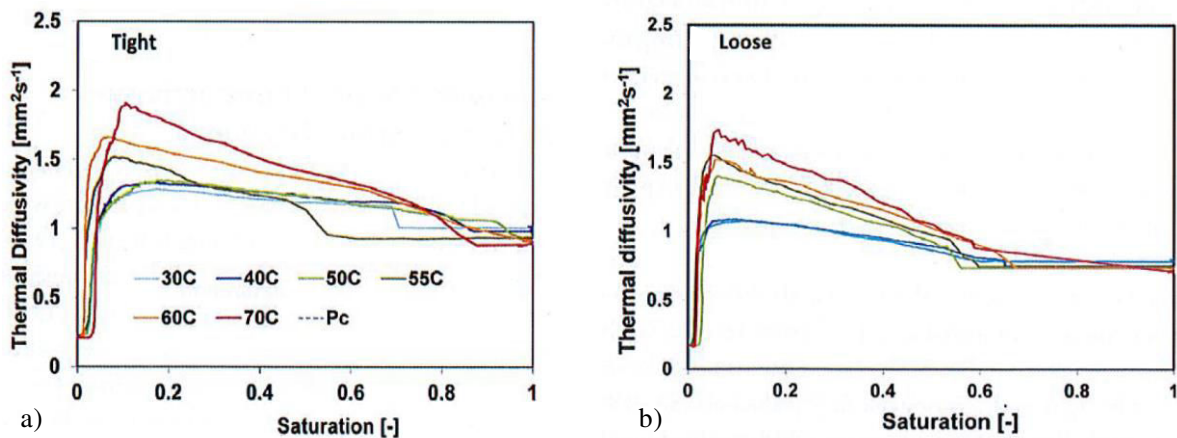


Figure 1. 13 : Variation de la diffusivité thermique en fonction de degré de saturation et de la température : (a) sable dense avec $\rho_d = 1,77 \text{ Mg/m}^3$, (b) sable lâche avec $\rho_d = 1,77 \text{ Mg/m}^3$ (Smits et al. 2013).

Les études menées sur la diffusivité thermique des sols anthropiques sont rares et l'effet de la température sur la diffusivité thermique des sols utilisés dans les remblais ne semble pas avoir fait l'objet de publication.

1.2.2.2 Différents modes de transfert de chaleur dans le sol

Sous l'effet d'un gradient thermique entre deux points, la chaleur se transfère des températures élevées vers les faibles températures. On distingue plusieurs modes de transfert de chaleur : la conduction, la convection, la dispersion et le transfert de chaleur par changement d'état.

Le transfert de chaleur par conduction

Il peut se produire dans la phase solide, dans la phase liquide et dans la phase gazeuse. La partie la plus importante dans ce transfert est assurée par le contact entre les grains solides. Dans la partie gazeuse et la partie liquide le transfert de chaleur a pour origine la collision entre les molécules et l'augmentation de leur énergie cinétique due au gradient de température. Dans un milieu uniforme, le transfert de chaleur unidirectionnel est donné par la loi de Fourier :

$$\frac{Q}{A} = -\lambda \nabla T \quad (1.5)$$

avec Q/A : la puissance thermique par unité de surface (W/m^2) ; λ : la conductivité thermique du milieu ($W/m \text{ K}$) ; ∇T : le gradient de température dans la direction du flux de chaleur ($^{\circ}K/m$).

Dans un régime stationnaire, la quantité de chaleur perdue d'un volume de stockage peut être exprimée comme suit :

$$Q = h \times \Delta T \quad (1.6)$$

avec h : coefficient du transfert thermique qui dépend du rapport surface/volume de la zone de stockage ; ΔT : le gradient de température entre la zone de stockage et les terres environnantes.

L'équation de transfert de chaleur en faisant un bilan énergétique sur un élément de volume dans un milieu uniforme dont la conductivité thermique ne dépend pas de la température est :

$$C \frac{dT}{dt} = \dot{Q} + \nabla \lambda \nabla T \quad (1.7)$$

avec T : la température en °C ou °K ; t : le temps en s ; \dot{Q} : la source de chaleur interne (W/m^3).

Dans un transfert par conduction, les propriétés du sol les plus importantes sont la conductivité thermique λ et la capacité thermique volumique C .

Transfert de chaleur par convection

On distingue la convection libre et la convection forcée :

La convection libre est due au transfert de masse causé par le gradient thermique. Plus la température augmente, plus la densité de l'eau diminue : ce qui produit un déplacement des molécules. Le processus du transfert par convection génère un courant et facilite le processus du transfert par conduction.

La convection forcée se produit lorsqu'un courant d'eau ou d'air est forcé pour traverser le sol sous l'effet d'une différence de pression. L'écoulement d'eau est généralement perpendiculaire au flux de chaleur et augmente son transfert par dispersion. La puissance thermique échangée par un fluide caloporteur déplacée par convection forcée est donnée par la loi de refroidissement de Newton :

$$Q = \dot{m} c_{pf} (T_{out} - T_{in}) \quad (1.8)$$

avec Q : la puissance thermique échangée (W) ; \dot{m} : le débit massique du fluide caloporteur (Kg/s) ; c_{pf} : la capacité thermique massique de fluide caloporteur (J/kgK) (Eau \approx

4,18 kJ/kgK) ; T_{out} et T_{in} : la température après et avant le transfert de chaleur respectivement ($^{\circ}C$ ou $^{\circ}K$).

Le flux de chaleur transmis par convection à travers un volume peut être estimé par l'équation suivante :

$$\dot{q}_v = (\rho c)_f \nabla(vT) \quad (1.9)$$

avec \dot{q}_v : la quantité de chaleur par unité de volume (W/m^3) ; v : le vecteur de vitesse (m/s) ;
 $(\rho c)_f$: la capacité thermique volumique du fluide (J/m^3K).

Le vecteur de vitesse de l'écoulement v est donné par la loi de Darcy :

$$v = -k\nabla H \quad (1.10)$$

avec k : la perméabilité du sol (m/s) ; ∇H : le gradient hydraulique.

Dans un transfert de chaleur par convection, la perméabilité du sol est le paramètre le plus important.

Le transfert de chaleur par dispersion

Le transfert de chaleur par dispersion est donné par :

$$\dot{q}_v = \nabla D_\lambda \nabla T \quad (1.11)$$

Le coefficient de dispersion D_λ peut être évalué par :

$$D_\lambda = (\rho c)_f \delta_\lambda |v| \quad (1.12)$$

avec δ_λ : la dispersivité de chaleur (m)

Le transfert de chaleur par radiation se produit dans l'air ou à travers un corps transparent par l'énergie de propagation des ondes électromagnétiques. Le transfert de chaleur par radiation dans les sols est généralement négligeable.

Le transfert de chaleur par changement d'état

Le transfert de chaleur par changement d'état se produit dans le cas des sols non saturés, l'augmentation de la température provoque l'évaporation de l'eau en créant une différence de pression de la vapeur d'eau : ce qui provoque une diffusion de cette vapeur à travers la porosité ouverte vers les zones de faible pression. La condensation de la vapeur dans ces

zones en perdant la chaleur latente est l'origine du transfert de chaleur par le mécanisme évaporation-condensation. Un transfert de chaleur par le présent mécanisme est important vu que la chaleur latente d'évaporation de l'eau est importante. La contribution du mécanisme évaporation-condensation à la conductivité thermique du sol augmente avec l'augmentation de la température et atteint à 60 °C la valeur de la conductivité thermique de l'eau (Campbell et al. 1994).

1.2.2.3 Equation de transfert de chaleur dans le sol

Soit un volume de sol de porosité totale ϕ et à travers lequel circule un écoulement d'eau avec une vitesse v . Le transfert de chaleur dans le sol en prenant en compte la conduction, la convection et la dispersion peut être exprimé dans la phase solide et dans la phase liquide par les équations suivantes (Katzenbach et al. 2008) :

$$\nabla((1-\phi)\lambda_s \nabla T_s) + \dot{Q}_{i,s} = (1-\phi)(\rho c)_s \frac{\partial T_s}{\partial t} \quad (1.13)$$

$$\nabla(\phi \lambda_f \nabla T_f) + \nabla((\rho c)_f \delta_\lambda |v| \nabla T_f - (\rho c)_f \nabla(v T_f)) + \dot{Q}_{i,f} = \phi(\rho c)_f \frac{\partial T_f}{\partial t} \quad (1.14)$$

Si on considère qu'il y a équilibre des températures entre la phase solide et la phase liquide ($T_s = T_f = T$), l'équation finale du transfert de chaleur peut être écrite sous la forme suivante :

Flux de chaleur (conductif + dispersif + convectif) = approvisionnement externe en chaleur

$$\nabla((\lambda + (\rho c)_f \delta_\lambda |v|) \nabla T) - (\rho c)_f \nabla(v T) + \dot{Q}_i = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \quad (1.15)$$

avec λ : la conductivité thermique ; $(\rho c)_f$: la capacité thermique volumique du fluide ($J/m^3 K$) ; δ_λ : la dispersivité de chaleur (m) ; v : le vecteur de vitesse (m/s) ; \dot{Q} : source de chaleur interne (W/m^3) ; ρc : la capacité thermique du solide et du liquide ; T : la température en °C ou °K.

Les sols compactés ont une faible perméabilité qui implique une faible vitesse d'écoulement d'eau. Ainsi, dans l'équation (1.14) les modes de transfert de chaleur par diffusion et convection sont faibles. Par conséquent, le mode de transfert de chaleur qui domine dans les sols compactés est le transfert par conduction.

1.2.3 Revue des projets de stockage de la chaleur sensible dans les sols

Le stockage diffusif et l'exploitation de chaleur de faibles profondeurs a fait l'objet de nombreuses études.

Shelton (1975) a étudié l'influence de la température des terres entourant une zone de stockage de chaleur pour une maison individuelle. La zone de stockage est une demi-sphère de rayon de 10 m située au-dessous de la maison (Figure 1. 14). La conductivité thermique du sol est égale à $2 \text{ W.m}^{-1}\text{K}^{-1}$. La différence entre la température du stock et les terres environnantes est de 40°C . L'auteur a évalué analytiquement à l'état stationnaire et numériquement à l'état transitoire les pertes de chaleurs traversant la section délimitant la zone de stockage. Les résultats de cette étude montrent que les pertes de chaleur de la zone de stockage sont faibles par rapport à la capacité de stockage en l'absence d'un écoulement souterrain. Le temps nécessaire pour atteindre un régime permanent des pertes de chaleur de la zone de stockage est estimé à 1 an.

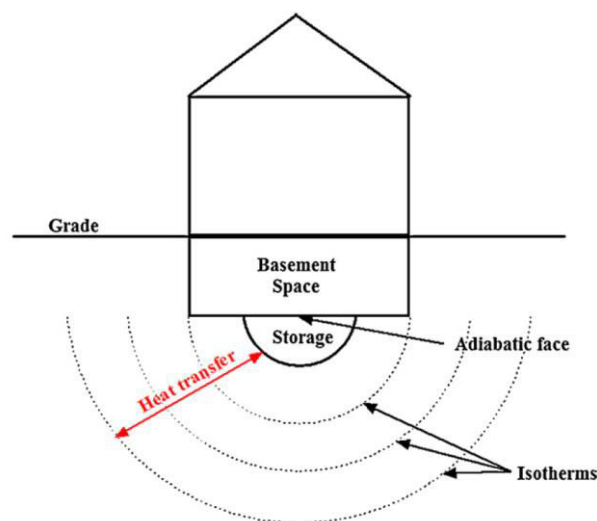


Figure 1. 14 : Stockage saisonnier de chaleur sous une maison individuelle (Shelton 1975).

Givoni (1977) pose les conditions de réalisation d'un stockage saisonnier de chaleur dans les terrains secs ou humides. Pour les sols secs, leurs faibles conductivités thermiques limitent le flux thermique vers les profondeurs et assurent un bon confinement de chaleur dans la zone du stockage. Néanmoins, une isolation de la zone du stockage sur la partie supérieure doit être effectuée pour limiter les flux de chaleur vers le haut. Cependant, la faible conductivité thermique limite le taux du transfert de chaleur en cas d'injection et d'extraction ce qui rend nécessaire la mise en place des méthodes pour assurer le transfert de chaleur dans la zone du stockage. Pour les sols humides, la capacité thermique calorifique et la conductivité thermique

sont plus importantes et assurent un meilleur taux d'échange de chaleur avec la zone du stockage. Mais, ces mêmes propriétés rendent difficile le confinement et le contrôle de la direction et de l'extension du flux de chaleur. Pour réduire les pertes de chaleur, Givoni (1977) recommande de mettre en place une isolation hydrique de la zone du stockage par une couverture imperméable permettant d'augmenter la résistance du sol vis-à-vis des transferts diffusifs de chaleur et une isolation thermique en mettant en place une couche de faible conductivité thermique, sur la partie supérieure du stockage.

Dang Vu et Delcambre (1987) ont étudié expérimentalement et numériquement le stockage thermique à long terme dans un lit de cailloux enterré et isolé. Le stockage était relié à une boucle aéraulique pour la charge et la décharge thermique. Il a été constaté que le stockage thermique est influencé par 2 facteurs importants, d'une part la convection naturelle au cours des périodes de relaxation augmente les pertes de chaleurs, et d'autre part, les pertes thermiques sur les longues périodes ne sont pas négligeables malgré l'isolation thermique.

Gabrielsson et al. (1997) ont étudié un stockage de chaleur dans une argile molle sur une profondeur de 10 m. Dans cette étude l'injection de la chaleur dans le milieu du stockage a été effectuée par des sondes géothermiques verticales (*Figure 1. 15*). Afin de limiter les pertes de chaleurs vers le haut, une isolation thermique en polystyrène a été effectuée. Le terrain avait une conductivité thermique de $1,03 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ et une capacité thermique volumique de $3,6 \text{ MJ} \cdot \text{m}^{-3} \cdot \text{K}^{-1}$. Le volume du stockage était de 1000 m^3 .

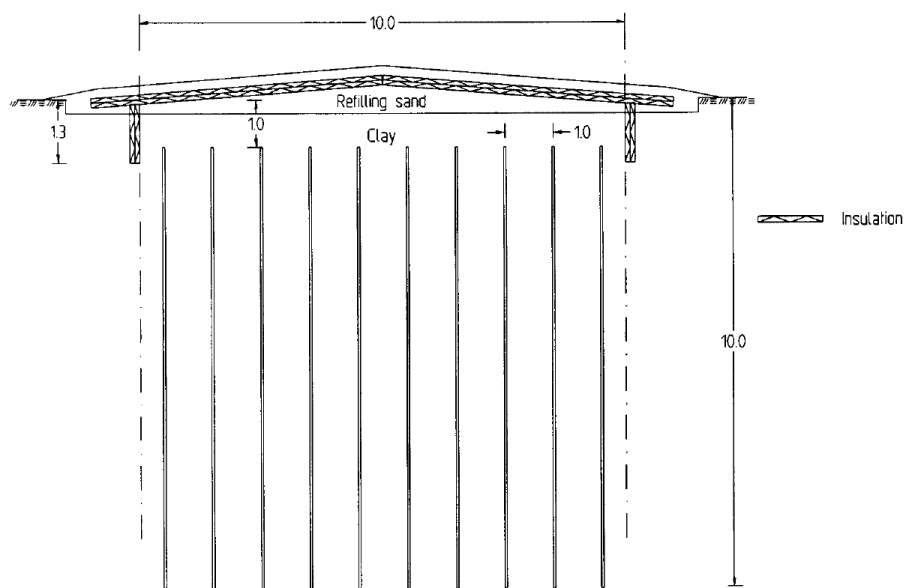


Figure 1. 15 : Schéma de l'installation expérimentale de Gabrielsson et al. (1997).

Au cours de l'application de 6 cycles d'injection/extraction entre 35 et 70°C, Gabrielsson et al. (1997) ont calculé numériquement les pertes de chaleur traversant la zone de stockage en supposant que le transfert de chaleur se faisait uniquement par conduction. Les résultats des calculs ont montré une bonne concordance avec les mesures expérimentales. L'état statique des pertes de chaleur fut atteint après 25 mois d'exploitation du stock. Les auteurs ont constaté que 70% de l'énergie stockée était dissipée dans le terrain. Les auteurs justifient ces pertes de chaleur par le fait que la taille et la forme de la zone de stockage ne sont pas favorables. Pour optimiser la performance de la zone de stockage, les auteurs ont proposé de réduire le temps de relaxation des sondes (période de stockage) au minimum. Les pertes de chaleur sont estimées entre 10 et 25% pour un volume de sol de 35000 m³.

Dans le cadre du projet Solargeotherm (2008 - 2011) financé par l'Agence Nationale de la Recherche (ANR), une étude sur la possibilité de stocker et de déstocker de façon optimale la chaleur dans la roche par des sondes géothermiques a été étudiée par Delaleux et al. (2012). Un dispositif expérimental comprenant des panneaux solaires pour capter la chaleur lorsqu'elle était disponible et des sondes thermiques ont été mis en place sur la carrière de schiste de la commune de Montauriol (*Figure 1. 16*). Cette roche sèche fut choisie pour sa faible diffusivité thermique.



Figure 1. 16 : Installation expérimentale de : (a) champs des panneaux solaire, (b) sondes géothermiques (Delaleux et al. 2012).

Les sondes géothermiques ont été installées dans le terrain dont la conductivité thermique varie entre 1,8 et 3,7 $W.m^{-1}.K^{-1}$ et la capacité thermique calorifique varie entre 700 et 800 $J.kg^{-1}.K^{-1}$. La température initiale de terrain était de 16,5 °C à une profondeur de 10 m. Pour éviter l'influence de la température extérieure, une isolation thermique des forages sur les 5 premiers mètres a été effectuée par une couche de 6 cm d'une mousse polyuréthane dont la

conductivité thermique est de $0,03 \text{ W.m}^{-1}.K^{-1}$. Les résultats de cette étude ont montré que la température des sondages après l'arrêt de l'injection (pendant la nuit) revient pratiquement à son état initial et ne conserve qu'une évolution de 5 % entre la fin et le début de la journée (95% de la chaleur injectée pendant la journée se dissipe pendant la nuit). Une modélisation numérique du comportement thermique du sous-sol a été effectuée, il a été constaté que le stockage saisonnier de chaleur dans la roche Montauriol était difficile à réaliser et qu'il serait plus judicieux d'exploiter le site pour réaliser des stockages à court terme et pour des niveaux de température plus bas. Un exemple de résultat de cette étude est montré dans la *Figure 1. 17*.

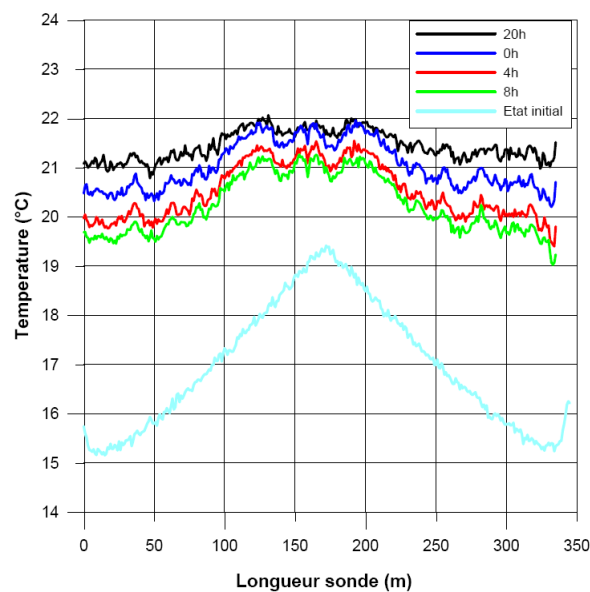


Figure 1. 17 : Relaxation d'un forage au cours d'une nuit en période d'injection comparée à la température initiale avant l'injection (Delaleux et al. 2012).

Dupray et al. (2013) ont effectué une étude numérique pour étudier le stockage saisonnier de chaleur par les pieux énergétiques intégrés dans un sol argileux. La conductivité thermique du solide est $2,34 \text{ W/m.K}$ et sa chaleur spécifique égale à 732 J/kg.K . L'ensemble des pieux, relié par un radier, a été modélisé par un seul rang de pieux relié par une dalle de 1 mètre de large. Une température initiale de 11 °C est considérée dans le massif. La configuration et le maillage de calcul sont représentés dans la *Figure 1. 18*.

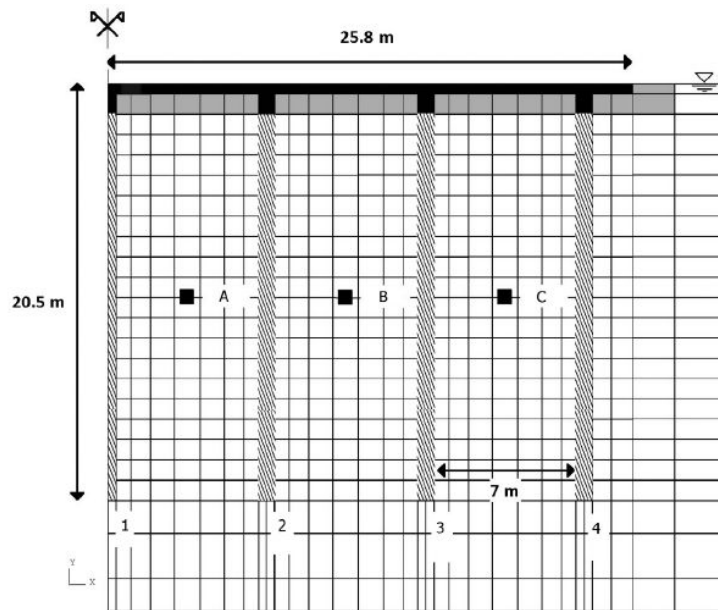


Figure 1. 18 : Configuration et maillage de modèle de calcul (Dupray et al. 2013).

Dans cette étude plusieurs scénarii d'injection/extraction de chaleur ont été envisagés (Figure 1. 19).

Scénario 1 : un taux d'injection/extraction de 90 W/m est appliqué.

Scénario 2 : une injection de 95 W/m et une extraction de 90 W/m.

Scénario 3 : Un taux d'injection d'énergie de 225 W/m a été appliqué pour la première année, ensuite la même fonction d'injection/extraction que le deuxième scénario a été appliquée.

Scénario 4 : un taux d'injection de 245 W/m et un taux d'extraction de 225 W/m a été adapté.

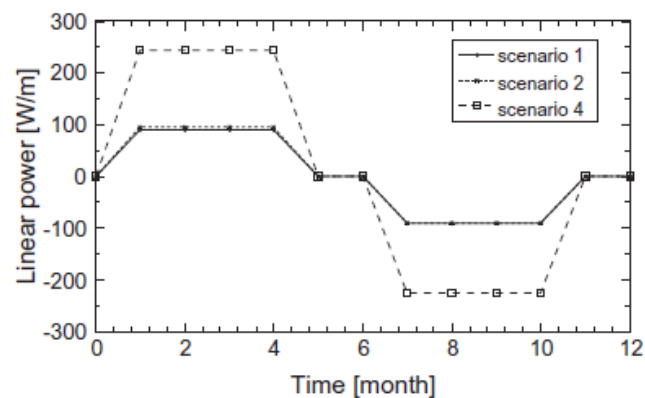


Figure 1. 19 : Fonctions d'énergie imposée lors de la simulation (Dupray et al. 2013).

L'évolution de la température a été suivie dans un point situé au centre du rang des pieux et à 10 m de profondeur (*Figure 1. 20*).

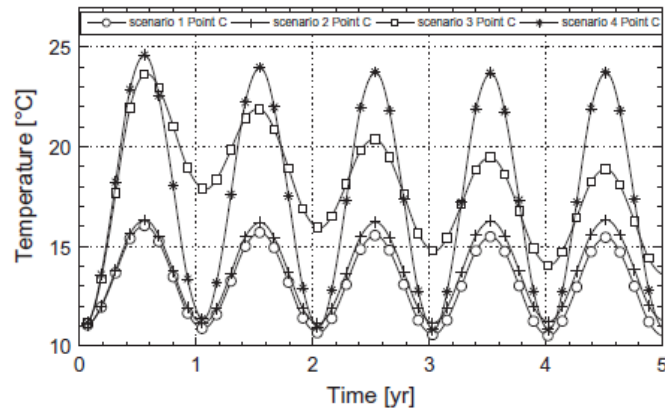


Figure 1. 20 : Évolution de la température dans le point C pour les 4 scénarii (Dupray et al. 2013).

En conclusion, Dupray et al. (2013) précisent que les pertes de chaleur dans le système de stockage sont minimales (1,4 %/°C par apport à la température initiale du terrain) et n'affectent pas l'efficacité du stockage.

Giordano et al. (2016) mentionnent que le stockage de chaleur sensible est régi principalement par la capacité thermique du matériau et la densité d'énergie stockée. En plus de ces deux caractéristiques, la conductivité et la diffusivité thermiques du matériau, le gradient de température et les pertes de chaleur de la zone de stockage qui sont liées au rapport entre la surface et le volume du stockage jouent un rôle important dans l'efficacité du système. Les auteurs évaluent que pour stocker la même quantité d'énergie, il est possible d'utiliser un volume de sol naturel deux fois plus important que le volume d'eau équivalent. Cependant, dans un milieu poreux (porosité de 35%) et saturé d'eau, le volume de sol supplémentaire nécessaire se réduit à 25% par rapport au volume d'eau équivalent. Aussi, ils indiquent que dans le cas où il n'y a pas d'écoulement d'eau susceptible de décharger le stock, le milieu poreux présente de bonnes caractéristiques thermiques permettant une bonne habilité à stocker la chaleur avec moins de pertes par rapport à l'eau. Giordano et al. (2016) ont étudié la faisabilité du stockage de chaleur dans un sable-graveleux partiellement saturé. 4 sondes thermiques de 27 m de profondeur sont installées sous forme d'un triangle équilatéral de 2m de côté : une sonde placée au centre du triangle et les trois autres sont installées dans les trois coins du triangle (*Figure 1. 21*).



Figure 1. 21 : Schéma d'implantation des sondes thermiques (Giordano et al. 2016).

La partie supérieure des sondes se situe à 1,5 m de profondeur pour limiter les pertes de chaleur dans l'atmosphère. Le site de stockage a été testé pendant un an et les résultats montrent que le sol est capable d'emmagasiner 17% de l'énergie injectée. Les résultats de cette étude permettent de tester plusieurs méthodologies pour améliorer l'efficacité du système. Avec une simulation numérique à l'aide d'un code de calcul éléments finis appelé *OpenGeoSys (OGS)*, les auteurs montrent que l'isolation thermique autour de la zone de stockage par une couche d'argile permet de doubler l'efficacité du système. Un exemple de résultats de simulation est montré dans la *Figure 1. 22*.

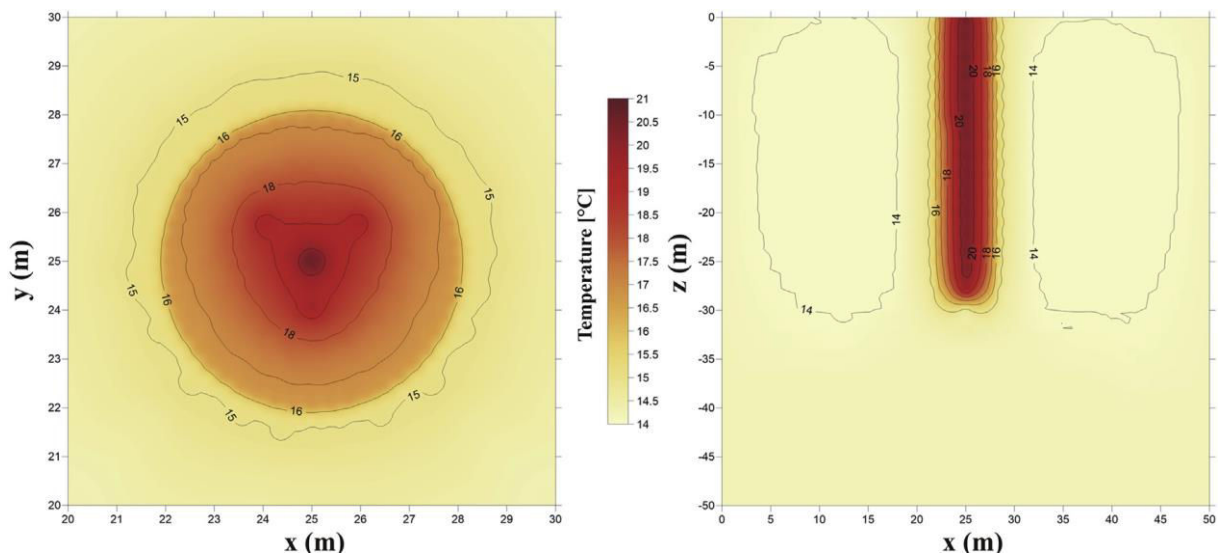


Figure 1. 22 : Exemple de résultats de simulation (Giordano et al. 2016).

1.2.3.1 Synthèse concernant le stockage de chaleur

Ces études montrent la faisabilité d'un stockage de chaleur dans les sols naturels pour peu que les caractéristiques du sol soient favorables et sous condition de la mise en place d'une isolation de la zone de stockage. Toutefois, il n'existe pas d'exemple de stockage expérimental avec des champs de sondes horizontaux. La mise en place de ces sondes dans les sols compactés serait aisée et le processus de compactage pourrait améliorer les capacités de stockage des massifs. Au-delà des caractéristiques thermiques des matériaux instrumentés, la problématique de la stabilité et de la durabilité dans le temps des propriétés des massifs doit être étudiée.

Les principaux paramètres étudiés pour les projets de stockage cités ci-dessus sont :

- l'influence de la température du massif encaissant,
- l'effet des paramètres thermiques du sol qui sont fonction du type de sol et de ses paramètres d'état,
- l'effet de la température de l'air,
- l'isolation hydrique et thermique de la zone de stockage,
- le scénario d'injection et d'extraction de la chaleur dans la zone de stockage.

1.3 Influence de la température sur les paramètres mécaniques et hydrauliques du sol

Le stockage géothermique provoque des écarts importants de température dans le sol ce qui peut avoir pour conséquences de modifier ses paramètres mécaniques et hydrauliques. Dans cette partie, l'influence de variation de température sur la limite de liquidité, le coefficient de perméabilité, la capacité de rétention d'eau, les déformations volumiques, la pression de préconsolidation, la pression de gonflement, la résistance au cisaillement, la pression interstitielle et les paramètres d'états est détaillée.

1.3.1 Limite de liquidité

La limite de liquidité (w_L) est la teneur en eau pondérale d'un sol remanié au point de transition entre les états liquide et plastique. w_L peut être déterminée à la coupelle de Casagrande selon la norme NF P94-051 (Afnor, 1993) ou par la méthode du cône de pénétration selon la norme NF P94-052-1 (Afnor, 1995). w_L est utilisée comme indicateur du comportement des argiles.

L'impact de la température sur la limite de liquidité a été étudié par Jefferson et Rogers (1998). L'objectif de cette étude était principalement d'évaluer la susceptibilité du sol à la température grâce à la limite de liquidité, test préliminaire simple, rapide et peu coûteux.

Jefferson et Foss Rogers résument les recherches menées à propos de w_L sur des matériaux hydratés en indiquant que « la majorité des auteurs (Youssef et al.1961, Laguros et Ctori, 1989) ont observé une diminution de w_L pour diverses argiles » lors d'une augmentation de la température de 10 à 80°C. Selon Campanella et Mitchell (1968), cette baisse serait liée à une diminution des liens inter-particules déjà observée sur des argiles à forte température.

L'utilisation du cône de pénétration suivant la méthode fixée par la «British Standard Institution » a permis à Jefferson et Foss Rogers (1998) de tester w_L pour une kaolinite, une bentonite du Wyoming et des mélanges composés de ces deux argiles dans une gamme de température de 10 à 80°C (*Figure 1. 23*). Jefferson et Foss Rogers (1998) concluent qu'une smectite sodique est plus sensible au changement de température que la kaolinite bien cristallisée.

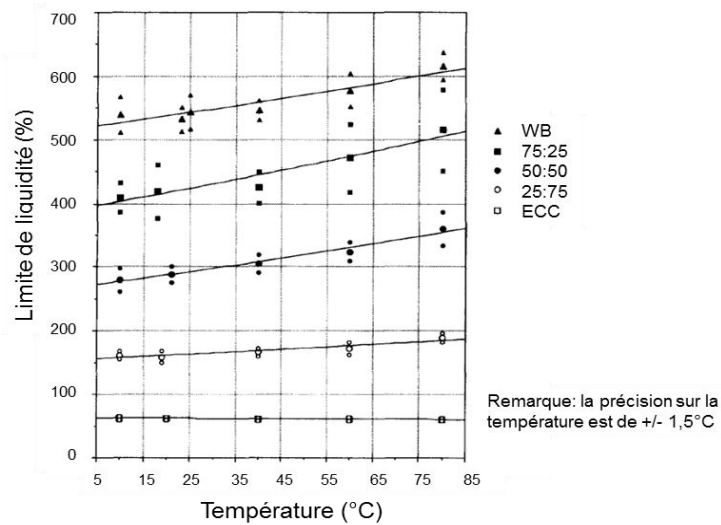


Figure 1. 23 : Limites de liquidité en fonction de la température pour différents mélanges kaolinite/bentonite (Jefferson et Foss Rogers 1998).

Ainsi, une kaolinite sera peu sensible à une augmentation de la température tandis que la w_L d'une bentonite ou d'un mélange kaolinite/bentonite augmente avec la température. La variation de w_L serait dans ce cas liée à une combinaison de paramètres : un changement d'épaisseur de la double couche diffuse, de la viscosité de l'eau, de la coagulation des feuillets d'argile et/ou d'un réarrangement des feuillets avec la température. La minéralogie serait le facteur prépondérant qui régirait la dominance de l'un ou de l'autre des phénomènes.

1.3.2 Coefficient de perméabilité

Le coefficient de perméabilité (k), défini selon la loi de Darcy quantifie l'aptitude du milieu à permettre le mouvement d'un fluide sous l'influence d'un gradient hydraulique. k est classiquement mesuré en laboratoire à l'aide d'essais réalisés avec un perméamètre selon la norme ISO/TS 17892-11 (Afnor, 2004), un œdomètre selon la norme NF X30-442 (Afnor, 2008) ou une cellule triaxiale. Dans le cadre de ces essais, k peut être déterminé par des procédures dans lesquelles la charge hydraulique appliquée est variable ou constante.

L'influence de la température sur la perméabilité des sols fins a été étudiée par Towhata et al. (1993), Khemissa (1998), Olchitzky (2002), Cho et al. (1999), Villar et Lloret (2004), Abuel-Naga et al. (2005), Villar et al. (2010), Romero et al. (2001), Delage et al. (2009), Ye et al. (2012), Bouazza et al. (2008). Les auteurs s'accordent pour conclure à une augmentation de la perméabilité liée à une augmentation de la température. Ces études ont été réalisées à l'aide des systèmes conventionnels cités ci-dessus ou d'appareils spécifiques tels que la cellule de

perméabilité développée par Khemissa (1998). En revanche il n'y a que peu de résultats sur l'étude de l'effet de variations de température sur la perméabilité dans les sols à gros grains. Une synthèse des résultats trouvés dans la bibliographie est présentée dans le *Tableau 1. 1*.

Tableau 1. 1 : Synthèse des résultats sur l'évolution de la perméabilité hydraulique en fonction de la température

Auteur	Type de sol	dispositif	Température (°C)	Evolution de la k (m/s) en fonction de l'augmentation de température	Cause
Abuel-Naga et al (2005)	Argile molle	Oedomètre	25 – 90	Augmente	Diminution de la viscosité de l'eau
Romero et al (2001)	argile de Boom non saturé	//	22 - 80	- Pas d'influence pour les faibles saturations ($S_r < 75\%$) - légère augmentation pour une saturation entre 75% et 95 %	Pas d'explication claire citée par les auteurs
Delage et al (2009)	argile de Boom	Cellule triaxiale	20 – 90	Augmente	Diminution de la viscosité de l'eau
Cho et al (1999)	Bentonite compactée	Dispositif spécial	20 – 80	//	//
Villar & Lloret (2004)	//	Oedomètre	//	//	//
Villar et al (2010)	//	//	30 - 80		//
Ye et al (2012)	//	//	20 - 60	//	Diminution de la viscosité de l'eau et variation de la perméabilité intrinsèque
Bouazza et al (2006)	Bentonite	//	20 – 60	//	Diminution de la viscosité de l'eau
Towhata et al (1993)	Kaolinite Bentonite	//	20 – 90	//	//
Khemissa (1998)	Kaolinite	//	20 – 130	//	//

1.3.3 Capacité de rétention

La capacité de rétention d'un sol correspond au volume maximal d'eau que celui-ci peut retenir et dépend essentiellement de sa nature, sa porosité et sa granulométrie. Cette capacité

de rétention est définie à partir des courbes de rétention obtenues par différents procédés faisant intervenir la mesure de la succion (pression négative dans les pores). Ces méthodes sont présentées dans les normes NF ISO 11274 (Afnor, 1998) et NF ISO 11275 (Afnor, 2004).

L'effet de la température sur la capacité de rétention a été étudiée par Romero et al. (2001), Tang (2005), Olchitzky (2002), Ghembaza et al. (2007), Villar et al. (2010) et Villar & Lloret (2004).

Romero et al. (2001) ont étudié l'effet de la température sur la capacité de rétention d'eau de l'argile de Boom pour une température entre 22 et 80°C. Deux techniques de contrôle de la succion ont été utilisées : le contrôle de la succion par phase vapeur pour les faibles teneurs en eau (succions élevées), et la technique de translation d'axe pour des teneurs en eau élevées (faibles succions), dans une cellule œdométrique. Les résultats de cette étude (Figure 1. 24 ; Figure 1. 25) montrent que la teneur en eau diminue avec l'augmentation de la température pour la même succion. En comparant les pentes de la variation de la teneur en eau par rapport à la température pour les différentes succions (Figure 1. 25), l'effet de la température semble moins évident pour les succions élevées. Les auteurs mentionnent que la diminution de la succion sous l'effet de la température ne peut pas être seulement accordée à la diminution de la tension superficielle de l'eau mais aussi au changement de la structure de l'argile et à la composition chimique de l'eau.

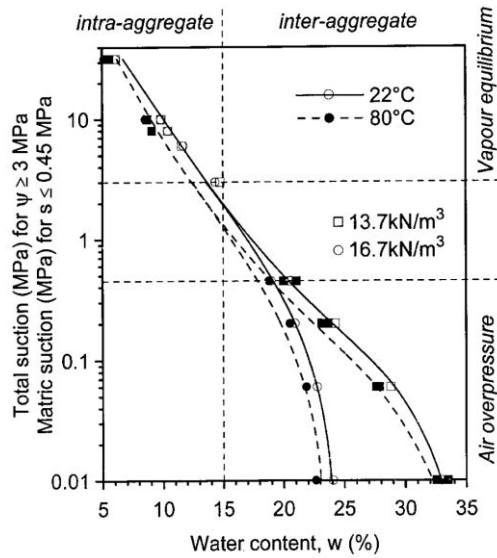


Figure 1. 24 : Courbe de rétention d’eau de l’argile de Boom compactée à des poids volumiques secs de 13,7 et 16,7 kN/m³ et en conditions isothermes de 22 et 80°C (Romero et al. 2001).

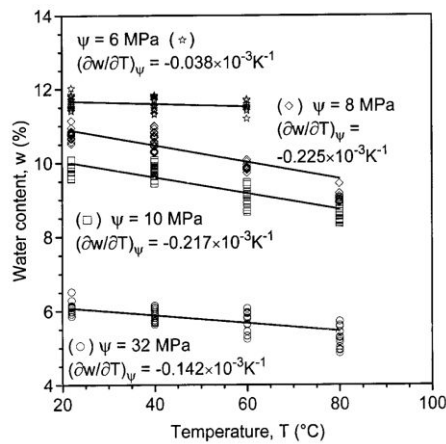


Figure 1. 25 : Variation de la teneur en eau en fonction de la température (22 et 80°C) pour différentes succions (Romero et al. 2001).

Pour conclure, les auteurs s’accordent tous sur le fait que la capacité de rétention d’un sol non saturé diminue légèrement avec l’augmentation de la température. Une synthèse des résultats de la bibliographie est présentée dans le Tableau 1. 2.

Tableau 1. 2 : Synthèse de l'effet de la température sur la capacité de rétention d'eau

Auteur	Type de sol	Contrôle de succion	Température (°C)	variation	Cause
Romero et al (2001)	-Argile de Boom	-Phase vapeur -Translation d'axe	22 - 80	Diminue	-Diminution de la tension superficielle eau-air -Changement de la structure des argiles et de la composition chimique de l'eau
Tang (2005)	-Bentonite MX80	-Phase vapeur	20 – 80	//	-Diminution de la tension superficielle eau-air -Autres
Olchitzky (2002)	-Bentonite FoCa7	//	20 - 80	//	-Diminution de la tension superficielle eau-air -Autres
Villar et al (2010)	-Bentonite compactée	//	20 - 120	//	-Diminution de la tension superficielle eau-air -Interaction physico-chimiques des particules d'argile et l'eau
Ghembaza et al (2007)	-Argile sableuse préparée - Argilite naturelle non remaniée	-Plaques tensiométriques -Méthode Osmotique -Phase vapeur	22 - 80	//	-Diminution de la tension superficielle eau-air -Autres
Villar & Lloret (2004)	-Bentonite compactée	-Phase vapeur	20 - 80	//	-Diminution de la tension superficielle eau-air

1.3.4 Déformation volumique

La déformation volumique correspond à une variation de volume qui se produit lorsqu'une contrainte mécanique est appliquée à une éprouvette de sol. En laboratoire, cette déformation est principalement caractérisée par la compressibilité œdométrique déterminée à partir de l'essai de chargement par paliers selon la norme XP P94-090-1 (Afnor, 1997). La déformation volumique peut aussi être caractérisée au moyen de l'essai triaxial en compression isotrope selon la norme NF P94-070 (Afnor, 1994).

L'évolution de la déformation volumique en fonction de la température a fait l'objet de plusieurs études. Tang (2005), Baldi et al. (1988), Towhata et al. (1993), Burghignoli et al. (2000), Sultan et al. (2002) et Cekerevac et Laloui (2004).

Ces études, menées soit par essais œdométriques soit par essais triaxiaux, sur des matériaux argileux et à des températures entre 20 et 80°C, ont permis d'aboutir à la conclusion que la déformation volumique dépend de l'histoire des contraintes et de la température appliquée au sol. En effet, bien que la déformation des grains soit toujours positive en chauffage, on constate que le comportement global sol/grain diffère entre un sol normalement consolidé et surconsolidé. La majorité des chercheurs conclue que l'augmentation de la température conduit à une contraction si le matériau est normalement consolidé tandis que s'il est surconsolidé, une dilatation est observée (Figure 1. 26).

Burghignoli et al. (2000) notent aussi que les déformations dans le cas d'un matériau surconsolidé sont de plus faible envergure que pour un matériau normalement consolidé, que ce soit dans le cas de la dilatation ou de la contraction.

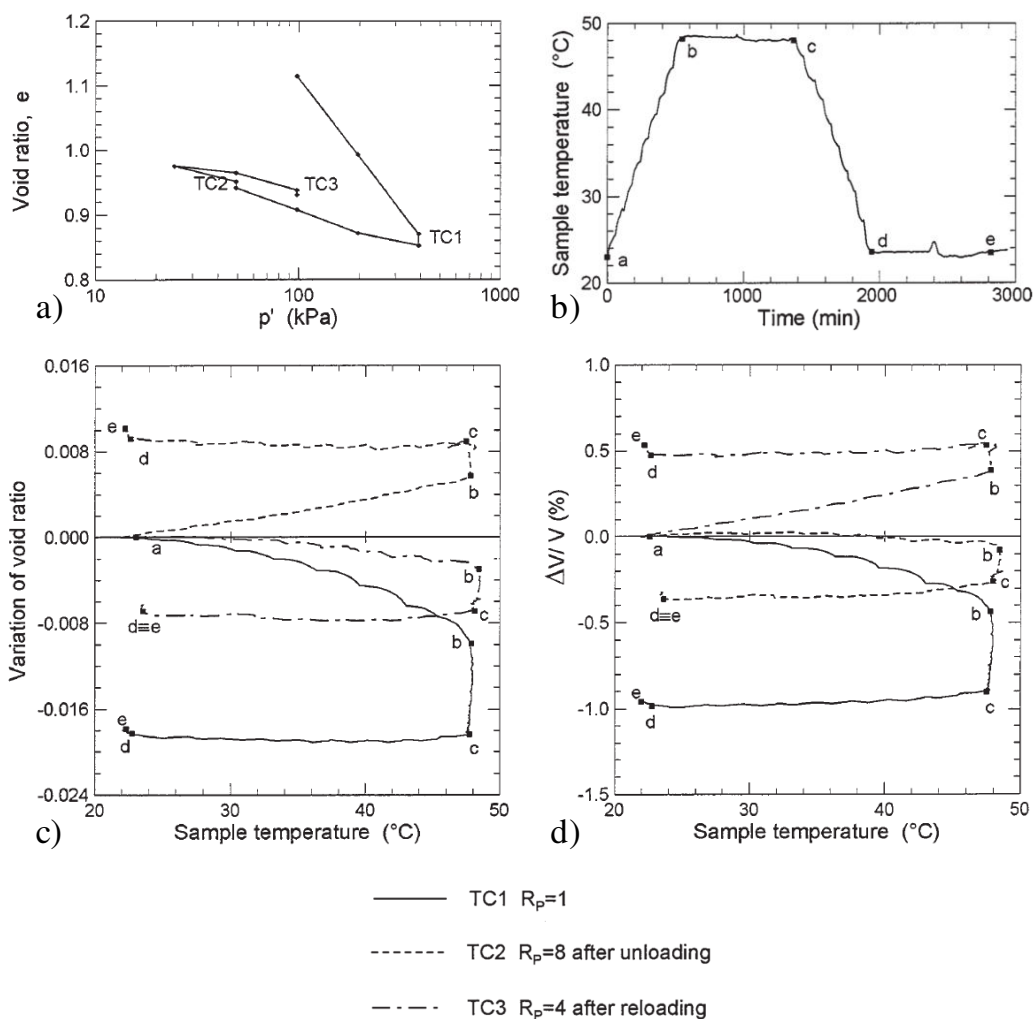


Figure 1. 26 : Test de compression isotrope avec évolution de température : (a) test de consolidation à 20°C, (b) programme thermique, (c) variation de l'indice des vides (d) variation de la déformation volumique. (Burghignoli et al. 2000).

Tang (2005) a mené ses essais sur la bentonite MX80 dans des conditions non saturées (trois succions différentes 9, 39 et 110 MPa imposées par phase vapeur) sous deux niveaux de pressions constantes (0,1 et 5 MPa), et ce, en utilisant des cellules isotropes. Les éprouvettes ont été chauffées à des températures entre 25 et 80°C. Un exemple de résultat est montré dans la Figure 1. 27.

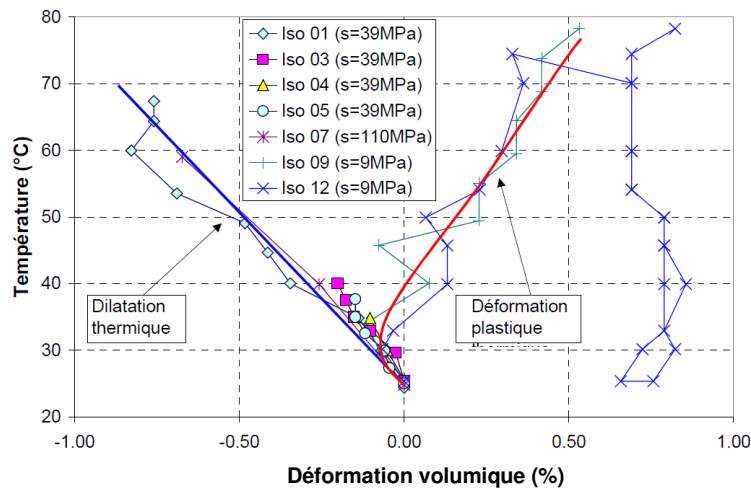


Figure 1. 27 : Déformations volumiques sous chargement thermique à 0,1 MPa de pression (Tang 2005).

Les résultats de cette étude ont montré que le comportement de la bentonite sous un chargement thermique et sous des conditions non saturées est le même qu'à l'état saturé :

- le chauffage du sol fortement surconsolidé provoque une dilatation thermique,
- le chauffage du sol faiblement consolidé provoque une dilatation thermique suivie d'une contraction plastique,
- le refroidissement du sol provoque une contraction,
- les cycles de chauffage/refroidissement entre la température ambiante et la température maximale engendrent des déformations réversibles.

En conclusion, les auteurs s'accordent sur l'impact de la température sur les déformations volumiques mais leurs hypothèses diffèrent quant à l'explication du processus : Sultan et al. (2002) par exemple parlent de dilatation des grains pour expliquer le gonflement et de diminution de la résistance au niveau des contacts du squelette solide pour justifier l'effondrement.

La distinction entre matériaux normalement consolidés et surconsolidés est fondamentale dans les études traitant de l'impact de la température sur la déformation volumique. Cette

observation conduit à la conclusion qu'il faut aussi s'intéresser à l'impact de la température sur les paramètres de compressibilités et sur la pression de préconsolidation.

1.3.5 Influence sur les paramètres de compressibilité

Les pentes C_g et C_c , représentant l'indice de gonflement et l'indice de compression, respectivement, sont calculés à l'aide de la courbe de chargement-déchargement réalisée au laboratoire à partir des essais de compressibilité œdométriques à chargement par paliers selon la norme XP P94-090-1 (AFNOR, 1997). L'effet de la température sur C_g et C_c a été étudié par Campanella et Mitchell (1968), Recordon (1993) et Cekerevac et Laloui (2004) (Figure 1.28). Les auteurs concluent que la variation de ces indices avec la température est très faible et qu'elle peut être négligée.

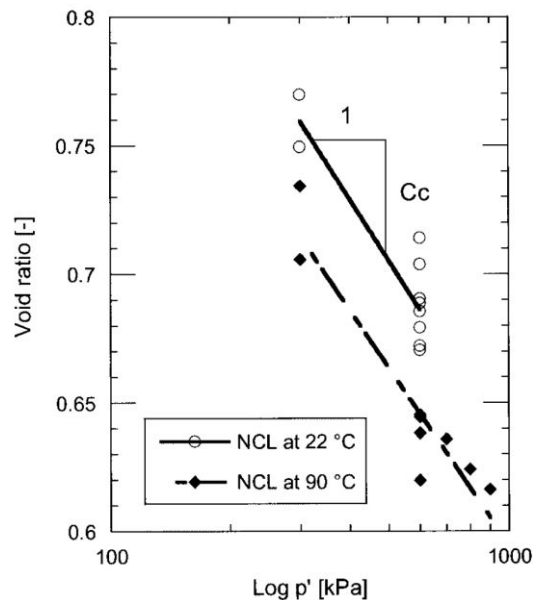


Figure 1.28 : Courbe normale de consolidation en fonction de la température Cekerevac et Laloui (2004).

Pour des compressions isotropes et si la variation de l'indice des vides est exprimée en fonction de logarithme népérien de la contrainte moyenne, l'indice de gonflement et l'indice de compression sont notés respectivement κ et λ .

1.3.6 Pression de préconsolidation

La pression de préconsolidation (σ'_p), paramètre de compressibilité, correspond à la plus grande contrainte subie par l'éprouvette au cours de son histoire. σ'_p est obtenue au laboratoire par des essais de compressibilité œdométriques. En pratique, σ'_p peut être déterminé entre autres par les méthodes de Casagrande et de Schmertmann.

De nombreux auteurs ont travaillé sur l'influence de la température sur σ'_p . On peut ainsi citer Moritz (1995), Sultan et al. (2002) et Cekerevac (2003). L'ensemble de ces chercheurs s'accordent sur le fait que l'augmentation de la température entraîne une diminution de σ'_p .

Les résultats de l'étude de Sultan et al. (2002), menée sur l'argile de Boom consolidée à 4 MPa et chauffée à 100°C (EBVT 18) puis selon les cas refroidie à 23 (EBVT 20), 40 (EBVT 16) ou 70°C (EBVT 17), sont présentés dans la Figure 1. 29. Sultan et al. (2002) montrent que σ'_p est d'autant plus faible que la température est élevée et que les σ'_p mesurées après sollicitations thermiques sont toujours plus élevées que la consolidation initiale. La température produit donc un écouissage thermique.

Les avis divergent néanmoins sur la forme de la diminution. Sultan et al. (2002) et d'autres auteurs considèrent cette décroissance linéairement proportionnelle à la température ce qui n'est pas le cas par exemple pour Cekerevac (2003) (Figure 1. 30).

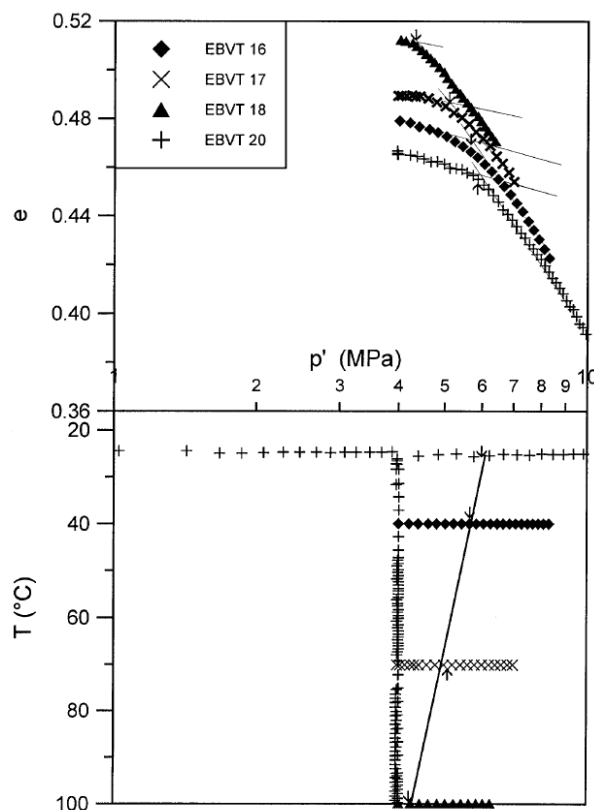


Figure 1. 29 : Effet de la température sur la pression de préconsolidation de l'argile de Boom (Sultan et al. 2002).

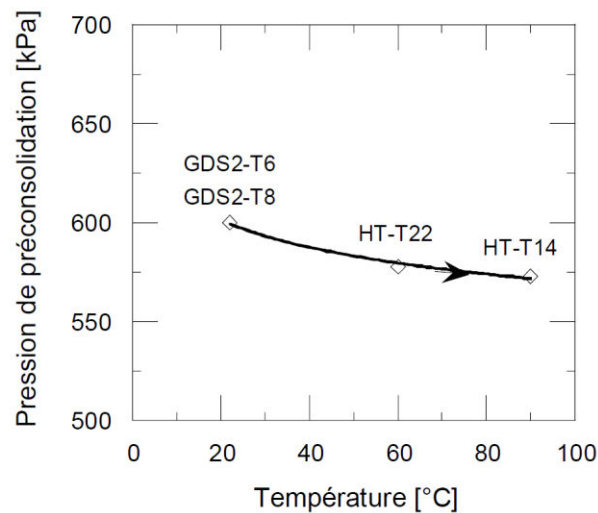


Figure 1. 30 : Influence de la température sur la pression de préconsolidation de la kaolinite. (Cekerevac 2003).

Tang (2005) indique que ces résultats sont expliqués selon Akagi et Komiya (1995) par une diminution de la viscosité de l'eau et de la résistance au niveau des contacts des grains du sol.

Pour étudier l'effet de la température sur la pression de préconsolidation, Moritz (1995) a mené une étude sur une argile intacte utilisée pour le stockage saisonnier de chaleur, et ceci pour les températures de 20, 40 et 70°C. Les résultats de cette étude ont montré une diminution de la pression de consolidation avec l'augmentation de la température (Figure 1. 31). Contrairement à Sultan et al. (2002), Moritz (1995) constate que la variation de la pression de consolidation en fonction de la température n'est pas linéaire. L'auteur explique que cette diminution ne peut pas être accordée seulement à la température mais aussi à d'autres paramètres tels que la nature du sol.

En résumé, les résultats montrent que la contrainte de préconsolidation du sol diminue avec le chauffage, cette diminution peut être linéaire (écrouissage radoucissant). Aucun résultat n'a été trouvé sur l'effet d'un refroidissement sur la contrainte de préconsolidation. Les cycles chauffage/refroidissement provoquent une augmentation de la contrainte de préconsolidation par rapport à l'état initial (écrouissage durcissant).

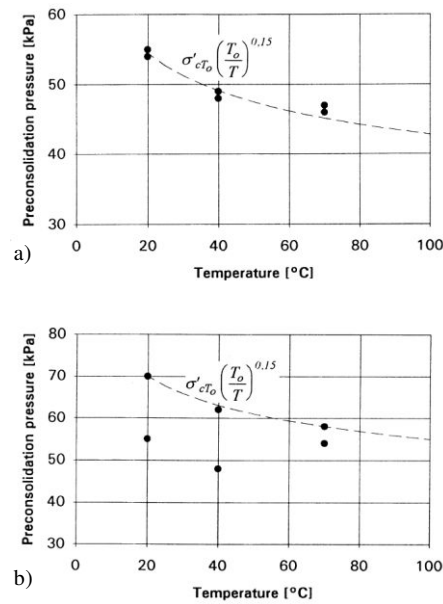


Figure 1.31 : Effet de la température sur la pression de préconsolidation de l'argile ; (a) 6 m de profondeur ; (b) 9 m de profondeur (Moritz 1995).

1.3.7 Pression de gonflement

La pression de gonflement (σ_g) est définie dans la norme XP P94-091 (AFNOR, 1995) comme la contrainte qu'il faut appliquer au matériau gonflant afin que suite à sa mise en contact avec l'eau à la pression atmosphérique, sa déformation axiale redevient nulle. La mesure de la contrainte de gonflement peut se faire soit dans des cellules oedométriques soit dans des cellules triaxiales. On rencontre trois grandes catégories d'essais :

- les essais de gonflement libre ;
- les essais de gonflement sous charge constante ;
- les essais de gonflement à volume constant.

Les essais de gonflement libre consistent à placer une éprouvette dans une cellule oedométrique sous un faible chargement (poids du piston). Ensuite, l'éprouvette est mise en contact avec de l'eau. A l'aide de comparateurs, on mesure les déformations verticales jusqu'à stabilisation. Enfin, on applique, par paliers, des contraintes croissantes jusqu'à ramener l'éprouvette à sa hauteur initiale. La contrainte verticale nécessaire pour ramener l'échantillon à son état initial de déformation verticale définit la contrainte de gonflement verticale notée σ_{vg} .

Les essais de gonflement sous charge constante consistent à soumettre au minimum trois éprouvettes identiques à des contraintes normales différentes. Les éprouvettes sont humidifiées et on note les déformations jusqu'à stabilisation. On trace la courbe déformation de hauteur ($\Delta h/h_0$) en fonction de la contrainte normale appliquée σ_n . Par définition, la contrainte de gonflement vertical notée σ_{vg} est celle qui correspond à une déformation nulle.

Les essais de gonflement à volume constant consistent à empêcher l'éprouvette mise en contact avec l'eau de changer de volume. Pour cela, le piston de l'oedomètre est bloqué par le bâti d'une presse. La contrainte de gonflement vertical notée σ_{vg} est mesurée à l'aide d'un capteur de force intercalé entre la cellule et le bâti de presse.

Villar et al. (2010), Villar et Lloret (2004), Pusch et Karnland (1996) et Cho et al. (2000) ont travaillé sur l'influence de la température sur σ_g . Les conclusions de leurs études sont partagées.

Villar et al. (2010) ont étudié la pression de gonflement à volume constant d'une bentonite compactée soumi à des températures entre 30 et 90°C. Une diminution de la pression de gonflement est constatée sous l'effet de l'augmentation de la température (Figure 1.32). Cette diminution a été expliquée par le transfert d'eau de la microstructure (eau interfoliaire) vers la macrostructure (eau libre). Cet effet a été remarqué clairement dans le cas des densités sèches élevées ou l'eau interfoliaire domine sur l'eau libre.

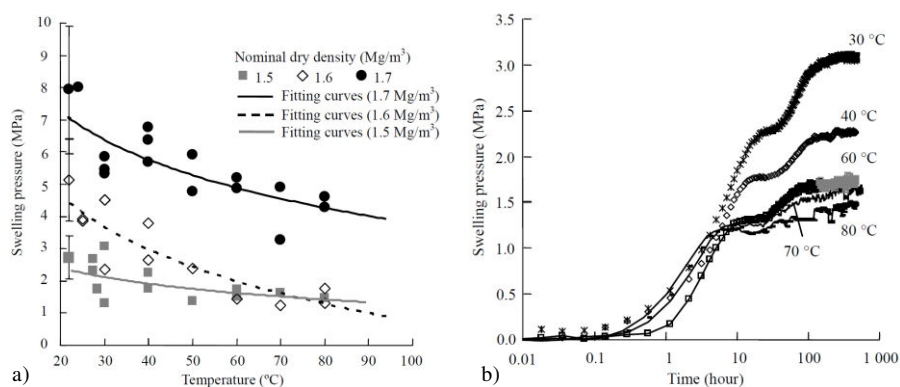


Figure 1.32 : Influence de la température sur la pression de gonflement de la bentonite compactée : (a) variation pour trois masses volumiques sèches différentes 1,5 ; 1,6 et 1,7 Mg/m³, (b), variation en fonction du temps pour la masse volumique 1,5Mg/m³ (Villar et al. 2010).

Villar et Lloret (2004) ont mené des essais sur une bentonite compactée pour étudier l'effet de la température (30 à 80 °C) sur la pression de gonflement à volume constant. Une diminution

de la pression de gonflement sous l'effet de l'augmentation de la température a été également remarquée (Figure 1. 33). Cette diminution a été justifiée par la diminution du potentiel de gonflement et par la réduction du domaine élastique du sol.

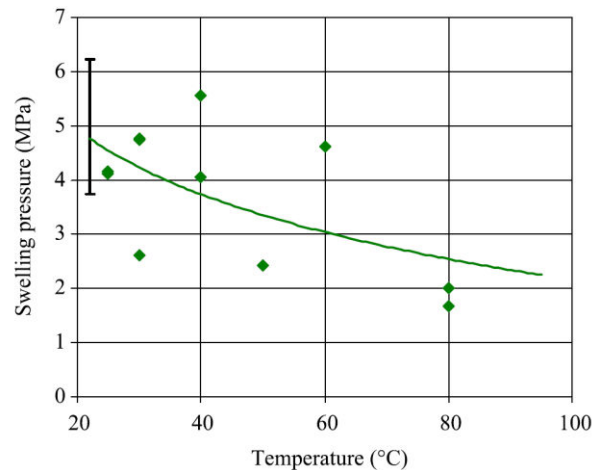


Figure 1. 33 : Évolution de la pression de gonflement de la bentonite compactée à une masse volumique sèche 1,58 Mg/m³ sous l'effet de la température (Villar et Lloret 2004).

Pusch et Karnland (1996) et Cho et al. (2000) ont mis en évidence dans certains cas une augmentation de la pression de gonflement. Pusch et Karnland (1996), dont les résultats d'essais de gonflement réalisés à volume constant sont présentés sur la *Figure 1. 34*, constatent que σ_g varie suivant l'état de consolidation des matériaux, de leur composition chimique ainsi que celle du fluide. Pusch et Karnland (1996) expliquent la dépendance de σ_g avec les paramètres cités ci-dessus par la compétition entre deux phénomènes : l'hydratation des cations et l'effondrement des macropores.

Ces différentes études permettent de conclure que σ_g est un paramètre complexe dont l'évolution dépend de plusieurs facteurs comme :

- le transfert d'eau de la microstructure vers la macrostructure ;
- la diminution du potentiel de gonflement ;
- la réduction du domaine élastique du sol ;
- l'hydratation des cations et l'effondrement des macropores.

Il est donc difficile de définir de façon systématique l'impact de la température sur σ_g .

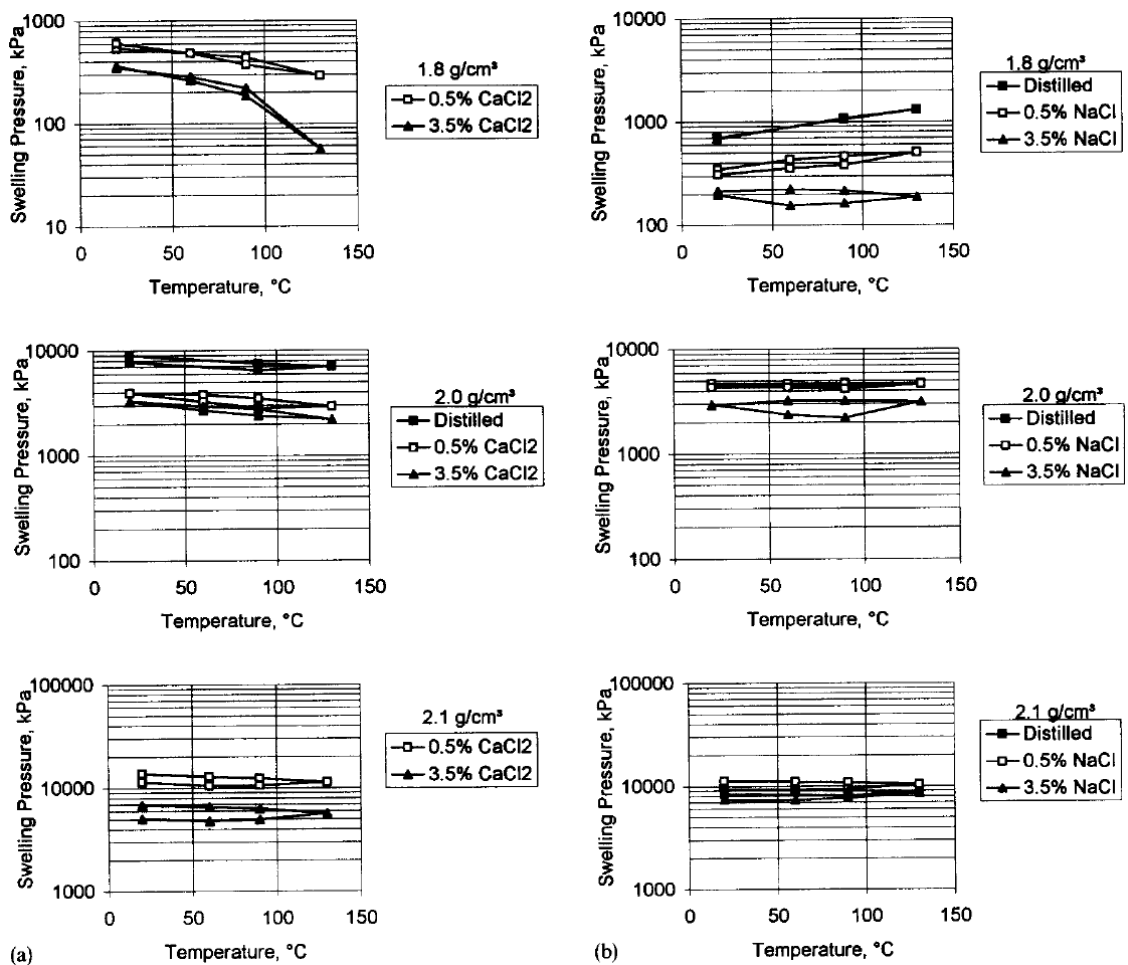


Figure 1.34 : Variation de la pression de gonflement en fonction de la température : (a) d'une bentonite calcique, (b), d'une bentonite sodique confinées dans un oedomètre (Pusch et Karnland 1996).

1.3.8 Pression interstitielle

La pression interstitielle (u) est définie comme la pression du fluide dans les pores du sol. Elle peut être mesurée en laboratoire par des capteurs de pression interstitielle où *in situ* à l'aide de piézomètres.

Des recherches traitant de l'influence de la température sur le paramètre u ont été menées par Campanella et Mitchell (1968), Moritz (1995) et Burghignoli et al. (2000).

Campanella et Mitchell (1968) observent que le changement de u est proportionnel à l'expansion de l'eau dans les pores et à celle des particules d'argile lors d'une variation de température. L'ensemble des études converge avec les résultats de l'étude de Burghignoli et al. (2000) menée sur trois argiles en condition non drainée entre 20 et 40°C : un réchauffement produit une augmentation de la pression interstitielle alors qu'un

refroidissement entraîne une diminution de celle-ci (Figure 1. 35). Burghignoli et al. (2000) précisent que lors des paliers de température, u a tendance à croître de nouveau de façon plus ou moins importante selon la nature du sol.

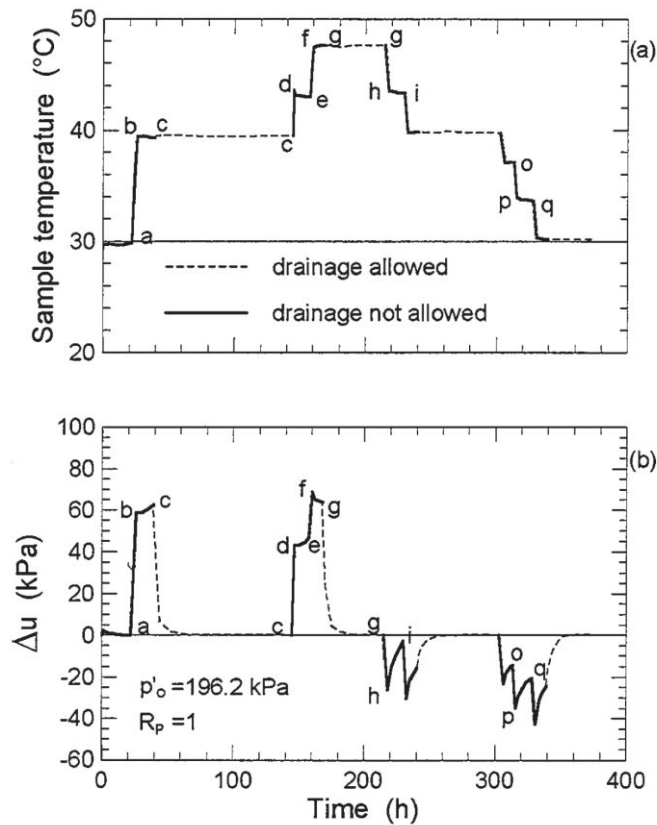


Figure 1. 35 : Variation avec le temps de la température (a) et de la pression interstitielle (b) durant les cycles thermiques de chauffage et de refroidissement non drainés de l'argile de Todi (Burghignoli et al. 2000).

Moritz (1995), dans ses études menées sur une argile intacte, a constaté une augmentation de la pression interstitielle dans les pores au cours du chauffage des éprouvettes dans des conditions non drainées. En fixant la température, la diminution de la pression interstitielle dans le temps a été remarquée (Figure 1. 36).

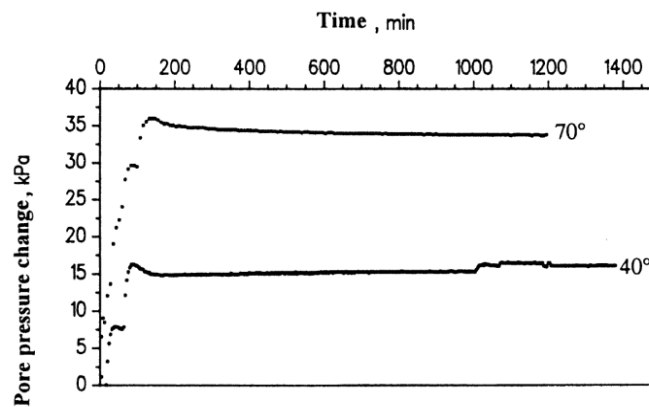


Figure 1.36 : Variation de la pression interstitielle en fonction du temps pour les deux températures 40 et 70°C au cours de la consolidation sous des conditions non drainées (Moritz 1995).

En résumé, les études citées ci-dessus s'accordent sur le fait que l'augmentation de la température dans les sols augmente la pression interstitielle et cette augmentation est due principalement à l'expansion thermique de l'eau.

1.3.9 Résistance au cisaillement

La résistance au cisaillement d'un sol correspond à la contrainte de cisaillement à la rupture d'une éprouvette soumise à une variation de déviateur. Elle peut être déterminée en laboratoire à l'aide d'essais de cisaillement rectiligne à la boîte selon la norme NF P94-071 (AFNOR, 1994) ou d'essais triaxiaux selon la norme NF P94-070 (AFNOR, 1994).

L'influence de la température sur la résistance au cisaillement est très controversée dans la littérature. D'une part, De Bruyn et Thimus (1996), Wiebe et al. (1998) et Moritz (1995), ont observé une diminution de la résistance au cisaillement avec l'augmentation de la température, et d'autre part, des auteurs tels que Lingnau et al. (1996) et Tanaka et al. (1997) ont constaté une augmentation de la résistance au cisaillement avec l'augmentation de la température.

Sur un mélange de sable et de bentonite compacté à une masse volumique sèche de $1,67 \text{ Mg/m}^3$, Wiebe et al. (1998) ont réalisé une série d'essais triaxiaux non drainés sous des pressions de confinement variant de 0,2 à 3 MPa et des températures de 26, 65 et 100°C. Leurs résultats présentés dans la *Figure 1.37* mettent en évidence une diminution de la résistance au cisaillement avec l'augmentation de la température de façon d'autant plus marquée que le degré de saturation est faible. C'est pour cette raison que cette diminution de résistance au cisaillement a été reliée à la diminution de succion dans l'éprouvette suite à l'augmentation de la température.

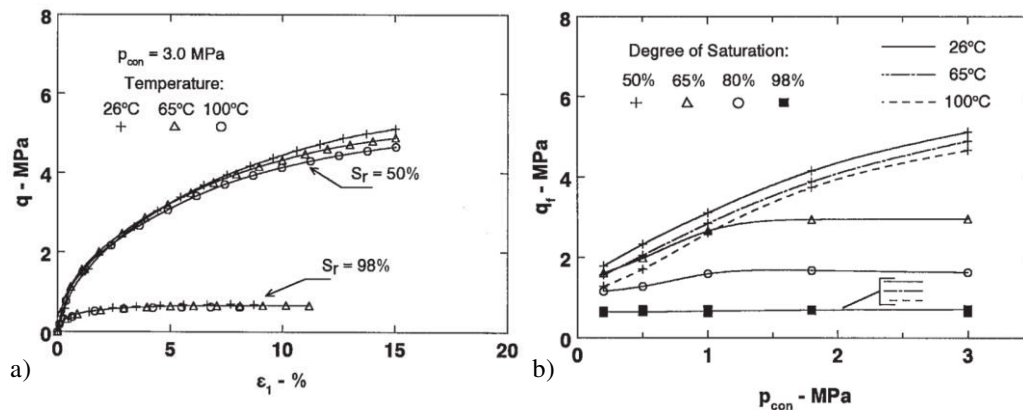


Figure 1.37 : Effet de la température sur la résistance au cisaillement d'un mélange sable/bentonite : (a) variation en fonction de la déformation axiale pour une pression de confinement $P_{con} = 3 \text{ MPa}$, (b) variation en fonction de la pression de confinement P_{con} (Wiebe et al. 1998).

Sur des échantillons d'illite reconstitués normalement consolidés et surconsolidés ($OCR = 2$), Tanaka et al. (1997) ont réalisé des essais de compression triaxiale non drainés à des températures de 28°C et 65°C pour l'illite surconsolidé et 28 , 65 et 100°C pour l'illite normalement consolidé. Les éprouvettes montrent une résistance au cisaillement plus importante accompagnée par des pressions interstitielles légèrement plus faible pour les températures élevées (Figure 1.38). Ces évolutions différentes sont dues à deux conséquences du chauffage :

- une diminution de la viscosité de l'eau interstitielle puis une diminution de la résistance des contacts entre les agrégats et donc de la résistance au cisaillement ;
- une densification du sol sous contrainte mécanique, ce qui implique une augmentation des contacts inter-grains du sol et donc une augmentation de la résistance au cisaillement.

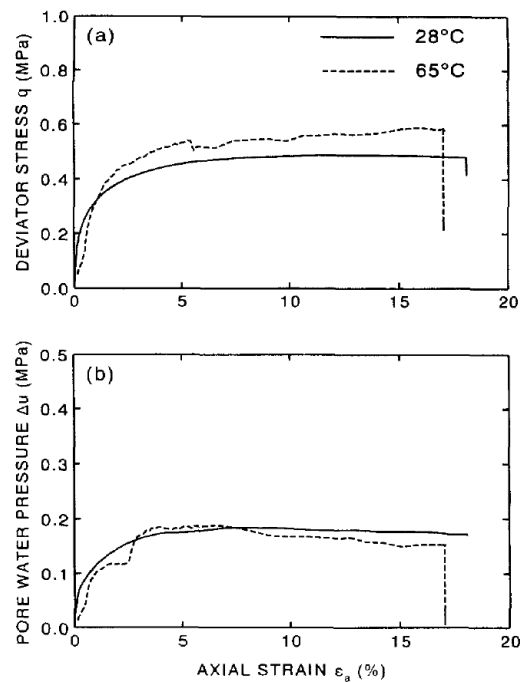


Figure 1. 38 : Effet de la température sur (a) la contrainte déviatorique q et (b) la pression interstitielle Δu en fonction de la déformation axiale pour des éprouvettes surconsolidés dans les essais triaxiaux non drainés (Tanaka et al. 1997).

Moritz (1995) a effectué des essais triaxiaux non drainés sur des éprouvettes intactes prélevées à 6 et 9 m de profondeurs dans une zone de stockage de chaleur. Pour reproduire les champs de contraintes in situ, les éprouvettes ont été consolidées sous un champ de contraintes anisotrope puis chauffées à des températures de 8, 40 et 70°C sous des conditions drainées ou non drainées. Enfin, les essais triaxiaux non drainés sont réalisés sous une vitesse de déformation axiale de 0,006%/minute à la température 8, 40 et 70°C.

Les résultats de ces essais montrent que la résistance au cisaillement a tendance à diminuer en augmentant la température (Figure 1.39). A l'inverse, Tanaka et al. (1997), Moritz (1995) remarquent une proportionnalité entre la résistance au cisaillement et la pression interstitielle sous l'effet de la température.

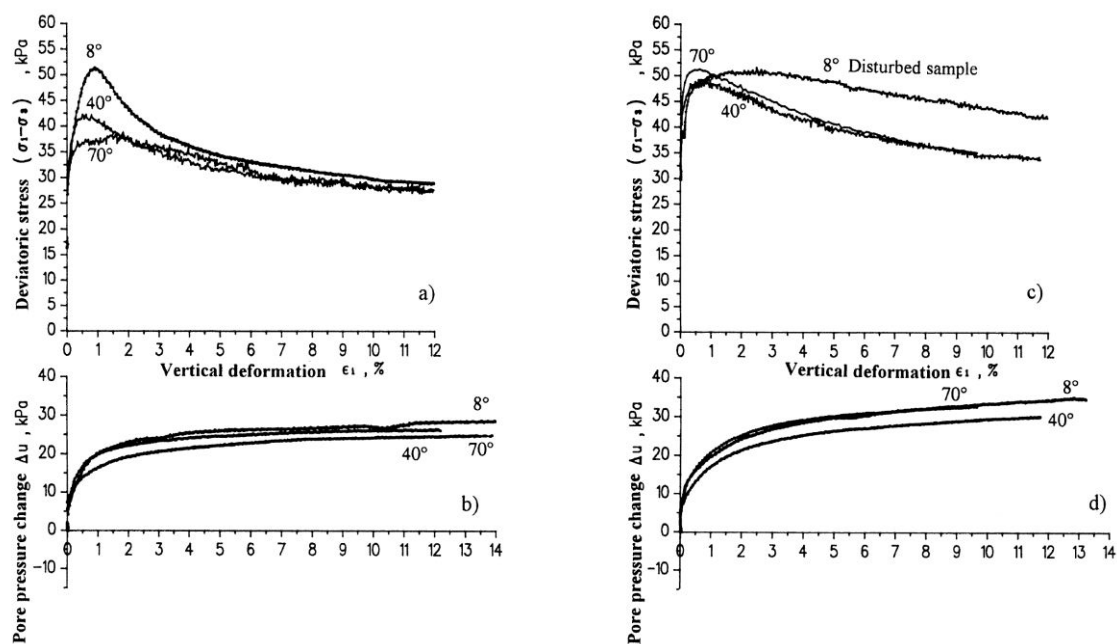


Figure 1.39 : Effet de la température sur la résistance au cisaillement et la pression interstitielle (a,b) à 6 m de profondeur et (c,d) à 9 m de profondeur. Essais à déformations lentes (0,006%/minute) (Moritz 1995).

La divergence entre les auteurs s'explique par le fait que la variation de la résistance au cisaillement dépend à la fois de la diminution de la viscosité de l'eau et de la densification du sol qui ont deux effets opposés sur l'interaction entre les grains : Suivant les conditions dans lesquelles sont réalisés les essais, l'un ou l'autre des effets est prépondérant.

1.3.10 Influence sur le domaine élastique

Modaressi et Laloui (1997) et Graham et al. (2001) démontrent, sur des argiles très plastiques (I_p de 41 à 49) chauffées de 10 à 50°C, que l'état limite évolue selon la combinaison de la vitesse de déformation et de la température. Avec l'augmentation de la température, la zone élastique diminue au profit de la zone plastique en détruisant une partie de la microstructure des sols. Cependant tant que la rupture mécanique n'est pas atteinte, ce phénomène semble réversible. Plus la température est élevée, plus la vitesse de déformation volumique est faible.

Campanella et Mitchell (1968) arrivent à la même conclusion et observent sur une illite remaniée et saturée que le chauffage initial du matériau a réduit son domaine élastique du fait de la diminution de la pression de préconsolidation. Le matériau à 40°C présente une plus grande déformabilité que celui à 20°C. Cependant les auteurs ont observé que la rupture apparaissait avec des plans de cisaillement plus marqués que dans le cas de l'essai à 20°C. Ils

concluent que l'augmentation de la température modifie le comportement mécanique des argiles remaniées, saturées et normalement consolidées en :

- augmentant la ductilité du matériau ;
- diminuant la résistance du matériau ;
- provoquant une surconsolidation du matériau ainsi qu'un pic caractérisant une chute brutale de la résistance du matériau après sa rupture ;
- diminuant légèrement les caractéristiques mécaniques : la pente d'état critique (M) ainsi que l'angle de frottement interne.

En conclusion, l'influence de la température sur l'état critique est difficile à évaluer. Cependant les auteurs semblent en accord sur le fait qu'une augmentation de la température entraîne peu ou pas de conséquences sur les paramètres du modèle d'état critique. Ces variations peuvent être négligées. Néanmoins une augmentation de la température entraîne une diminution de la zone élastique des sols.

Le *Tableau 1. 3* résume l'effet de la température sur les paramètres mécaniques et hydraulique du sol.

Tableau 1. 3 : Récapitulatif de l'effet de la température sur les paramètres mécaniques et hydriques du sol

<i>Paramètre du sol</i>	<i>Effet de l'augmentation de la température</i>
Limite de liquidité (w_L)	Diminution pour la plupart des recherches
Coefficient de perméabilité (k)	Augmentation à cause de la diminution de la viscosité de l'eau
Capacité de rétention d'eau	Diminue due à la diminution de la tension superficielle
Déformation volumique	Diminution dans les sols normalement consolidés et faiblement surconsolidé et augmentation dans les sols fortement surconsolidés
Paramètres de compressibilité	Variation négligeable
Pression de préconsolidation (σ'_p)	Diminution
Pression de gonflement (σ_g)	Difficile à définir d'une façon systématique la variation σ_g
Pression interstitielle (u)	Augmentation
Résistance au cisaillement	Divergence des résultats en fonction des auteurs
Domaine élastique	Diminution

1.4 Modélisation du comportement THM des sols non saturés

La mise en place d'un remblai par couches successives de sol compacté permet l'introduction des circuits géothermiques pour le stockage de chaleur. Le comportement thermo-hydro-mécanique de ce type de remblai doit prendre en compte l'état non saturé du milieu.

Un résumé des différents modèles prenant en compte l'effet de la succion et de la température est effectué dans la partie 1.4.1. La partie 1.4.2 décrit le modèle BBM qui sera utilisé dans le cadre de cette thèse pour modéliser le comportement THM d'un remblai compacté équipé d'échangeurs géothermiques.

1.4.1 Modèles des sols non saturés

Afin d'identifier les effets couplés de la saturation partielle et de la température sur le comportement des sols, des travaux de recherche sont menés en laboratoire en contrôlant la succion dans des conditions isothermes. Plusieurs aspects sont constatés :

- l'augmentation de la pression de préconsolidation avec l'augmentation de la succion ;
- la variation de la contrainte de préconsolidation sous l'effet de chauffage ;
- le gonflement du sol lors du remouillage sous une faible pression et l'effondrement sous des pressions élevées ;
- l'augmentation de la résistance au cisaillement avec l'augmentation de la succion et la diminution de celle-ci avec le chauffage ;
- la diminution de compressibilité du sol avec l'augmentation de la succion ; et son augmentation avec le chauffage ;
- les déformations irréversibles sous des cycles de succion.

1.4.1.1 Concept de la contrainte effective

De nombreuses études se sont intéressées à la modélisation du comportement des sols saturés. Parmi les modèles proposés : le modèle de Cam-clay qui permet de bien décrire le comportement des sols isotropiquement consolidés et le modèle de Nova-Wood qui permet de bien modéliser le comportement de dilatance des sables. Ces travaux sont basés sur le concept de la contrainte effective de Terzaghi pour les sols saturés et ils considèrent la pression interstitielle comme une variable neutre qui n'influence pas le comportement du sol. Pour cela

le comportement des sols saturés est décrit par un seul tenseur de contraintes qui est le tenseur de contrainte effective (Cui, 1993). En se basant sur ce concept, plusieurs travaux ont tenté d'élargir la notion de la contrainte effective dans le cas des sols non saturés. L'expression la plus admise est celle de Bishop (1959), consistant à exprimer la contrainte effective comme une fonction linéaire de la succion ($u_a - u_w$), soit :

$$\sigma' = \sigma - u_a + \chi(u_a - u_w)$$

avec χ : est un paramètre compris entre 0 et 1 en fonction du degré de saturation ; u_a et u_w : la pression de l'air et de l'eau respectivement.

Plusieurs modèles élastoplastiques ont été développés pour modéliser le comportement hydromécanique des sols non saturés en se basant sur la théorie d'homogénéisation qui considère le sol comme un matériau monophasique. Parmi ces modèles on cite : le modèle de Modaressi et Abou-Bekr ; le modèle de Loret et Khalili ; le modèle de Coussy et Dangla.

1.4.1.2 Approche en variable indépendantes et concept de la surface d'état

Les travaux de Burland et Jennings (1962) ont montré que le concept de la contrainte effective de Bishop n'est pas capable de modéliser le phénomène d'effondrement lors du remouillage dans le cas des sols non saturés. Aussi, les résultats de Blight (1967), montrent que le paramètre χ dépend non seulement du degré de saturation, mais aussi du chemin des contraintes et d'autres paramètres du sol. En conséquence le principe d'analyser le sol non saturé comme un milieu monophasique est abandonné et les recherches se sont orientées vers la prise en compte de la succion comme une variable indépendante.

Le concept de la surface d'état est introduit la première fois par Matyas et Radhakrishna (1968). La surface d'état définit l'ensemble des points représentant tout les états possibles de l'évolution des déformations (indice des vides ou degré de saturation) en fonction de deux variables d'état, la contrainte nette ($\sigma - u_a$) et la succion ($u_a - u_w$). L'existence de cette surface est limitée à une variation décroissante de la succion ce qui limite les chemins possibles.

Les premières expressions des surfaces d'état en indices des vides et teneurs en eau sont données par Fredlund, 1979 :

$$e = e_0 - C_t \log(\sigma - u_a) - C_m \log(u_a - u_w)$$

$$w = w_0 - D_t \log(\sigma - u_a) - D_m \log(u_a - u_w)$$

avec e_0 et w_0 sont l'indice des vides et la teneur en eau initiaux respectivement ; C_t , C_m , D_t et D_m sont des paramètres du modèle.

Le principe de l'approche des variables indépendantes consiste à considérer la variation de la contrainte nette ($\sigma - u_a$) et la succion ($u_a - u_w$) indépendamment pour décrire le comportement des sols non saturés (Coleman, 1962). Parmi les modèles développés en se basant sur ce concept des variables indépendantes on cite : le modèle de Cui et Delage et le modèle élastoplastique de Barcelone.

Lloret et Alonso, 1985 ont proposé des relations permettant de prendre en compte les phénomènes de gonflement et d'effondrement, et ce, en introduisant des coefficients de couplage contrainte - succion.

1.4.1.3 Modélisation de l'effet de la température

La prise en compte de la température dans le comportement des sols a fait l'objet de nombreuses recherches. Hueckel et Borsetto (1990), Hueckel et Baldi (1991) et Hueckel et Pellegrini (1991) ont été les premiers à proposer une extension du modèle de Cam-clay modifié pour prendre en compte l'effet de la température dans le cas des sols saturés. Dans ces modèles, l'effet de la température prend en compte la diminution du domaine élastique sous l'effet de l'augmentation de la température. Laloui et Cekerevac (2003) et Picard (1994) ont aussi proposés des modèles dont la surface de charge évolue avec la température en se basant sur le principe de la diminution du domaine élastique sous l'effet de la température.

Wu et al. (2004) ont introduit l'effet de la température dans l'expression de la contrainte de préconsolidation qui décrit la surface de charge *Loading collapse* (LC) du modèle BBM (*Barcelona Basic Model*). Ainsi, Garcia Molina et al. (1996) ont introduit l'effet de la température dans le modèle le modèle BBM en prenant en compte la diminution du domaine élastique du sol sous l'effet de l'augmentation de la température.

Pour modéliser les différents aspects de comportement des sols non saturés dans le cadre de cette thèse, le choix est porté sur le modèle thermo-élasto-plastique (BBM) (Alonso et al. 1990). Car il permet de modéliser la plupart des phénomènes observés expérimentalement.

La modélisation du remblai compacté est effectuée à l'aide du code de calcul éléments finis Code_Bright. Ce dernier permet d'effectuer un calcul selon le cas : mécanique, hydrique,

thermique, hydromécanique, thermomécanique, thermo-hydrrique ou thermo-hydro-mécanique (THM). Il a été développé par le groupe de l'Ecole Polytechnique de Barcelone à l'Université Polytechnique de Catalogne (1996).

1.4.2 Modèle d'Alonso, Gens et Josa (1990)

Le modèle de Barcelone (BBM) (Alonso et al. 1990) est une extension du modèle Cam-Clay modifié aux sols non saturés. Il permet de décrire la variation du volume et de la résistance au cisaillement dans les sols non saturés. Le modèle est décrit dans l'espace tridimensionnel (p - u_a , q et s) avec $p-u_a$ la contrainte nette moyenne, q la contrainte déviatorique et s la succion. Deux paramètres de déformation sont considérés : les déformations volumiques $d\varepsilon_v$ et les déformations déviatoriques $d\varepsilon_q$.

1.4.2.1 Comportement volumique

Le séchage d'un sol provoque l'augmentation de sa succion. Le sol devient plus rigide avec une pente plastique plus faible ; sa contrainte de préconsolidation séparant le domaine élastique et le domaine plastique augmente. Le remouillage diminue la succion en provoquant un gonflement sous de faibles pressions et un effondrement sous de fortes pressions. Le modèle élasto-plastique de Alonso et al. (1990) propose deux surfaces de charge dans le plan (s , $p - u_a$) dans le cas d'un chargement isotrope ou œdométrique : *SI* (Suction Increase : la surface de charge qui gère la plastification due à la succion) et *LC* (Loading Collapse : la surface de charge qui gère la plastification due à la contrainte) (Figure 1. 40).

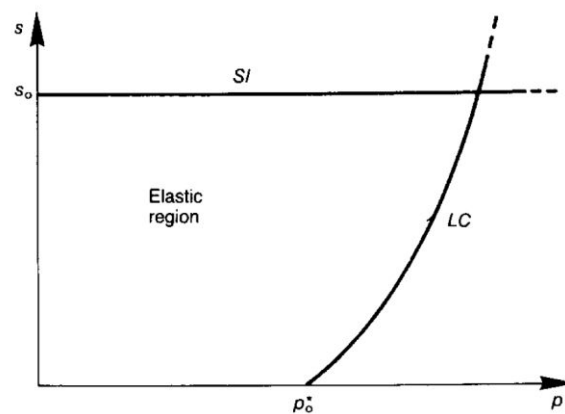


Figure 1. 40 : Surface de charge dans le plan LC et SI (Alonso et al. 1990).

Pour un échantillon de sol soumis à un incrément de contrainte dp sous une succion constante, la variation du volume spécifique est donné par :

$$dv = -\kappa \frac{dp}{p} \quad \text{dans le domaine élastique}$$

$$dv = -\lambda(s) \frac{dp}{p} \quad \text{dans le domaine plastique}$$

avec $v = 1+e$ le volume spécifique ; $\lambda(s)$ la pente plastique de la courbe de compressibilité pour une succion s ; p la pression appliquée (kPa) ; κ la pente élastique de la courbe de compressibilité.

La variation de la pente de plasticité de la courbe de compressibilité en fonction de la succion est donnée par :

$$\lambda(s) = \lambda(0)((1-r)\exp(-\beta s) + r)$$

avec $\lambda(0)$ la pente plastique de la courbe de compressibilité à l'état saturé ; r le coefficient de compression minimale ; β le coefficient du contrôle du taux de diminution de la compressibilité.

La déformation volumique élastique à succion constante ($d\varepsilon_{vp}^e$) est donnée par :

$$d\varepsilon_{vp}^e = \frac{\kappa}{v} \frac{dp}{p}$$

avec dp est l'incrément de contrainte.

Quand la contrainte de préconsolidation p_0 est dépassée, la déformation volumique totale

$d\varepsilon_{vp}$ est déterminée par :

$$d\varepsilon_{vp} = \frac{\lambda(s)}{v} \frac{dp_0}{p_0}$$

avec dp_0 est l'incrément de chargement par rapport à p_0

La déformation volumique plastique sous chargement mécanique ($d\varepsilon_{vp}^p$) est déduite de la déformation volumique totale :

$$d\varepsilon_{vp}^p = d\varepsilon_{vp} - d\varepsilon_{vp}^e = \frac{\lambda(s) - \kappa}{v} \frac{dp_0}{p_0}$$

Pour un échantillon de sol soumis à des incréments de succion (ds) sous une contrainte constante, la variation du volume spécifique est donnée par :

$$dv = -\kappa_s \frac{ds}{s + p_{at}} \quad \text{dans le domaine élastique}$$

$$dv = -\lambda_s \frac{ds}{s + p_{at}} \quad \text{dans le domaine plastique}$$

avec κ_s et λ_s les pentes élastiques et plastiques dans le cas d'un séchage sous une contrainte mécanique constante (Figure 1. 41) ; p_{at} : la pression atmosphérique (kPa).

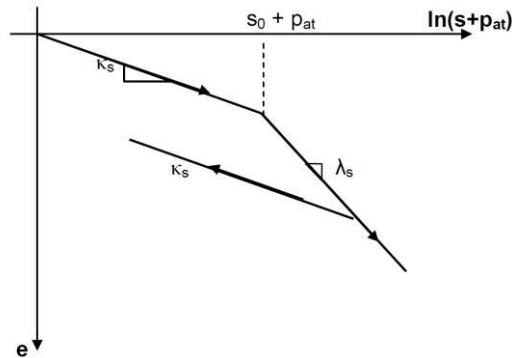


Figure 1. 41 : Courbe de séchage (Alonso et al. 1990).

La déformation volumique élastique sous chargement mécanique constant ($d\varepsilon_{vs}^e$) est donnée par :

$$d\varepsilon_{vs}^e = \frac{\kappa_s}{\nu} \frac{ds}{s + p_{at}}$$

avec ds est l'incrément de la succion.

Quand la succion s_0 est dépassée, la déformation volumique totale ($d\varepsilon_{vs}$) est déterminée par :

$$d\varepsilon_{vs} = \frac{\lambda_s}{\nu} \frac{ds_0}{s_0 + p_{at}}$$

avec ds_0 est l'incrément de la succion par rapport à s_0

La déformation volumique plastique ($d\varepsilon_{vs}^p$) est déduite de la déformation totale :

$$d\varepsilon_{vs}^p = d\varepsilon_{vs} - d\varepsilon_{vs}^e = \frac{\lambda_s - \kappa_s}{\nu} \frac{ds_0}{s_0 + p_{at}}$$

La surface de charge LC est exprimée par la relation suivante :

$$\frac{p_0}{p^c} = \left(\frac{p_0^*}{p^c} \right)^{\frac{(\lambda(0)-\kappa)}{(\lambda(s)-\kappa)}}$$

avec p^c la pression de référence (kPa) ; p_0^* la pression de préconsolidation dans des conditions de saturation (kPa) ; p_0 la pression de préconsolidation pour le degré de saturation s (kPa) (Figure 1. 42).

L'effet de la température sur la pression de préconsolidation est introduit par (Wu et al. 2004).

$$p_0^*(T) = p_0^* + a_1 \Delta T + a_2 \Delta T |\Delta T|$$

avec a_1 et a_2 : des coefficients qui dépendent de la sensibilité thermique du sol.

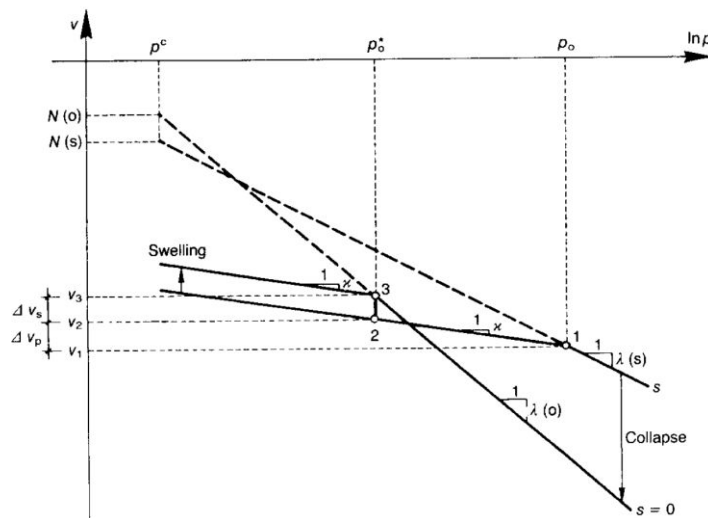


Figure 1. 42 : Courbe de compression pour un sol saturé et un sol non saturé (Alonso et al. 1990).

1.4.2.2 Comportement déviatorique

Le modèle de Alonso et al. (1990) est étendu à l'état de contraintes triaxial en introduisant une troisième variable qui est le déviateur ($q = \sigma_1 - \sigma_3$ avec σ_1 , la contrainte axiale et σ_3 , la contrainte radiale) et un deuxième paramètre de déformation qui est l'incrément de contrainte déviatorique $d\varepsilon_q$. Le modèle coïncide avec le modèle de Cam - Clay modifié à l'état saturé. Les auteurs ont fait ce choix pour des raisons de simplification et parce que le modèle de Cam - Clay Modifié permet une description adéquate des sols saturés.

La surface d'état proposée par Alonso et al. (1990) est donnée par l'expression suivante :

$$q^2 - M^2(p + p_s)(p_0 - p) = 0$$

Avec p_s : la résistance en extension triaxiale et M : la pente de la surface de rupture dans le plan $(p-q)$.

La surface d'état dans l'espace $(p-q-s)$ est représentée dans la Figure 1. 43.

La projection de la surface d'état dans les plans $(p-q)$ et $(p-s)$ est représentée dans le plan Figure 1. 44

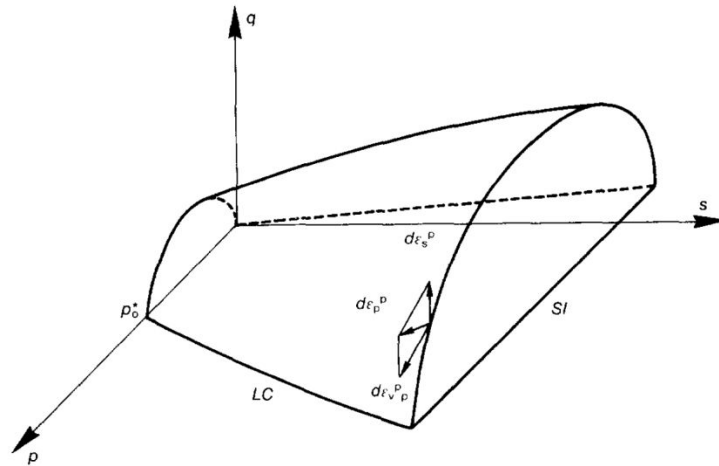


Figure 1. 43 : Vue tridimensionnelle du modèle de Alonso et al. (1990).

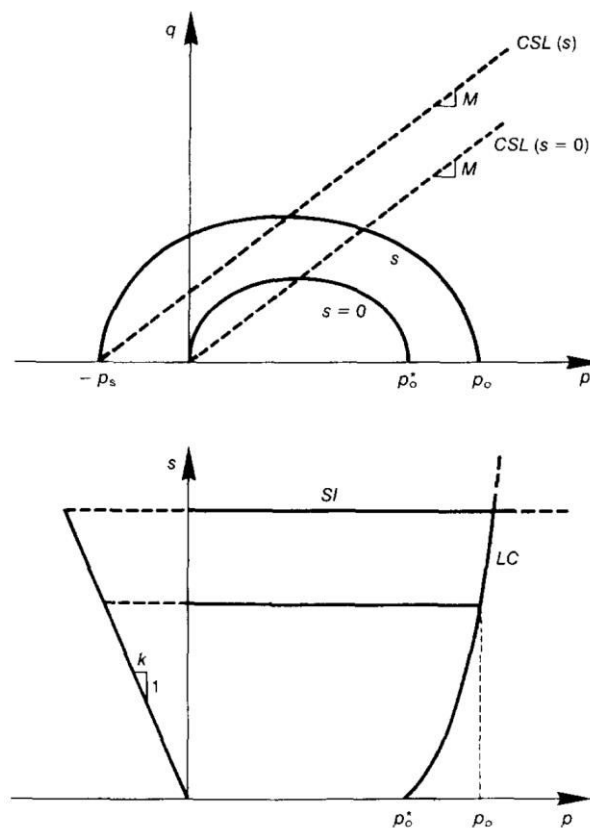


Figure 1. 44 : Surface de charge dans le plan $(p-q)$ et $(p-s)$ (Alonso et al. 1990).

La déformation totale sous une succion constante est donnée par :

$$d\varepsilon = d\varepsilon^e + d\varepsilon^p = d\varepsilon_{vp}^e + d\varepsilon_s^e + d\varepsilon_{vp}^p + d\varepsilon_s^p$$

avec $d\varepsilon_s^e$ et $d\varepsilon_s^p$ sont les déformations déviatoriques élastiques et plastiques respectivement.

$$d\varepsilon_s^e = \left(\frac{G}{3}\right)dq$$

$$\frac{d\varepsilon_s^p}{d\varepsilon_{vp}^p} = \frac{2q\alpha}{M^2(2p + p_s - p_0)}$$

avec α est un paramètre à déterminer en condition œdométrique.

Le Tableau 1. 4 résume l'ensemble des paramètres de modèle *BBM* nécessaires pour la modélisation du comportement THM du sol.

Tableau 1. 4 : Paramètres de modèle *BBM* nécessaires

<i>Comportement volumique</i>	
Pente élastique de la courbe de compressibilité	κ
Pente plastique de la courbe de compressibilité pour une succion s	$\lambda(s)$
Pente plastique de la courbe de compressibilité à l'état saturé	$\lambda(0)$
Coefficient de compression minimale	r
Coefficient du contrôle du taux de diminution de la compressibilité	β
Pente élastiques dans le cas d'un séchage sous une contrainte mécanique constante	κ_s
Pente plastique dans le cas d'un séchage sous une contrainte mécanique constante	λ_s
Pression de référence	p^c
Pression de préconsolidation dans des conditions de saturation	p_0^*
Pression de préconsolidation pour le degré de saturation s	p_0
Succion maximal atteinte par le sol	S_0
<i>Comportement déviatorique</i>	
Résistance en extension triaxiale	p_s
Pente de la surface de rupture dans le plan (p-q)	M
Pente de la variation de la cohésion avec la succion	k
Module de cisaillement	G

La détermination des paramètres de modèle *BBM* nécessite des essais de laboratoire suivant les chemins de contraintes décrits ci-dessous :

- essais de chargement/déchargement isotrope à succion contrôlée pour déterminer κ , $\lambda(0)$, r , β , p^c et p_0^* ;

- essais de séchage/humidification sous chargement constant pour déterminer s_0 , κ_s et λ_s ;
- essais de cisaillement à succion constante pour déterminer G , M et k .

La réalisation de ces essais nécessite des dispositifs expérimentaux avancés qui permettent de contrôler la succion et la température (appareils triaxiaux et oedomètres thermo-régulés et à succion contrôlée).

Une fois les paramètres du modèle déterminés, l'utilisation de celui-ci est simple et permet de modéliser la plupart des phénomènes observés expérimentalement.

1.5 Conclusion

Dans la présente étude bibliographique, un état de l'art sur les études du stockage saisonnier de chaleur dans le sol a été réalisé. L'étude a permis de conclure que pour avoir une meilleure performance du système de stockage de chaleur, le sol doit avoir une bonne habilité à stocker de la chaleur : une bonne capacité thermique pour emmagasiner plus d'énergie sous un gradient thermique et une conductivité thermique optimale permettant un meilleur échange entre le terrain et les circuits géothermiques implantés dans le stock. Un sol qui a une faible diffusivité thermique, permet de limiter les pertes de chaleur du stock.

La deuxième partie de la recherche bibliographique est consacrée aux paramètres thermiques du sol (λ , C et α). Elle montre que la conductivité thermique (λ) augmente avec la densité sèche et la teneur en eau du matériau ; tout comme la capacité thermique (C). L'effet de la température sur ces paramètres devient important pour des températures dépassant 50°C.

La troisième partie synthétise les travaux disponibles concernant l'impact d'une sollicitation thermique sur les différents paramètres hydromécaniques des sols. Les auteurs sont unanimes sur la variation de certains paramètres avec l'augmentation de la température : l'augmentation du coefficient de perméabilité due principalement à la diminution de la viscosité de l'eau ; la diminution de la capacité de rétention d'eau due à la diminution de tension de surface eau/air ; la variation des déformations volumiques est fonction de l'histoire et du niveau de contrainte et l'augmentation de la pression interstitielle due à l'expansion de l'eau. Mais pour d'autres paramètres tels que la pression de gonflement, la résistance au cisaillement ou les paramètres d'état critiques, il n'y a pas de règle simple qui se dégage. Les résultats sont dépendants des conditions dans lesquelles les essais sont réalisés.

La dernière partie de la recherche bibliographique porte sur la modélisation du comportement des sols non saturés. Afin de modéliser les différents aspects observés dans le comportement des sols non saturés nous avons opté pour le modèle BBM parce qu'il permet de modéliser la plupart des phénomènes observés expérimentalement.

Chapitre 2 **Caractérisation physique, hydrique,
mécanique et thermique des matériaux d'étude à 20°C
matériau d'étude**

2.1 Introduction

Le stockage de chaleur dans un remblai construit requiert la connaissance des propriétés mécaniques, hydriques et thermiques des matériaux. Dans le cadre de cette thèse, le limon de Plaisir (PL) est étudié. Ses caractéristiques physico-chimiques, minéralogiques, mécaniques et thermiques sont comparées à quatre autres matériaux : un matériau illitique, 2 mélanges sable-limon et un mélange sable-illite.

La partie 2.2 présente la caractérisation minéralogique, la distribution de la taille des grains, les limites d'Atterberg et la valeur au bleu de méthylène pour chaque matériau.

Dans la partie 2.3, la comparaison des propriétés de compactage des matériaux d'étude est effectuée. Ensuite, une étude complémentaire de compactage dynamique de PL a permis de déterminer ses paramètres d'état (densité et teneur en eau) et son indice de portance immédiat (IPI). L'évaluation de l'effet de la teneur en eau sur la résistance à la compression simple du limon de Plaisir pour différents états initiaux est étudiée. La relation entre la succion et le degré de saturation de ce limon est déterminée et les paramètres de la courbe de rétention d'eau sont définis.

La partie 2.4 étudie l'effet des paramètres de compactage et de la minéralogie sur les propriétés thermiques des matériaux. L'évolution des propriétés thermiques du limon de Plaisir en fonction des paramètres d'état est modélisée et les paramètres des modèles sont déterminés.

2.2 Préparation et caractérisation des matériaux de l'étude

Les matériaux analysés dans cette partie sont :

- le matériau illitique (I), nommé Arginotech©, il provient de l'est de l'Allemagne (Eslami 2014).
- le limon de Plaisir (PL),
- le limon de Jossigny (JL),
- le limon de Xeulley (XL).

Les trois limons proviennent du bassin parisien. Le sable d'Hostun (S) HN38 est un sable siliceux conditionné par la société SIKA. I, JL, XL et S sont disponibles à l'état de poudre sèche mais le limon de Plaisir, prélevé sur le terrain, a subi une étape de préparation importante pour disposer d'un stock conséquent compatible pour la suite de l'étude. La phase de préparation est décrite dans la partie 2.2.1. Puis, la caractérisation des matériaux bruts est faite dans la partie 2.2.2. Le référencement et la composition des matériaux étudiés est résumé dans la partie 2.2.3.

2.2.1 Préparation du limon de Plaisir

L'objectif de cette première partie est d'obtenir à partir d'un limon naturel (PL) à forte teneur en eau, un matériau sec fin (< 2 mm) et d'une bonne reproductibilité. Ce matériau sera utilisé pour les essais de caractérisation thermique et mécanique et les essais en cuve décrits dans le chapitre 3. Une quantité importante de matériau est nécessaire (450 kg par essai en cuve) rendant indispensable l'utilisation d'une plateforme de préparation adaptée à la manipulation de grandes quantités de matériau (Plateforme STEVAL, Université de Lorraine). Le matériau (4,5 tonnes) présentait un degré d'humidité très important rendant impossible son broyage, une étape préliminaire de séchage, d'abord naturel puis dans l'étuve à 90°C a été nécessaire.

Séchage

Le matériau est étalé sur bâche manuellement, sous forme d'andains de quelques centimètres de hauteur. Les andains sont retournés au minimum tous les 2 jours pendant 8 jours (Figure 2. 1). Ce prétraitement permet de sécher efficacement les fractions les plus fines du matériau mais les agglomérats restent à un état d'hydratation important.



Figure 2. 1 : Séchage naturel du matériau.

Le matériau est tamisé à $d = 15$ mm afin d'isoler les fractions à sécher à l'étuve. L'étuve peut contenir environ 400 kg de matériau. La période nécessaire pour sécher le contenu de l'étuve est de 2 jours (Figure 2.2).



Sol tamisé à 15 mm



Etuvage à (90 °C)

Figure 2.2 : Tamisage et séchage d'agrégats à l'étuve.

Broyage

La fraction fine, séchée à l'air libre et la fraction grossière, séchée à l'étuve sont mélangées préalablement à leur broyage. Un broyeur à marteau, avec un exutoire autorisant la sortie des fractions inférieures à 8mm, est utilisé. Le matériau broyé (Figure 2. 3) est stocké dans les big bags de 500 kg. Suite aux opérations de séchage et de broyage, le poids total du matériau sec est de 3,7 tonnes.

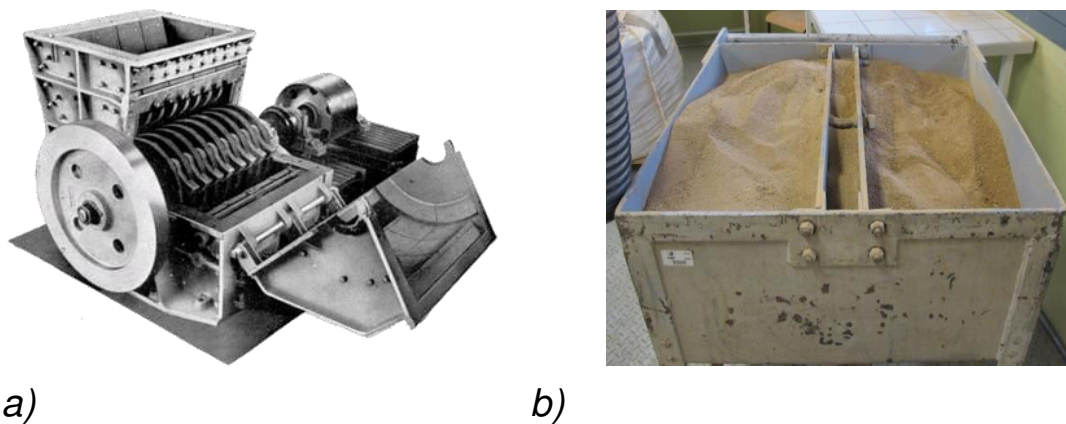


Figure 2. 3 : a) Broyeur à marteau, et b) Matériau broyé de granulométrie inférieure à 8 mm.

Tamissage

Suite au broyage, la fraction grossière, d'une granulométrie comprise entre 2 et 8 mm est supprimée par tamisage de l'ensemble du matériau. Le tamisage à 2 mm est nécessaire pour la réalisation d'essais mécaniques sur des éprouvettes de tailles décimétriques voir centimétrique, tel que prévu dans le protocole expérimental de cette étude.

Quartage

Le matériau séché, broyé et tamisé à 2 mm est ensuite quarté et stocké en fûts hermétiques de 200 kg pour assurer une homogénéité optimale entre les fûts. Les 3,7 tonnes du matériau sec obtenu sont référencés PL dans la suite de l'étude.

2.2.2 Caractérisation des matériaux bruts

2.2.2.1 Composition minéralogique des matériaux

La caractérisation minéralogique de PL a été faite par DRX sur le matériau préalablement broyé, tamisé à 50 μm puis disposé sur un support de façon à obtenir une poudre dans laquelle les cristallites diffractants sont désorientées. Les diffractogrammes obtenus permettent de caractériser les principaux minéraux. Cette analyse est réalisée par l'Institut de Chimie des Milieux et Matériaux de Poitiers (C. Fontaine, université de Poitiers). Les résultats de cette caractérisation présentés dans le Tableau 2. 1 montrent que :

Les principales phases du **matériau illitique (I)** sont l'illite, le quartz et dans une moindre mesure la kaolinite. Les autres phases sont mineures voir à l'état de traces. L'étude des minéraux argileux confirme la nette dominance de l'illite associée à la kaolinite.

Le **limon de Jossigny** (JL) est très siliceux : le quartz est largement prédominant et associé à des feldspaths qui sont essentiellement des plagioclases. Les teneurs en minéraux argileux sont très faibles.

Le **limon de Xeuilley** (XL) présente les mêmes traits que le limon de Jossigny. Du point de vue global, la seule différence notable est la détection d'un hydroxyde de fer, la goethite, en faible quantité.

Le **limon de Plaisir** (PL) diffère des autres limons par la présence de deux carbonates, la calcite et la dolomite. Le cortège détritique est essentiellement quartzueux, le feldspath potassique n'étant qu'en petite quantité tandis que le plagioclase est absent. Enfin, seules deux phases argileuses ont été détectées, l'une à caractère illitique l'autre de type smectite.

Le Tableau 2. 1 résume la minéralogie des matériaux d'étude. La composition chimique du sable d'Hostun est présentée dans le Tableau 2. 2. Ce matériau est essentiellement siliceux. La teneur en carbonate est déterminée en mesurant le volume de gaz carbonique dégagé après l'attaque par l'acide chlorhydrique d'une quantité connue de matériau sec.

Tableau 2. 1 : Minéralogie des matériaux de l'étude

matériau	ref.	quartz	carbonate de calcuim	feldspath	minéraux argileux
matériau illite	I	traces	12% calcite	traces	77% illite 10% kaolinite
limon de Plaisir	PL	81%	5% calcite 7% dolomite	3%	5%
limon de Jossigny	JL	98%	traces	1%	1%
limon de Xeuilley	XL	83%	2%	3%	11%
sable d'Hostun	S	97,4%	traces		

Tableau 2. 2 : Analyse chimique du sable d'Hostun

Oxydes	%
SiO ₂	97,35
Al ₂ O ₃	0,751
K ₂ O	0,720
Fe ₂ O ₃	0,122
CaO	0,062

2.2.2.2 Courbe granulométrique

La distribution de la taille des grains du matériau illitique est déterminée à l'aide d'un granulomètre laser Mastersizer 2000© (AFNOR, 2009) (Eslami 2014). La distribution de la taille des grains du limon de Plaisir est réalisée par sédimentométrie (AFNOR, 1992) et par tamisage par voie humide (AFNOR, 1995) sur le limon initialement broyé et tamisé à 2mm (Figure 2. 4). Pour le limon de Xeulley, la distribution de la taille des grains est réalisée par sédimentométrie. La distribution de la taille des grains du limon de Jossigny est issue de la bibliographie (Le Runigo 2008).

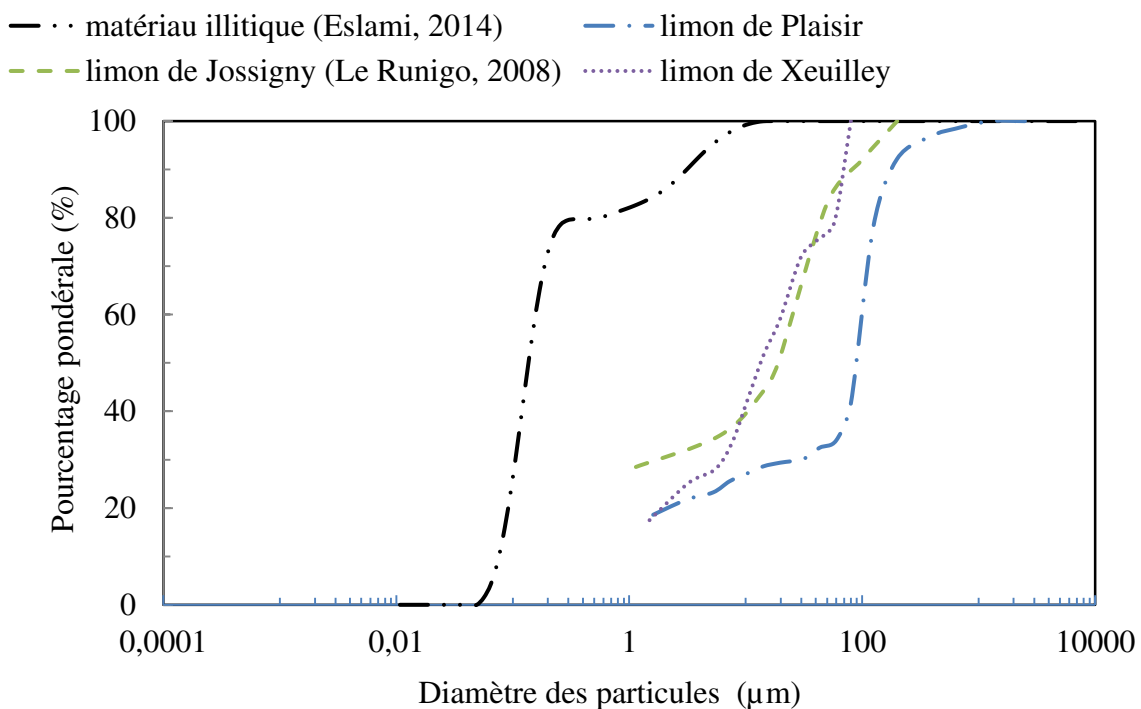


Figure 2. 4 : Courbe granulométrique du limon de Plaisir.

2.2.2.3 Classification GTR des matériaux

Les limites d'Atterberg, la limite de liquidité (w_L) et la limite de plasticité (w_P), définissent les valeurs de teneur en eau auxquelles la fraction 0-400 µm d'un sol change de comportement mécanique (liquide, plastique et solide). La différence entre ces deux teneurs en eau ($w_L - w_P$) détermine l'indice de plasticité qui donne l'étendue de la plage de la teneur en eau pour laquelle le matériau se trouve à l'état plastique. Les matériaux étudiés sont positionnés sur l'abaque de Casagrande (Figure 2. 5). Selon cette classification, les matériaux PL et XL sont des limons peu plastiques, Le matériau illitique (I) est une argile très plastique et le matériau JL est une argile peu plastique.

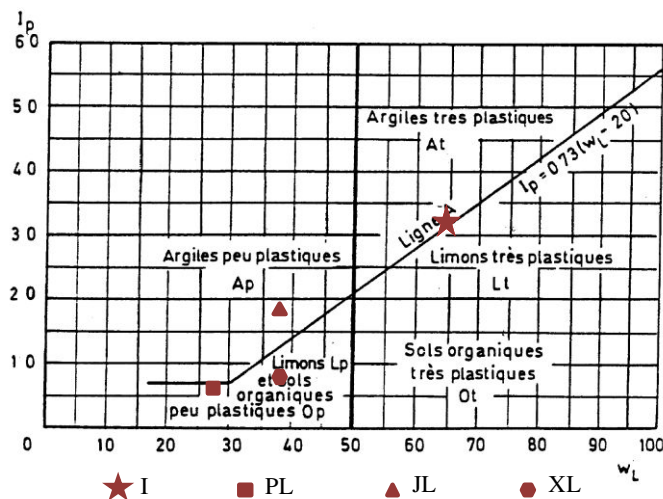


Figure 2. 5: Positionnement des matériaux sur l'abaque de plasticité de Casagrande.

La valeur au bleu de méthylène (VBS) exprime la quantité et l'activité de la fraction argileuse contenue dans le sol.

A partir des résultats d'identification et selon le GTR (2000), I et JL sont des matériaux plastiques de classe respectivement, A3 et A2, tandis que PL et XL sont des matériaux peu plastiques de classe A1 et A2. Les matériaux étudiés sont positionnés sur le diagramme de classification des matériaux selon leur nature (GTR 2000) (Figure 2. 6).

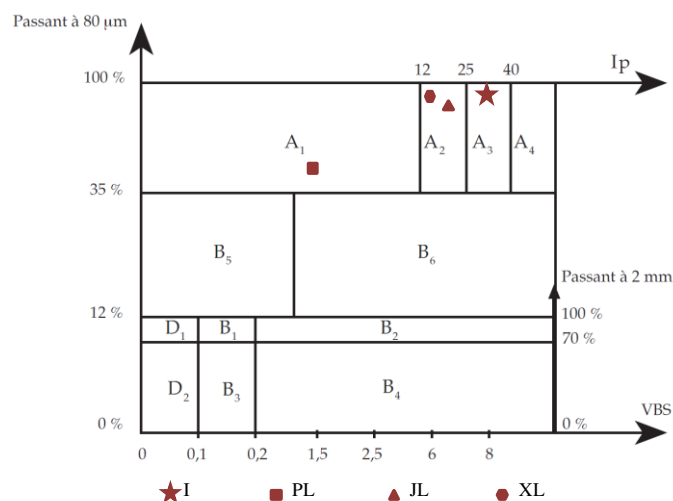


Figure 2. 6 : Diagramme de classification des matériaux selon leur nature (GTR 2000).

Les caractéristiques des matériaux utilisés dans cette étude comprenant, la distribution de la taille des grains, les limites d'Atterberg (AFNOR, 1993), la surface spécifique (AFNOR, 1999a) et la teneur en carbonate (AFNOR, 1996) sont résumées dans le *Tableau 2. 3*.

Tableau 2. 3 : Caractéristiques des matériaux : I, PL déterminées dans cette étude ; JL (Fleureau & Inderto 1993), et XL(Blanck et al. 2011)

Propriétés	I	PL	JL	XL
Taille des particules				
Passant à 80 µm	100	41	80	95
Passant à 2 µm	85	20	28	25
Limites d'Atterberg				
Limite de plasticité (%)	34	20,6	16 - 19	28
Limite de liquidité (%)	65	27,3	37	37
Indice de plasticité	31	6,7	18 - 21	9
Surface spécifique				
VBS (g/100g)	5,41	1,85	-	3,1
Teneur en carbonate				
CaCO ₃	-	0,8	-	1,3
Classe de sol (GTR)	A3	A1	A2	A2

2.2.3 Référencement des matériaux de l'étude

Le Tableau 2. 4 résume le référencement et la composition des matériaux étudiés.

Tableau 2. 4 : Référencement et la composition des matériaux étudiés

Matériau	Constitution de l'éprouvette
I	100 % matériau illitique
PL	100 % limon de Plaisir
JL	100 % limon de Jossigny
XL	100% limon de Xeuilley
S	100 % sable d'Hostun
S+I	50 % sable d'Hostun et 50% illite
S+JL	50 % sable d'Hostun et 50% limon de Jossigny
S+XL	50% sable d'Hostun et 50% limon de Xeuilley

2.3 Comparaison des propriétés mécaniques et hydriques des matériaux

Lors de sa mise en place, un remblai doit supporter la circulation des engins. A l'achèvement des travaux, le sol compacté doit avoir une résistance lui permettant de supporter son poids propre et le poids des sollicitations mécaniques, hydriques et thermiques qui lui seront appliquées. La résistance du sol est liée à sa densité et à son état hydrique. L'état hydrique du sol joue un rôle important sur sa résistance. L'augmentation de la teneur en eau du sol provoque une diminution de la cohésion apparente. Cette diminution est due à la diminution de la succion du sol.

Dans la partie 2.3.1, les courbes de compactage des matériaux d'étude sont présentées et les densités maximales des matériaux seuls ou mélangés avec 50 % du sable sont comparées. Dans la partie 2.3.2, l'évolution de la portance sur trois points de la courbe de compactage du limon de Plaisir est étudiée. Dans la partie 3.3, la résistance à la compression du limon de Plaisir en fonction de la teneur en eau est évaluée pour une densité égale à 98 % de l'optimum Proctor. La courbe de rétention d'eau reliant la variation de degré de saturation en fonction de la succion du sol est déterminée dans la partie 2.3.4.

L'objectif est de déterminer les paramètres de compactage du limon de Plaisir, son indice de portance (IP) et sa résistance à la compression simple (R_C).

2.3.1 Courbes de compactage

La teneur en eau optimale et la densité sèche maximale des matériaux sont déterminées à partir des courbes de compactage réalisées à l'aide de l'essai Proctor normal (AFNOR, 1999b). Les matériaux secs et broyés sont initialement humidifiés et conservés dans des sacs hermétiques pendant 24h afin d'homogénéiser leurs teneur en eau. Puis les éprouvettes de 117 mm de hauteur et 101,6 mm de diamètre sont préparées par compactage dynamique dans un moule Proctor. Les courbes de compactage pour les matériaux I, PL, S+I, S+JL et S+XL sont présentées dans la Figure 2. 7.

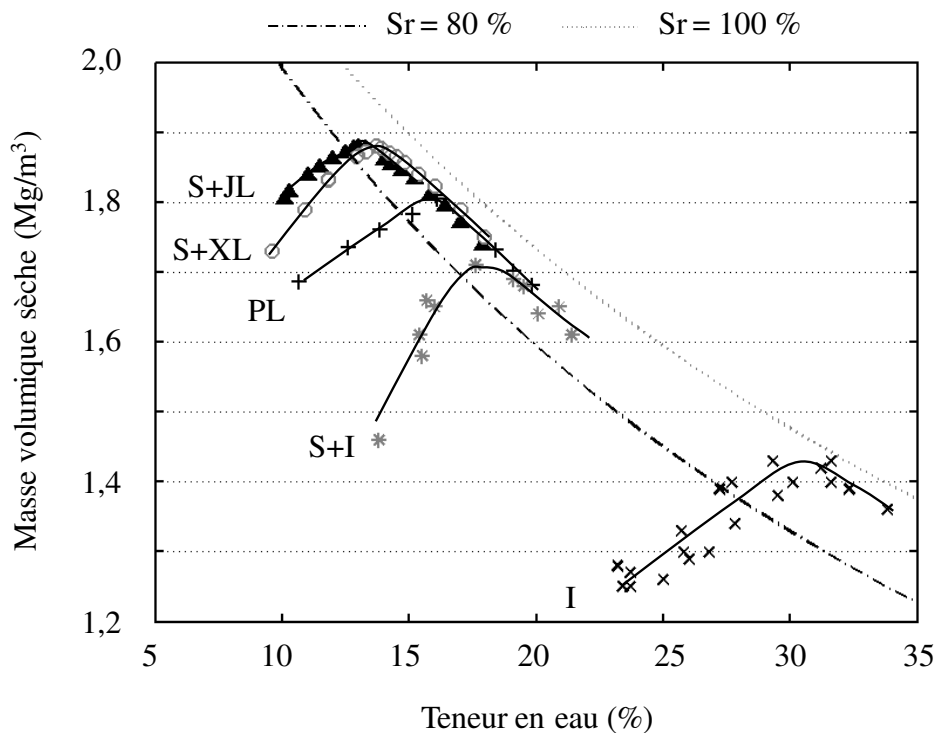


Figure 2. 7 : Courbes de compactage des matériaux I, PL, S+I, S+JL et S+XL.

Les masses volumiques sèches et les teneurs en eau optimales des matériaux seuls ou en mélange avec du sable sont résumés dans le *Tableau 2. 5*.

Tableau 2. 5 : ρ_{dmax} et w_{OPN} des matériaux compactés à l'optimum normal

sol	ρ_d (Mg/m ³)	w_{OPN} (%)
I	1,42	31,5
PL	1,81	16,0
JL	1,75	15,5
XL	1,66	19,2
S+I	1,73	17,9
S+JL	1,89	16,6
S+XL	1,88	13,7

Les masses volumiques maximales des limons JL et XL et de l'illite I sont respectivement de 1,75 - 1,66 et 1,42 Mg/m³. Le mélange avec 50 % du sable a permis une translation des courbes de compactage des sols vers les densités plus élevées, pour atteindre, 1,89 – 1,88 et 1,73 Mg/m³ pour S+JL – S+XL et S+I respectivement. Le limon PL a une masse volumique sèche maximale de 1,81 Mg/m³.

2.3.2 Indice de portance immédiat des éprouvettes de limon de Plaisir

Afin d'évaluer la résistance du sol, des essais de portance ont été réalisés selon la norme NF P94-078 (AFNOR, 1997) pour déterminer les paramètres d'état (densité et teneur en eau) permettant d'assurer un indice de portance immédiat (IPI) minimal de 7 permettant de supporter la circulation des engins de chantier lors de sa mise en place.

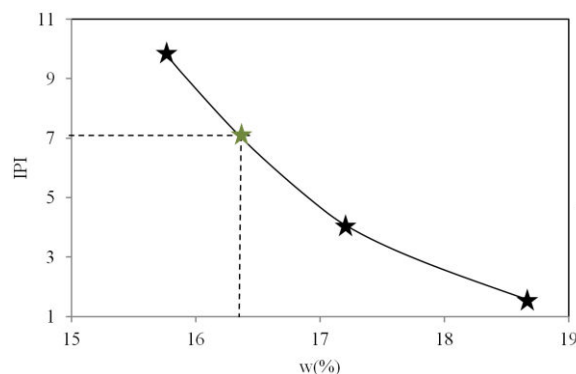
L'essai consiste à mesurer la force appliquée sur un poinçon cylindrique pour le faire pénétrer à vitesse constante (1,27 mm/min) dans une éprouvette de matériau étudié (*Figure 2. 8*). Par définition, l'IPI est la valeur maximale entre l'effort de pénétration du poinçon à 2,5 mm rapporté à 13,35 kN et l'effort de pénétration à 5 mm rapporté à 19,93 kN. 13,35 et 19,93 kN sont des efforts relatifs à un essai sur la pierre écrasée.



Figure 2. 8 : Essai de poinçonnement.

Le sol est compacté dans un moule CBR (152 mm de hauteur et 152 mm de diamètre) en trois couches avec une énergie Proctor normal. L'évolution des forces est acquise par un capteur de force de 100 kN ($\pm 2,417$ kN).

Les résultats des essais effectués sont illustrés dans la *Figure 2. 9*.



★ Points de mesure d'IPI ★ Point correspond à un IPI = 7

Figure 2. 9 : Variation de l'IPI sur les points de la courbe Proctor du limon de Plaisir.

La variation de l'IPI montre que la valeur minimale de 7 peut être obtenue pour une teneur en eau inférieur ou égale à 16,3%.

2.3.3 Résistance à la compression simple du limon de Plaisir

L'effet de la sollicitation hydrique sur la résistance à la compression simple est étudié dans cette partie. La procédure de préparation des éprouvettes est expliquée dans la partie 2.3.2.1. Dans la partie 2.3.2.2, le principe de l'essai est décrit et enfin les résultats des essais sont synthétisés dans la partie 2.3.2.3.

2.3.3.1 Préparation des éprouvettes

Le sol est préparé à deux teneurs en eau différentes de 16,3% (optimum Proctor) et 15 % (côté sec de l'OPN) et conservé dans des sacs hermétiques pendant 24h pour l'homogénéiser. Les éprouvettes cylindriques de 35 mm de diamètre et de 70 mm de hauteur sont préparées par compactage statique par double pistonnage à la masse volumique visée de $1,79 \text{ Mg/m}^3$ (99 % de OPN), puis isolées avec du papier aluminium et placées dans des boites hermétiques afin de limiter la variation de la teneur en eau (*Figure 2. 10*).



Figure 2. 10 : Éprouvettes isolées dans des boites hermétiques.

2.3.3.2 Principe de l'essai

Les essais de compression sont réalisés à 20°C avec une vitesse de 1,05 mm/min (ASTM - 1999). L'évolution de la force est acquise par un capteur de force de 10 kN ($\pm 0,004 \text{ kN}$). Lorsque la force diminue avec l'augmentation de la déformation, la résistance maximale de l'éprouvette (R_c) est dépassée et l'essai peut être arrêté. La valeur maximale au pic de R_c est retenue Figure 2. 11.

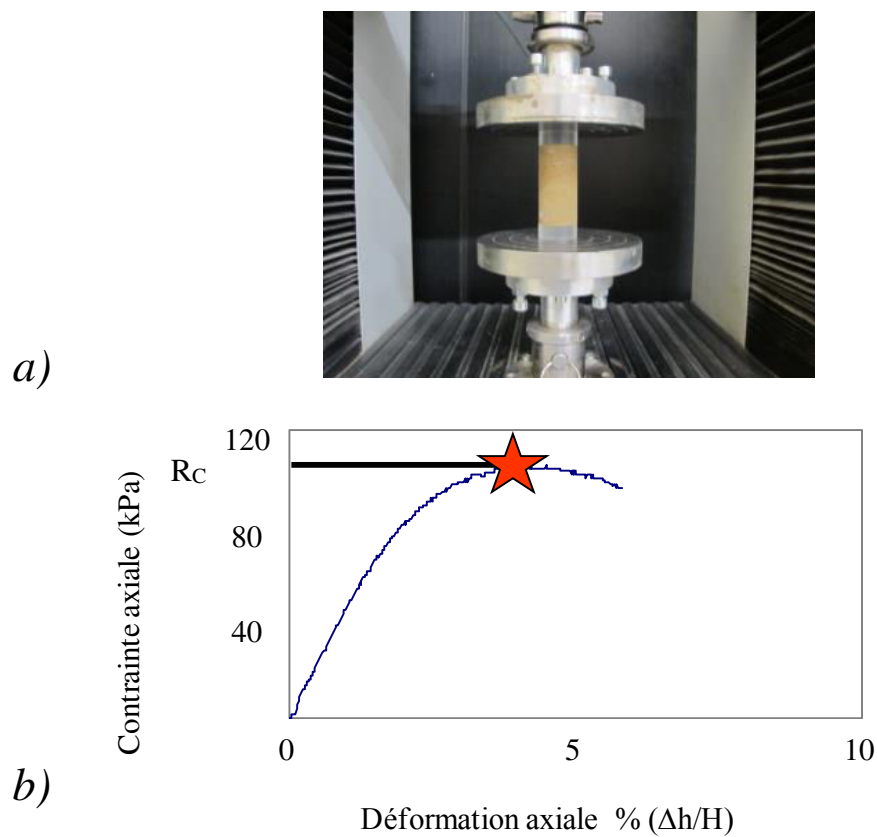


Figure 2. 11 : Un exemple de résultat de l'essai de compression simple : (a) dispositif expérimental, (b) courbe type d'un essai.

2.3.3.3 Résultats

Le Tableau 2.6 résume les paramètres des états initiaux (w et ρ_d) et la résistance à la compression des éprouvettes du limon de Plaisir.

Tableau 2.6 : Récapitulatif des résultats à 20 °C des essais de compression simple (limon de Plaisir).

N°	w(%)	ρ_d (Mg/m ³)	Rc(kPa)	N°	w(%)	ρ_d (Mg/m ³)	Rc(kPa)
1	16,12	1,78	108	12	15,91	1,78	115
2	16,10	1,78	110	13	15,05	1,78	152
3	16,09	1,78	104	14	14,91	1,79	153
4	16,06	1,78	113	15	14,90	1,79	162
5	16,05	1,79	123	16	14,83	1,80	154
6	16,04	1,78	107	17	14,82	1,79	153
7	16,01	1,79	121	18	14,81	1,80	157
8	15,97	1,78	110	19	14,79	1,80	156
9	15,96	1,78	122	20	14,71	1,80	173
10	15,93	1,78	116	21	14,66	1,80	176
11	15,95	1,78	115	22	14,47	1,80	173

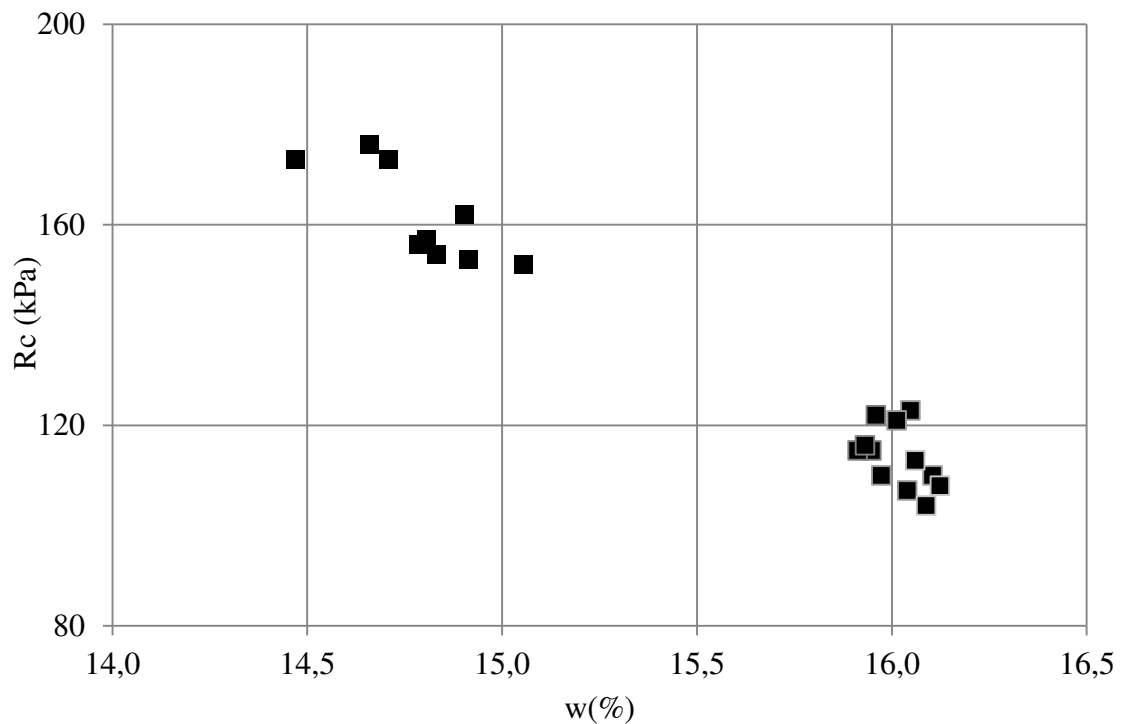


Figure 2. 12 : Résistance à la compression en fonction de la teneur en eau de compactage (limon de Plaisir).

Les résultats de cette étude montrent que pour des éprouvettes préparées à la même densité initiale, la résistance à la compression du limon diminue de 37 % avec l'augmentation de la teneur en eau de 1,65 %. Cette diminution est due à la diminution de la succion de sol.

2.3.4 Courbe de rétention d'eau du limon de Plaisir

La capacité de rétention d'eau d'un sol est définie à partir des courbes de rétention obtenues par différents procédés faisant intervenir la mesure de la succion. Elle peut être déterminée par séchage en partant d'un sol initialement saturé ou par humidification à partir d'un sol initialement sec. Dans le cadre de cette thèse, deux méthodes sont utilisées pour déterminer la relation entre le degré de saturation et la succion dans le sol : la méthode d'imposition de la succion par phase vapeur et la mesure directe avec le potentiomètre.

La méthode d'imposition par phase vapeur permet d'obtenir des succions élevées variant de quelque MPa à 1000 MPa. Le potentiomètre permet de mesurer des succions entre 0 et 300 MPa.

Les résultats des mesures permettront d'évaluer les paramètres de la courbe de rétention d'eau du limon de Plaisir qui seront nécessaires pour la modélisation dans le chapitre 4.

2.3.4.1 Préparation des éprouvettes

Imposition de la succion par phase vapeur

Le matériau est préparé à une teneur en eau de 16,3 % (teneur en eau optimale), puis conservé dans un sac hermétique pendant 24 h pour l'homogénéiser. Ensuite, 16 pastilles cylindriques de 35 mm de diamètres et 6 mm d'épaisseur sont préparées par compactage statique à l'aide d'une presse. La masse volumique sèche visée est de $1,72 \text{ Mg/m}^3$, soit 95 % de l'optimum Proctor. Une fois préparées, les pastilles sont confinées dans les dessiccateurs à humidité relative contrôlée par la solution saline (*Figure 2. 13*).

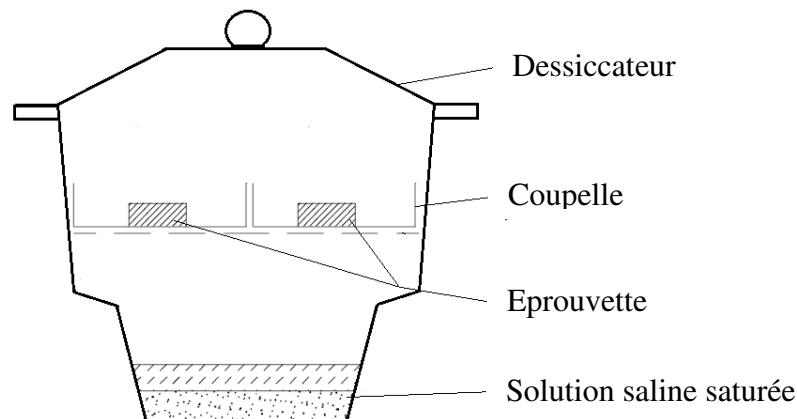


Figure 2. 13 : Schéma de principe d'imposition de la succion par phase vapeur.

Mesure avec le potentiomètre

Les pastilles sont préparées à la masse volumique sèche de $1,72 \text{ Mg/m}^3$ et des teneurs en eau variant entre 6% et 15 %. Ensuite les mesures des succions sont effectuées directement à l'aide de potentiomètre (*Figure 2. 14*).

2.3.4.2 Principe de l'essai

Contrôle de la succion par phase vapeur

La méthode de contrôle de la succion par phase vapeur est basée sur la loi de Kelvin (équation 2.1). Elle consiste à confiner l'échantillon dans un dessiccateur à humidité relative contrôlée et laisser le transfert d'eau entre l'échantillon et l'air humide s'effectuer par phase vapeur jusqu'à atteindre l'équilibre.

$$U_a - U_w = \frac{RT}{gM} \ln hr \quad (2.1)$$

Avec U_a : la pression de l'air ; U_w : la pression de l'eau ; M : la masse molaire de l'eau ($18,016 \text{ g.mol}^{-1}$) ; g : l'accélération due à la pesanteur ($9,81 \text{ m.s}^{-2}$) ; R : la constante molaire des gaz ($8,3143 \text{ J.mol}^{-1}.\text{K}^{-1}$) ; T : la température ; hr : l'humidité relative.

L'humidité relative dépend du type de sel utilisé et de sa concentration. Le Tableau 2. 7 résume l'ensemble des sels, l'humidité relative et les succions imposées sur les échantillons de cette étude.

Tableau 2. 7 : Relation entre l'humidité relative et la succion imposée en fonction de la nature du sel

Sel	Formule chimique	Succion (MPa)	Humidité relative (%)
Sulfate de Cuivre(II) pentahydrate	$\text{CuSO}_4, 5\text{H}_2\text{O}$	2,77	98
Nitrate de Potassium	KNO_3	7,04	95
Sulfate d'Ammonium	$(\text{NH}_4)_2\text{SO}_2$	28,94	81
Chlorure de Sodium	NaCl	33,11	78,58
Nitrate d'Ammonium	NH_4NO_3	59,4	65
Carbonate de potassium	K_2CO_3	113,2	44
Chlorure de Magnésium	MgCl_2	152,9	33
Chlorure de Lithium	LiCl	292,4	12

Mesure de la succion avec le potentiomètre

Le potentiomètre (*Dewpoint PotentiaMeter WP4C®*) mesure l'humidité relative à proximité de l'eau interstitielle du sol non saturé par mesure de la température du point de rosée de l'atmosphère considérée. Ensuite la succion est calculée par la loi de Kelvin.

Les spécifications techniques du potentiomètre sont résumées dans le Tableau 2. 8.



Figure 2. 14 : Mesure de la succion avec le potentiomètre.

Tableau 2. 8 : Spécifications techniques du potentiomètre (Dewpoint PotentialMeter WP4C®).

Gamme de succion	0 à 300 MPa
Précision de mesure de succion	± 0,05 MPa de 0 à -5 MPa 1% de -5 à -300 MPa
Contrôle de température	15 à 40 °C (±0,02 °C)

2.3.4.3 Résultats des mesures

Imposition par phase vapeur

L'évolution de la masse des pastilles est suivie dans le temps *Figure 2. 15*. Une fois stable, la masse finale des pastilles est mesurée et la teneur en eau est calculée.

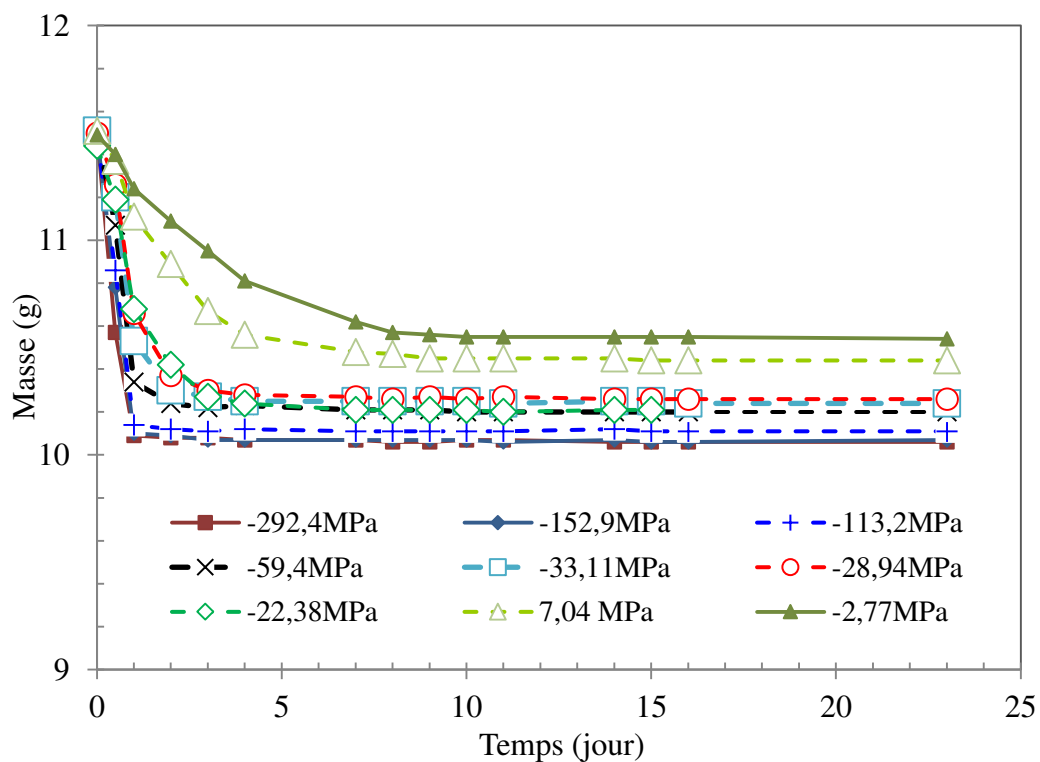


Figure 2. 15 : Évolution de la masse des pastilles dans le temps.

Le Tableau 2. 9 présente les degrés de saturation, les porosités, les teneurs en eau et les succions des éprouvettes de limon de Plaisir obtenues par la méthode d'imposition de succion par phase vapeur.

Tableau 2. 9 : Degré de saturation teneur en eau et succion des éprouvettes (phase vapeur)

N°	Sr	w(%)	Succion (MPa)
1	0,02	0,55	292,4
2	0,04	1,46	152,9
3	0,05	1,50	113,2
4	0,06	1,85	59,4
5	0,08	2,51	33,1
6	0,09	2,75	28,94
7	0,14	4,40	7,04
8	0,18	5,57	2,77

La succion la plus faible imposée par le sulfate de cuivre permet d'atteindre un degré de saturation $Sr = 18 \%$ correspondant à une teneur en eau de $5,57 \%$. Pour compléter la courbe de rétention d'eau, les résultats des mesures par le potentiomètre sont présentés.

Mesure de la succion avec le potentiomètre

La Tableau 2. 10 résume le degré de saturation et la succion des éprouvettes de limon de Plaisir mesurées à l'aide du potentiomètre.

Tableau 2. 10 : Degré de saturation et succion des éprouvettes mesurées avec le potentiomètre

Sr	Succion (MPa)	Sr	Succion (MPa)	Sr	Succion (MPa)
0,03	292,4	0,2	12,66	0,40	1,96
0,06	146,52	0,2	11,32	0,42	0,33
0,07	152,9	0,2	7,04	0,42	0,31
0,07	152,9	0,2	14,47	0,43	0,34
0,09	148,54	0,2	13,64	0,45	0,44
0,09	72,44	0,2	13,03	0,48	0,16
0,09	147,05	0,2	16	0,48	0,23
0,09	144,95	0,2	5,85	0,48	0,49
0,09	59,4	0,2	5,35	0,48	0,19
0,11	77,41	0,2	2,77	0,52	0,34
0,11	141,21	0,2	4,07	0,54	0,21
0,11	147,96	0,2	4,28	0,60	0,15
0,12	141,95	0,3	4,57	0,60	0,07
0,13	33,11	0,3	2,24	0,61	0,07
0,14	147,16	0,3	4,08	0,65	0,08
0,14	28,94	0,3	3,55	0,71	0,07
0,16	30,73	0,3	1,31	0,77	0,05
0,16	30,68	0,3	1,58		
0,18	33,31	0,4	1,08		

2.3.4.4 Détermination des paramètres de la courbe de rétention d'eau ; modèle Van Genuchten

Le modèle de Van-Genuchten permet de modéliser la courbe de rétention d'eau. L'expression du modèle reliant le taux de saturation relative et la succion est définie comme suit :

$$Se = \frac{Sr - Srl}{Sls - Srl} = \left[1 + \left(\frac{Ua - Uw}{P} \right)^{\frac{1}{1-\beta}} \right]^{-\beta} \quad (2.2)$$

Avec : Srl et Sls : degrés de saturation résiduelle et finale respectivement ; $Ua-Uw$: la succion ; β , P : paramètres du modèle.

Pour définir les paramètres β et P , le module Curve Fitting Tool de MATLAB a été utilisé. La courbe de rétention d'eau de Van Genuchten est tracée à partir des succions mesurées avec le potentiomètre.

Les paramètres du modèle sont résumés dans le *Tableau 2. 11*.

Tableau 2. 11 : Paramètres du modèle de Van Genuchten de limon de Plaisir

β	P (kpa)
0,2	19

La courbe de rétention d'eau du limon de Plaisir est tracée dans la *Figure 2.16*.

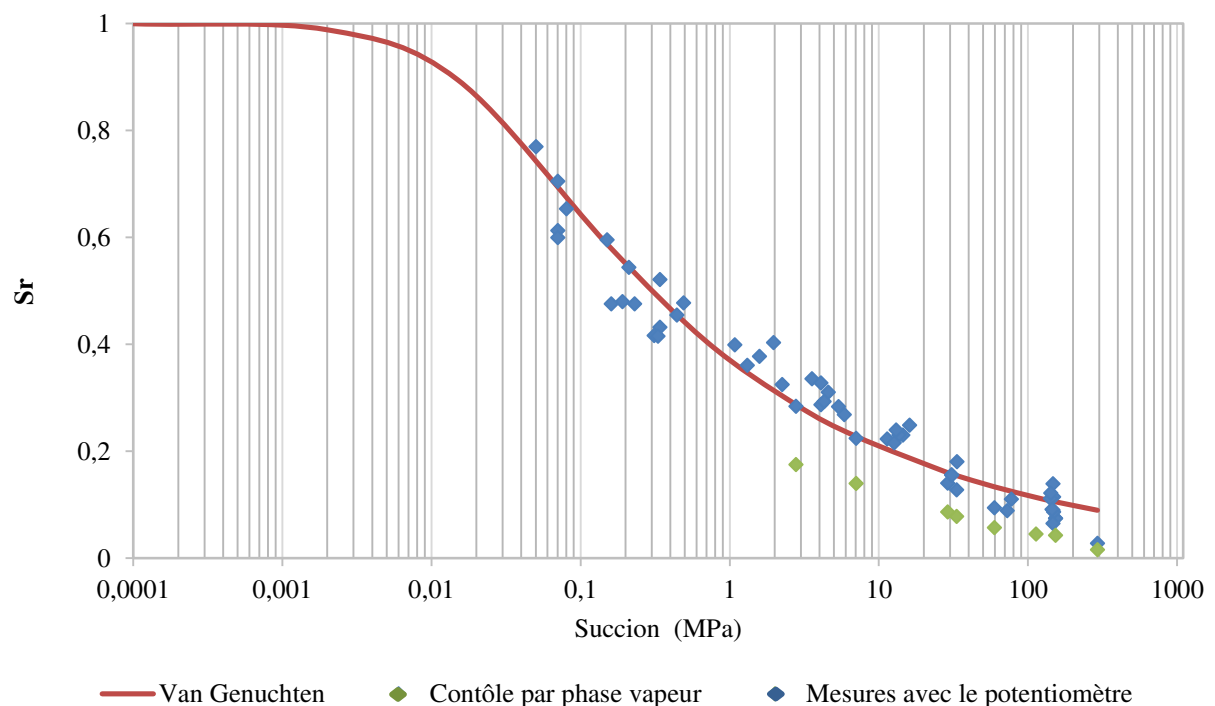


Figure 2.16 : Courbe de rétention d'eau du limon de Plaisir.

2.4 Comparaison des propriétés thermiques des matériaux

Les paramètres thermiques qui gouvernent le transfert de chaleur dans le sol sont : la conductivité thermique (λ) qui caractérise l'habilité du sol à conduire de la chaleur sous un gradient de température, la capacité thermique volumétrique (C) qui représente la capacité à emmagasiner la chaleur et la diffusivité thermique (α) qui caractérise le rayon d'influence autour de la source de chaleur.

Les caractéristiques thermiques du sol jouent un rôle important pour le confinement de la chaleur dans la zone du stockage (Delaleux et al. 2012 ; Givoni 1977 ; Giordano et al.2016). Un terrain avec une bonne capacité thermique stocke mieux la chaleur et son échange avec les géostructures énergétiques est d'autant plus efficace que la conductivité thermique est grande. Cependant, plus la conductivité thermique est importante, plus la diffusivité du terrain est grande et plus le risque de déperdition de la chaleur autour de la zone du stockage est important. Un compromis entre la capacité thermique et la conductivité thermique doit être trouvé afin d'obtenir un matériau permettant à la fois un bon confinement de la chaleur et assurant un bon échange de celle-ci avec les géostructures énergétiques.

Dans la partie 2.4.1, la méthode de mesure des propriétés thermiques est détaillée. L'effet couplé de la masse volumique sèche et de la teneur en eau sur les propriétés thermiques des sols est étudié dans la partie 2.4.2. La partie 2.2.3 s'intéresse à l'effet de la minéralogie sur les propriétés thermiques des matériaux d'étude. Enfin, les évolutions de la conductivité thermique et de la capacité thermique volumique du limon de Plaisir sont modélisées dans la partie 2.2.4.

2.4.1 Méthode de mesure des propriétés thermiques

Les propriétés thermiques des éprouvettes sont mesurées à l'aide d'un conductimètre thermique KD2 Pro Decagon© (Figure 2. 17). Deux sondes sont utilisées : une double sonde nommée SH1 et une sonde simple nommée TR1. La sonde SH1 est composée de deux tiges de 30 mm de longueur et de 1,3 mm de diamètre espacées de 6 mm. L'une des tiges porte l'élément de chauffe et la seconde l'élément de mesure de la température. Cette sonde permet de mesurer les conductivités thermiques (λ) allant de 0,1 à 2 W/m.K, la capacité thermique volumique (C) allant de 0,5 à 4 MJ/m³.K et la diffusivité thermique (α) allant de 0,1 à 1 mm²/s. La sonde TR1 (2,4 mm de diamètre et 100 mm de longueur) est utilisée pour mesurer

la conductivité thermique lorsqu'elle est supérieure à 2 W/mk. Les précisions des sondes en fonction des intervalles de mesures sont résumées dans le Tableau 2. 12.



Figure 2. 17 : KD2 Pro avec les sondes thermiques.

Tableau 2. 12 : Intervalle des mesures et la précision des sondes

Sonde	Propriétés thermiques	Intervalle de mesure	Précision
TR-1	Conductivité thermique (W/m.k)	0,1 - 0,2	± 0,02
		0,2 - 4	± 10 %
SH-1	Conductivité thermique (W/m.k)	0,02 – 0,2	± 0,01
		0,2 - 2	± 10 %
SH-1	Diffusivité thermique (mm ² /s)	0,1 - 1	± 10 %
SH-1	Capacité thermique volumique (MJ/m ³ .k)	0,5 - 4	± 10 %

2.4.2 Effet couplé de la masse volumique sèche et de la teneur en eau sur les propriétés thermiques des sols

La bibliographie a permis de conclure que les caractéristiques thermiques (λ , C et α) dépendent des paramètres physiques du sol : la densité, la teneur en eau, la minéralogie, la taille et l'arrangement des grains. Plusieurs études, présentées en partie 2.1, ont montré que la conductivité thermique augmente avec la densité sèche et la teneur en eau du matériau (Abu-Hamdeh 2001 ; Tang 2005 ; Brandl 2006), tout comme la capacité thermique (Abu-Hamdeh 2003). La composition minéralogique et la méthode de préparation du matériau influencent également les propriétés thermiques des sols (Tang 2005). Par ailleurs, quelques rares études couplent les effets de la teneur en eau initiale et de la densité sur les paramètres thermiques.

Les résultats de Ekwue et al. (2006) et Eslami (2014) montrent que la conductivité thermique présente un maximum aux alentours de l'optimum Proctor.

Pour étudier l'effet couplé de la teneur en eau et de la masse volumiques sèche, les éprouvettes de sols sont préparées par compactage dynamique avec une énergie Proctor normal, et ce, pour différentes teneurs en eau.

Les essais sont réalisés sur quatre matériaux (PL, S+I, S+JL et S+XL) et les résultats obtenus sont comparés avec les données de la bibliographie sur le matériau illitique (I) (Eslami 2014).

Les résultats des mesures (Figure 2. 18) montrent que la conductivité thermique des matériaux augmente du côté sec de la courbe de compactage jusqu'à atteindre un maximum aux alentours de l'optimum Proctor. Cette observation est cohérente avec la littérature (Ekwue et al. 2006, Eslami 2014). En effet, l'éprouvette est composée de solide, d'air et d'eau qui ont chacun une conductivité thermique différente. La phase solide présente la conductivité thermique la plus élevée puis l'eau et enfin l'air avec une λ la plus petite. Ainsi, pour les matériaux les plus secs et avec une faible masse volumique sèche, la part d'air est importante, la conductivité thermique est donc très faible, plus on se rapproche de l'optimum Proctor, plus la part d'air diminue au profit des phases solides et liquides, plus conductrices, la conductivité thermique augmente alors fortement. De plus, avec l'augmentation de la masse volumique, les contacts entre les particules sont plus nombreux ce qui augmente la conductivité thermique de l'ensemble. À des degrés de saturation de 90-95%, la valeur maximale de λ est atteinte.

Du côté humide de la courbe de compactage, les évolutions divergent en fonction de la minéralogie du matériau. Les matériaux siliceux (S+I, PL, S+JL et S+XL) voient leur conductivité thermique diminuer tandis que pour le matériau silicaté (I), λ reste quasiment à son niveau maximal. Ces évolutions sont cohérentes avec les propriétés physiques des matériaux étudiés. Du côté humide de la courbe de compactage, la teneur en eau augmente tandis que la densité diminue. Comme le degré de saturation reste le même, tout se passe comme si les molécules d'eau prenaient la place des grains solides. Or, λ_{quartz} ($7,7\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$) est supérieur à λ_{eau} ($0,61\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$) (Brigaud and Vasseur, 1989), la conductivité thermique des éprouvettes composées de quartz diminue donc rapidement. En revanche, pour les éprouvettes I, au vu de la faible différence de conductivité thermique entre l'eau et l'illite ($\lambda_{\text{illite}} = 1,9\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$), leur conductivité thermique conserve des valeurs proches de celles de l'optimum.

La capacité thermique volumique des matériaux augmente du côté sec de la courbe de compactage pour atteindre un maximum à proximité de l'optimum Proctor normal. Du côté humide, les valeurs restent élevées ou diminuent faiblement : la diminution de la masse volumique sèche est compensée par l'augmentation de la teneur en eau permettant de limiter la variation de la capacité thermique volumique. Contrairement à la conductivité thermique, la capacité thermique de ces sols apparaît moins sensible à des variations de la densité et de la teneur en eau. En comparant avec l'eau pure qui a une capacité thermique de $4,2 \text{ MJ/m}^3\text{K}$, les matériaux étudiés ont une bonne aptitude à stocker de la chaleur. Par exemple le limon de Plaisir PL permet d'atteindre une capacité thermique de $3,25 \text{ MJ/m}^3\text{K}$ soit 77% de la capacité thermique de l'eau. Cette valeur est cohérente avec la bibliographie (Gabrielsson et al. 1997).

La diffusivité thermique étant directement reliée à la conductivité thermique, elle suit le même type de variation que la conductivité thermique. Elle augmente du côté sec de la courbe de compactage et diminue après avoir atteint une valeur maximale aux alentours de l'optimum Proctor (*Figure 2. 18.c*). Les mélanges S+JL et S+XL ont une diffusivité plus importante que les autres matériaux étudiés.

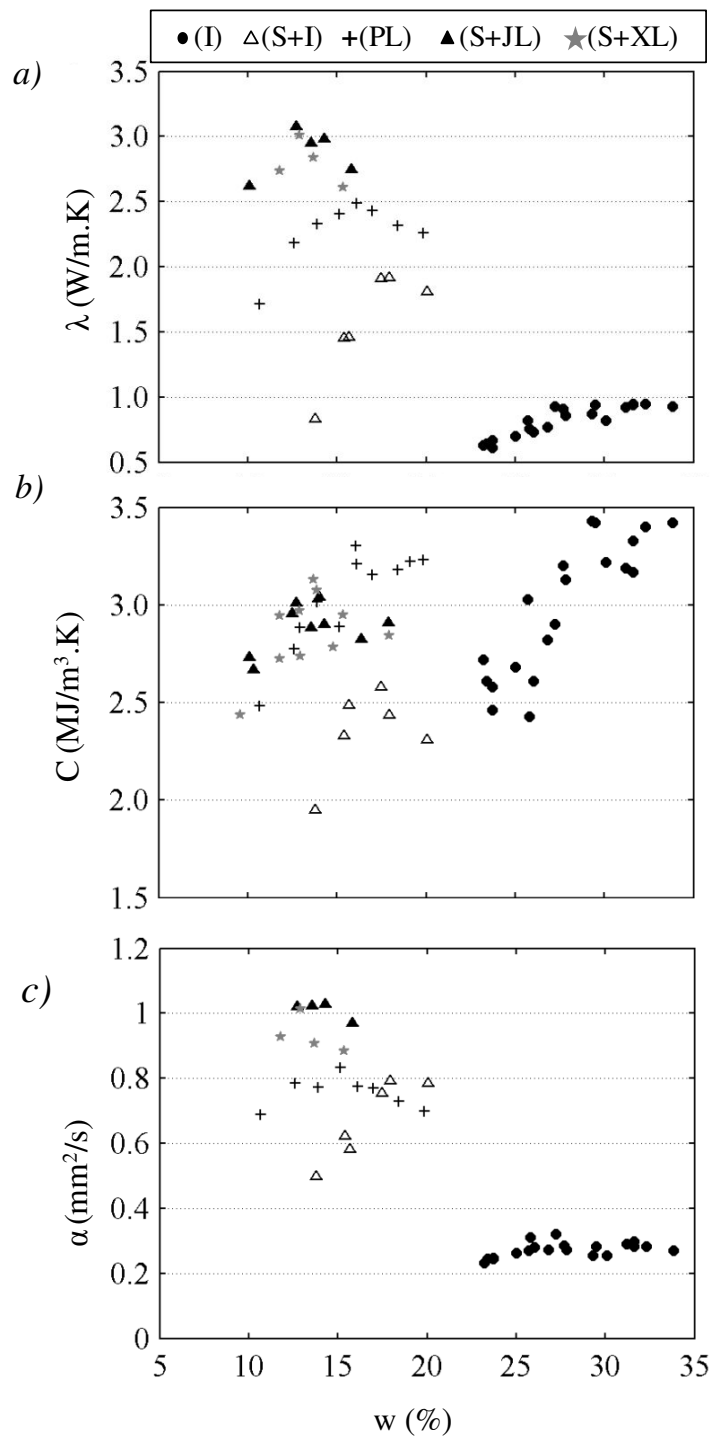


Figure 2. 18 : Évolution de la conductivité thermique (a), la capacité thermique volumique (b) la diffusivité thermique en fonction de la teneur en eau et la masse volumique sèche des éprouvettes (énergie de compactage Proctor normal).

2.4.3 Effet de la minéralogie et de la taille des particules sur λ , C et α

La comparaison des paramètres thermiques des différents matériaux permet de déterminer l'effet de la minéralogie sur les propriétés thermiques.

Le Tableau 2. 13 résume les paramètres thermiques des matériaux I, PL, XL, S+I, S+JL et S+XL compactés à l'optimum Proctor normal et S à l'état dense et saturé.

Tableau 2. 13 : Mesure des caractéristiques thermiques à 20 °C à l'optimum Proctor.

Matériaux	λ (W/m K)	C (MJ/m ³ K)	α (mm ² /s)
S (dense et saturé)	2,38	3,05	0,78
I	0,92	3,25	0,28
PL	2,48	3,25	0,76
XL	1,26	2,80	0,45
S+I	1,92	2,44	0,79
S+JL	2,95	2,88	1,02
S+XL	2,84	3,13	0,91

L'ajout de 50% de sable dont la conductivité thermique et la capacité thermique volumique sont plus élevées permet d'améliorer les paramètres thermiques des limons. Ainsi, avec la même énergie de compactage, par exemple pour le mélange S+XL, une densité plus importante est obtenue et les paramètres thermiques du mélange sont plus élevés que ceux du sable ou du limon XL seuls (*Tableau 2. 13*). Ceci peut être dû à une forte augmentation de la densité du mélange. La variation de la minéralogie a également modifié les paramètres thermiques. Pour le cas de l'illite I, la conductivité thermique est passée de $\lambda_I = 0,920$ W/m.K à $\lambda_{S+I} = 1,915$ W/m.K pour le mélange S+I. La conductivité thermique du mélange S+I est plus élevée que celle de l'illite seule (*Figure 2. 18a*). Pour des masses volumiques presque identiques (1,52 Mg/m³ pour I et 1,54 Mg/m³ pour S+I), λ du mélange S+I est supérieure à λ du matériau illitique malgré que la teneur en eau de l'illite est supérieure à celle du mélange S+I. Cette différence permet de mettre en évidence l'effet de la minéralogie sur la conductivité thermique.

2.4.4 Modélisation de l'évolution des paramètres thermiques en fonction de l'état initial des éprouvettes

La détermination des paramètres thermiques des constituants de sol et de la loi d'évolution est nécessaire pour résoudre un problème de transfert thermique dans les sols. Dans cette partie, la modélisation de l'évolution de λ et C du limon de Plaisir est effectuée et les paramètres du modèle sont déterminés.

2.4.4.1 Conductivité thermique

Un modèle simple permet de simuler l'évolution de la conductivité thermique dans le sol est décrit par :

$$\lambda = \lambda_{sat} \sqrt{Sr} + \lambda_{dry} (1 - \sqrt{Sr}) \quad (2.3)$$

$$\lambda_{sat} = \lambda_{solid}^{(1-\phi)} \lambda_{liquid}^{\phi} \quad (2.4)$$

$$\lambda_{dry} = \lambda_{solid}^{(1-\phi)} \lambda_{gaz}^{\phi} \quad (2.5)$$

avec : Sr : le degré de saturation ; λ_{sat} et λ_{dry} : la conductivité thermique à l'état saturé et à l'état sec respectivement ; λ_{solid} , λ_{liquid} , λ_{gaz} : la conductivité thermique du solide, de l'eau et du gaz respectivement ; ϕ : la porosité du sol. Ce modèle est utilisé dans le Code_Bright.

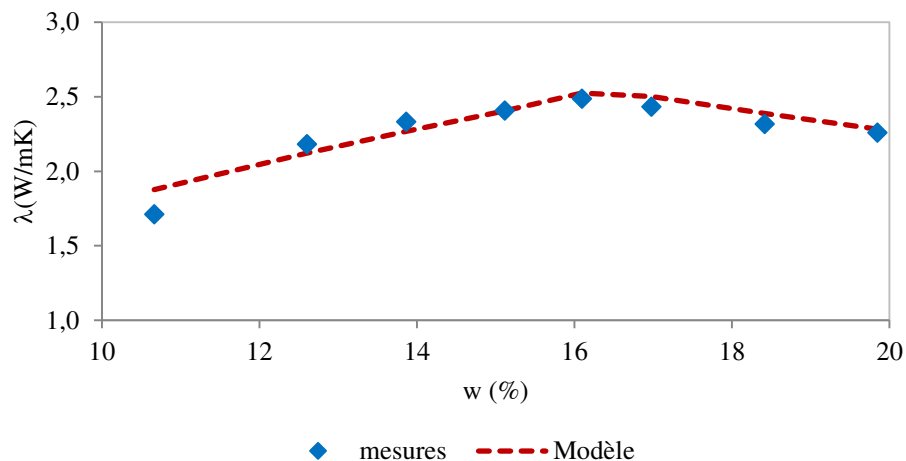


Figure 2. 19 : Comparaison des conductivités thermiques mesurées expérimentalement et calculées à l'aide du modèle utilisé.

Le modèle a permis d'obtenir une bonne concordance avec les résultats expérimentaux (Figure 2. 19). Le Tableau 2. 14 résume les paramètres utilisés pour modéliser l'évolution de la conductivité thermique en fonction des paramètres du limon de Plaisir (éq 2.3, 2.4 et 2.5).

Tableau 2. 14 : Paramètres du modèle utilisé pour calculer la conductivité thermique du limon de Plaisir

$\lambda_{\text{eau}}(w/mK)$	$\lambda_{\text{gaz}}(w/mK)$	$\lambda_{\text{solide}}(w/mK)$
0,6	0,024	5,5

2.4.4.2 Capacité thermique volumique

Pour estimer la capacité thermique dans le sol, le modèle intégré dans Code_Bright consiste à calculer la capacité thermique en fonction des capacités thermiques des constituants (modèle de De Vries). La capacité thermique est déterminée comme suit :

$$C = \rho_s C_s (1 - \phi) + \phi \rho_w C_w S_r \quad (2.6)$$

avec ρ_s et ρ_w : la masse volumique du solide et de l'eau respectivement ; C_s et C_w : la capacité thermique massique du solide et de l'eau respectivement ; ϕ : la porosité ; S_r : degré de saturation.

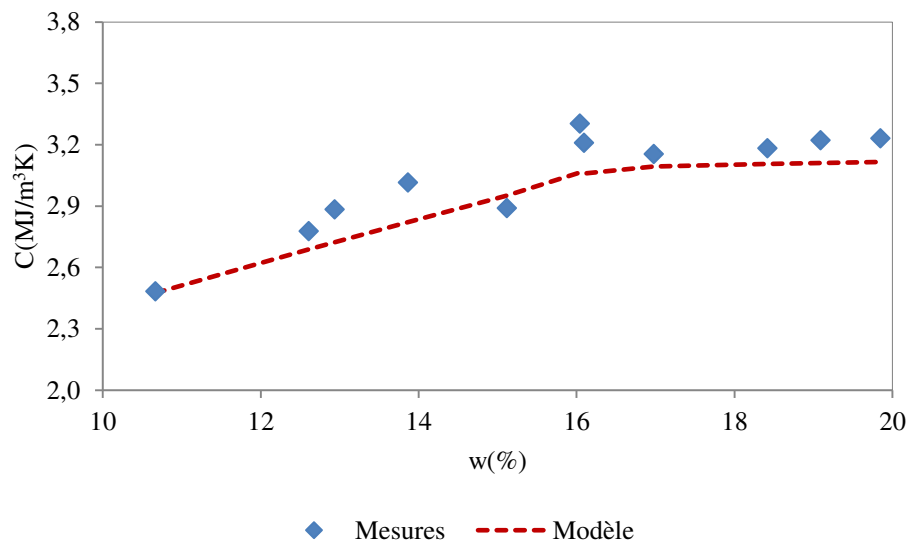


Figure 2. 20 : Comparaison des capacités thermiques mesurées expérimentalement et calculées à l'aide du modèle intégré dans Code-Bright.

Avec les paramètres utilisés le modèle a permis d'obtenir une bonne concordance avec les capacités thermiques mesurées expérimentalement (Figure 2. 20). Dans le tableau Tableau 2. 15, les paramètres thermiques utilisés pour le calcul de la capacité thermique sont résumés.

Tableau 2. 15 : Paramètres du modèle utilisé pour calculer la capacité thermique du limon de Plaisir

$C_s(J/kg.K)$	$C_w(J/kg.K)$
1020	4180

2.5 Conclusion

Dans ce chapitre, l'identification des matériaux comprenant, l'analyse minéralogique, la distribution de la taille des grains, les limites d'Atterberg, la surface spécifique, la teneur en carbonate et les paramètres de compactage des matériaux étudiés ont été présentées.

Une étude complémentaire sur le limon de Plaisir comprenant la variation de l'IPI en fonction de la teneur en eau et l'effet de la teneur en eau sur la résistance à la compression simple est faite. Les résultats montrent que l'indice de portance immédiat minimal peut être obtenu pour une teneur eau inférieure ou égale à 16,3 %. La résistance à la compression du sol diminue significativement avec l'augmentation de la teneur en eau. Une augmentation de 1,65 % de la teneur en eau a réduit de 37% la résistance à la compression du sol.

La relation entre la succion et le degré de saturation du limon de Plaisir est déterminée en utilisant la méthode de contrôle de la succion par phase vapeur et les mesures directes par le potentiomètre. La courbe de rétention d'eau est ensuite tracée et les paramètres du modèle de Van Genuchten sont déterminés.

L'effet des propriétés de compactage sur les paramètres thermiques des sols compactés est étudié en réalisant des mesures au conductimètre thermique sur des éprouvettes préparées en différents points de la courbe Proctor normal. Les résultats montrent que la conductivité thermique des matériaux augmente du côté sec de la courbe de compactage sous l'effet cumulé de l'augmentation de la teneur en eau et de la masse volumique sèche des éprouvettes. Une valeur maximale de la conductivité thermique est atteinte à proximité de l'optimum pour tous les matériaux étudiés. Du côté humide de la courbe de compactage, les évolutions divergent en fonction de la minéralogie du matériau. Les matériaux siliceux voient leur conductivité thermique diminuer tandis que pour les matériaux silicatés, λ reste quasiment à son niveau maximal. Cette différence d'évolution s'explique par les différences de conductivité thermique des minéraux constitutifs des matériaux.

La comparaison des propriétés thermiques des matériaux étudiés montrent que la variation de la capacité thermique volumique est moins sensible à des variations de la densité et de la teneur en eau, contrairement à la conductivité thermique.

La simulation des paramètres thermiques du limon de Plaisir (PL) à l'aide des modèles intégrés dans le code de calcul éléments finis Code_Bright est effectuée. Les paramètres des

modèles déterminées permettront de prendre en considération l'évolution des paramètres thermiques du sol en fonction de ses paramètres d'état (w et γ_d).

Les paramètres thermiques et hydriques déterminés dans ce chapitre seront utilisés dans le chapitre 4 pour modéliser le comportement thermo-hydro-mécanique du limon de Plaisir dans le cadre de son utilisation pour le stockage thermique dans un remblai compacté.

Chapitre 3 **Effet de la température et des cycles
thermiques sur les paramètres thermiques et mécaniques
des sols fins**

3.1 Introduction

L'évolution monotone ou cyclique de la température du sol pourrait avoir un impact sur les propriétés thermiques et mécaniques des sols. Cet aspect est d'autant plus important que les géostructures cumulent les fonctions de stockage et de soutènement ou de portance. Il est donc nécessaire de connaître le comportement thermomécanique des sols sous des sollicitations thermiques monotones ou cycliques.

L'objectif de ce chapitre est d'étudier le comportement des sols compactés soumis à des variations de température et des cycles thermiques proches de leur utilisation pour le stockage de chaleur. L'effet d'une gamme de température entre 20 et 50°C est étudié sur les paramètres thermiques et mécaniques.

Dans la deuxième partie, l'effet de la température et des paramètres de compactage sur les propriétés thermiques des sols compactés est étudié. Dans la partie 3.3, l'influence des cycles thermiques sur la résistance à la compression simple R_c du limon de Plaisir est étudiée. La partie 3.4, étudie l'effet de la température et des cycles thermiques sur les paramètres pressiométriques du limon de Plaisir. Une comparaison de l'effet de la variation monotone et cyclique de la température sur les paramètres pressiométriques du limon de Plaisir avec un matériau illitique est réalisée dans la partie 3.5.

3.2 Effet couplé de la température et des paramètres de compactage sur les propriétés thermiques des sols

Quelques rares études se sont intéressées à l'effet de la température sur les propriétés thermiques des sols (Hiraiwa et Kasubuchi 2000, Smits et al. 2013 et Eslami 2014). Les résultats de ces études montrent que les paramètres thermiques changent légèrement pour des températures entre 20°C et 50 °C et de façon plus prononcée au-delà de 50°C. La variation de ces paramètres pourrait avoir un impact sur la capacité du stockage de chaleur.

L'objectif de cette partie est de quantifier l'effet couplé de la teneur en eau, de la densité sèche initiales, de la variation de la température et des cycles thermiques sur les trois paramètres thermiques λ , C et α des sols compactés.

3.2.1 Méthodes et essais réalisés sur les matériaux

Les mesures des propriétés thermiques sont effectuées à l'aide d'un KD2 Pro Decagon© présenté dans le chapitre 2. Les sondes thermiques utilisées et la précision des mesures ont été décrites dans le chap.2, § 3.2.

Pour étudier l'effet d'une variation de température sur les propriétés thermiques, les éprouvettes cylindriques de 152 mm de diamètre et de 152 mm de hauteur (moules CBR) sont isolées avec de la cellophane afin de limiter la variation de la teneur en eau. Les éprouvettes sont ensuite portées à des températures de 1 à 50 °C dans une enceinte climatique thermo-réglée (Figure 3. 1).



Figure 3. 1 : Eprouvettes isolées et placées dans l'enceinte climatique.

3.2.2 Effet couplé de la teneur en eau, de la masse volumique sèche et de la température sur λ , C et α

L'effet couplé de la teneur en eau, de la masse volumique sèche et de la température sur les propriétés thermiques est étudié sur le mélange S+I et les résultats sont comparés avec l'étude d'Eslami (2014) sur le matériau illitique. La gamme de variation de la température étudiée (1° - 50°C) est choisie selon le potentiel d'utilisation des sols compactés à proximité des sources de chauffage et de refroidissement. Les éprouvettes ont été préparées à différentes teneurs en eau et masses volumiques sèches avec la même énergie de compactage (Proctor normal).

La Figure 3. 2a présente l'évolution de la conductivité thermique (λ) du mélange S+I pour toutes les températures testées (1-20-50°C). Les résultats montrent que, quelque soit la température, la conductivité thermique augmente fortement pour les éprouvettes préparées du côté sec de l'optimum et se stabilise du côté humide. Les conductivités thermiques λ augmentent avec l'augmentation de la température, en accord avec la bibliographie (Hiraiwa and Kasubuchi 2000 ; Smits et al. 2013 et Eslami 2014)(Figure 3. 3). Cette évolution peut s'expliquer par plusieurs phénomènes complémentaires dont l'augmentation avec la

température de λ de l'eau et celui des particules du sol (IAPWS 2011). La dilatation des particules entraîne une augmentation des contacts interarticulaires ce qui conduit à augmenter la conductivité thermique des éprouvettes. Cependant, ces explications sont valables quel que soit l'état hydrique des éprouvettes et ne permettent pas d'expliquer l'augmentation plus marquée pour les éprouvettes aux plus faibles teneurs en eau. Il est possible d'expliquer ces différences en considérant la participation des transferts de chaleur par phase vapeur (De Vries 1987). Dans un sol saturé, le flux de chaleur progresse par diffusion entre les particules solides et les particules d'eau. Des mouvements de convection peuvent participer au transfert de chaleur mais vu la faible perméabilité des matériaux, ce phénomène reste minoritaire. Dans un sol non saturé, et plus particulièrement en cas de faible taux de saturation (côté sec de la courbe de compactage), le matériau est constitué de grains solides, d'eau et d'air. Le chauffage du sol provoque le déplacement de la vapeur d'eau à travers la porosité ouverte augmentant ainsi la conductivité thermique des matériaux.

L'évolution globale de la capacité thermique volumique montre une augmentation de C avec l'augmentation de w (Figure 3. 2b). Sachant que la variation de la capacité thermique de l'eau avec la variation de température de 0 à 50 °C est de moins de 1%, il est assez logique que la température ait un faible effet sur ce paramètre. Pour le mélange sable-matériau illitique (Figure 3. 2c), l'évolution de α est cohérente avec les évolutions de λ et C .

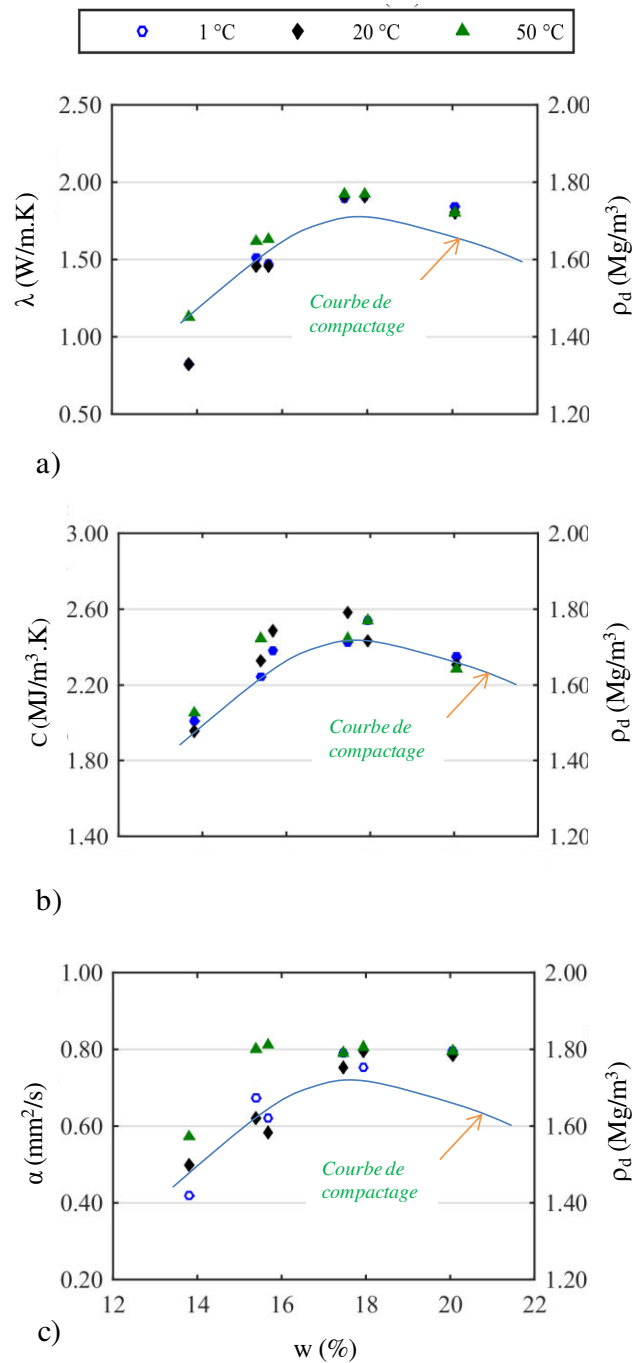


Figure 3. 2 : Effet de la température sur : (a) conductivité thermique, (b) capacité thermique volumique et (c) diffusivité thermique de S+I.

En conclusion, la conductivité thermique et la capacité thermique volumique du sol compacté augmentent avec l'augmentation de la masse volumique sèche et de la teneur en eau. L'effet de la température est constaté sur la conductivité thermique du côté sec de la courbe de compactage. Moins de différence de λ est obtenue entre 0 et 20° qu'entre 20 et 50 °C.

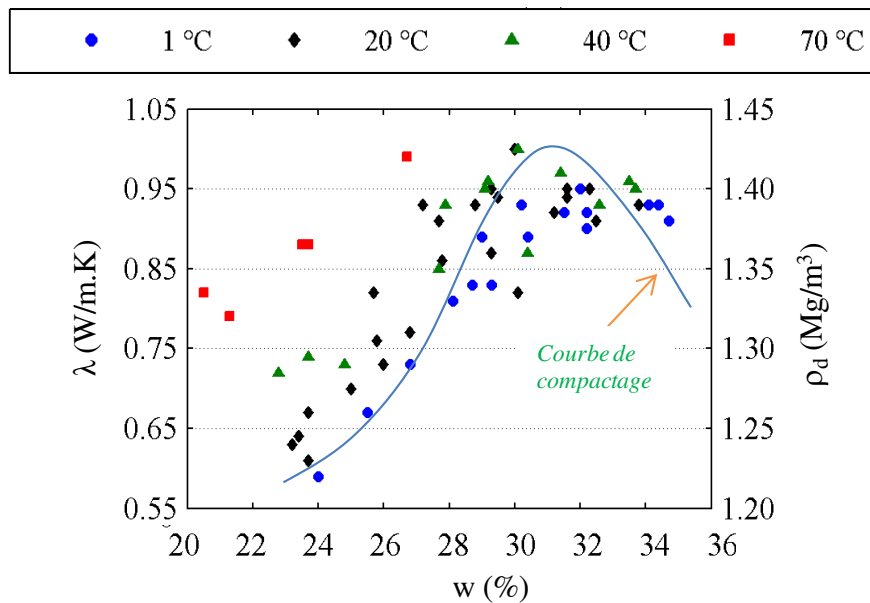


Figure 3. 3 : Effet de la température sur la conductivité thermique du matériau illitique (Eslami 2014).

3.2.3 Effet des cycles de température sur λ , C et α du limon de Plaisir

L'effet de l'augmentation de la température et des cycles thermiques est étudié sur les propriétés thermiques du limon de Plaisir (PL). Les sollicitations thermiques appliquées selon les programmes P1, P2 et P3 sont résumées dans le *Tableau 3.1*. Les éprouvettes sont isolées dans des boîtes hermétiques pour conserver une teneur en eau constante puis placées en enceinte climatique. Trois mesures de propriétés thermiques sont effectuées à différents stades du programme thermique comme le montre la *Figure 3.4* : à l'état initial à 20°C (M1), à 50°C (M2) puis après l'application des cycles et retour à 20°C (M3).

Tableau 3.1 : Programmes thermiques appliqués aux éprouvettes du limon de Plaisir

Programme	Palier 1		Palier 2		nombre cycle
	T°C	Temps	T°C	Temps	
P1	20	9h	50	9h	60
P2	20	4h	50	2h	60
P3	20	9h	50	9h	4

Les mesures de la conductivité thermique sont effectuées sur des éprouvettes préparées légèrement du côté humide de l'optimum Proctor. Trois éprouvettes sont testées pour chaque programme thermique (P1 et P2).

Les mesures de la capacité thermique sont effectuées sur trois éprouvettes la première compactée du côté sec de la courbe de compactage, la seconde à l'optimum Proctor et la

troisième du côté humide et les sollicitations thermiques sont appliquées selon le programme P3.

Les résultats montrent que le chauffage des éprouvettes augmente les paramètres thermiques du limon (*Figure 3. 5* et *Figure 3. 6*). Ces résultats confirment les tendances obtenues dans la partie 3.2.2. Les mesures de la conductivité thermique après 60 cycles dans les deux programmes P1 et P2 montrent que la conductivité thermique λ_{PL} à 20 °C mesurée en M3 est inférieure à λ_{PL} à 50 °C mesurée en M2. Mais, elle est légèrement supérieure à la conductivité thermique λ_{PL} à 20 °C mesurée au début des cycles (M1) malgré la diminution de la teneur en eau des éprouvettes après les cycles (*Figure 3. 5*). Cette différence peut être due au changement de la structure du sol après les cycles thermiques. Quelle que soit la durée d'application des cycles thermiques (programme P1 ou P2), l'évolution du λ du sol compacté suit la même tendance.

Les résultats de mesures de la capacité thermique réalisées lors des premiers paliers (M1 et M2) et à la fin du programme (M3) sont comparés avec les données obtenues à 20 °C sur la *Figure 3. 6*. Une augmentation de C à 50 °C est obtenue. Les mesures finales de C à 20 °C (M3) donnent les mêmes résultats qu'au début des cycles (M1). Une bonne réversibilité du comportement est donc observée.

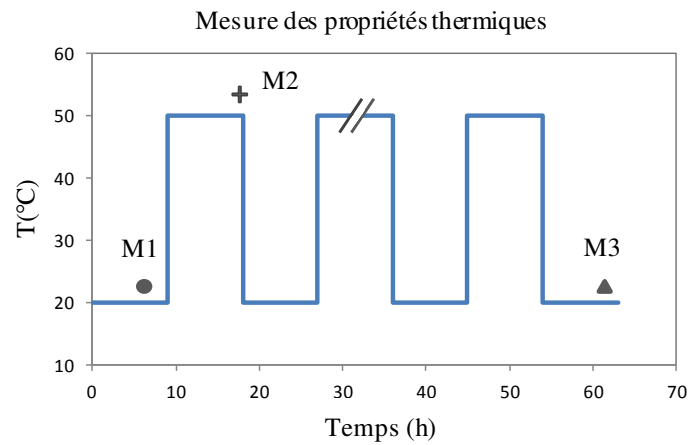


Figure 3.4 : Points de mesures des propriétés thermiques en fonction des cycles de températures appliqués sur le limon de Plaisir.

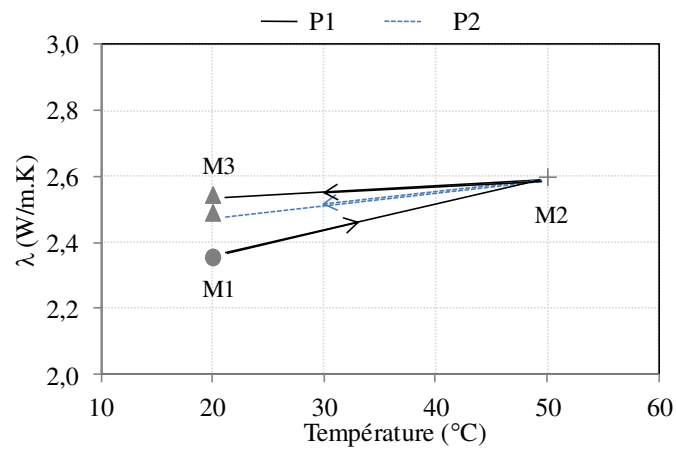


Figure 3.5: Effet de chauffage et des cycles thermiques sur la conductivité thermique du limon de Plaisir (P1, P2).

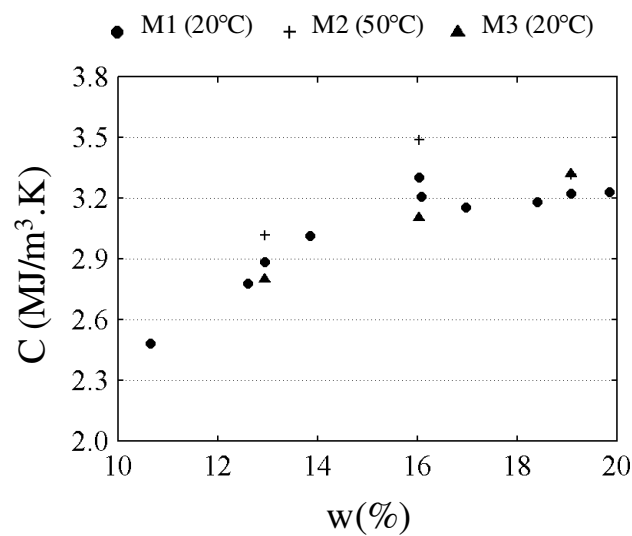


Figure 3.6 : Effet du cycle thermique P3 sur la capacité thermique volumique du limon de Plaisir.

3.2.4 Evolution de la température dans les éprouvettes

Des sondes thermiques PT100 ont été installées dans les éprouvettes afin de suivre l'évolution de la température (*Figure 3. 7*).

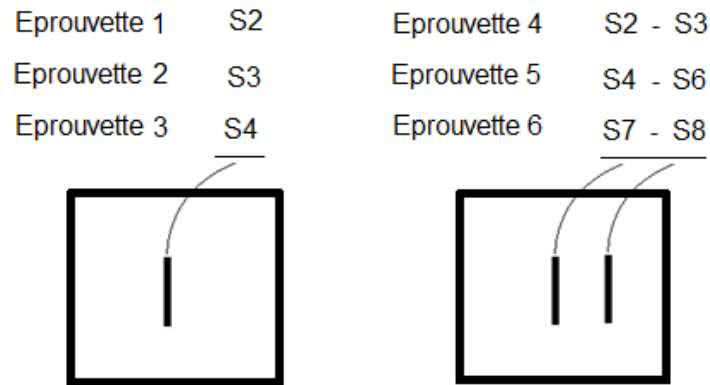


Figure 3. 7 : Positionnement des sondes dans les éprouvettes.

Dans les deux programmes thermiques P1 et P2, l'enregistrement des profils de température est effectué continuellement. Pour le contrôle de la température de consigne, une sonde thermique (S5) a été placée à l'intérieure de l'enceinte climatique.

Dans le Tableau 3. 2, la densité initiale et la teneur en eau avant et après les cycles thermiques sont présentés.

Tableau 3. 2 : Paramètres des éprouvettes avant et après les cycles thermiques

Programme	Eprouvette	sonde	ρ_d (Mg/m ³)	w(%) - avant cycles	w(%) - après cycles
P1	1	S2	1,78	16,64	10,97
	2	S3	1,78	16,62	11,60
	3	S4	1,79	16,41	12,15
P2	4	S2-S3	1,80	16,56	14,40
	5	S4-S6	1,79	16,18	14,60
	6	S7-S8	1,80	16,43	15,04

Les variations thermiques appliquées et les profils de température obtenus sont présentés dans les *Figure 3. 8* et *Figure 3. 9* pour les deux programmes P1 et P2.

La superposition des profils de température du 1^{er} et du dernier cycle dans les deux programmes P1 et P2 est faite dans les *Figure 3. 10* et *Figure 3. 11*.

Effet de la température et des cycles thermiques sur les paramètres thermiques et mécaniques des sols fins

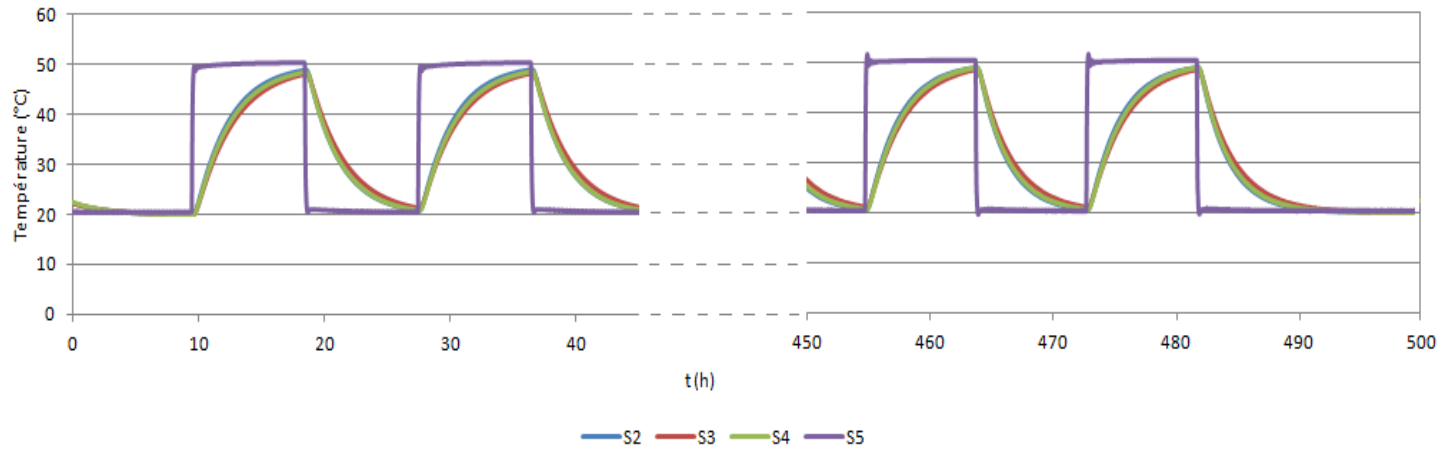


Figure 3.8 : Profils de température dans les éprouvettes et la température de consigne S5 (Programme P1).

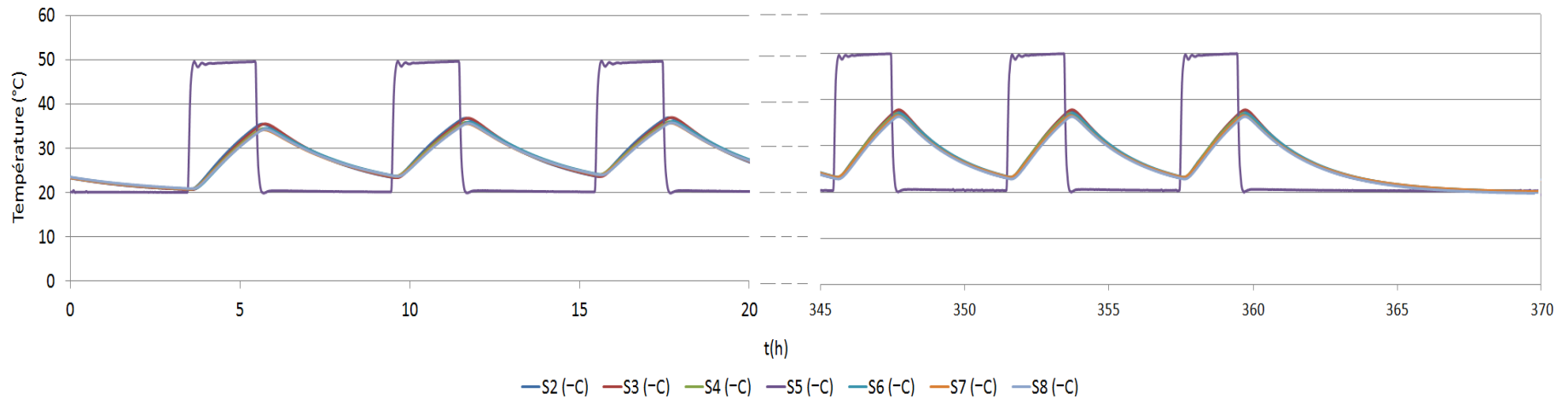


Figure 3.9 : Profils de température dans les éprouvettes et la température de consigne S5 (Programme P2).

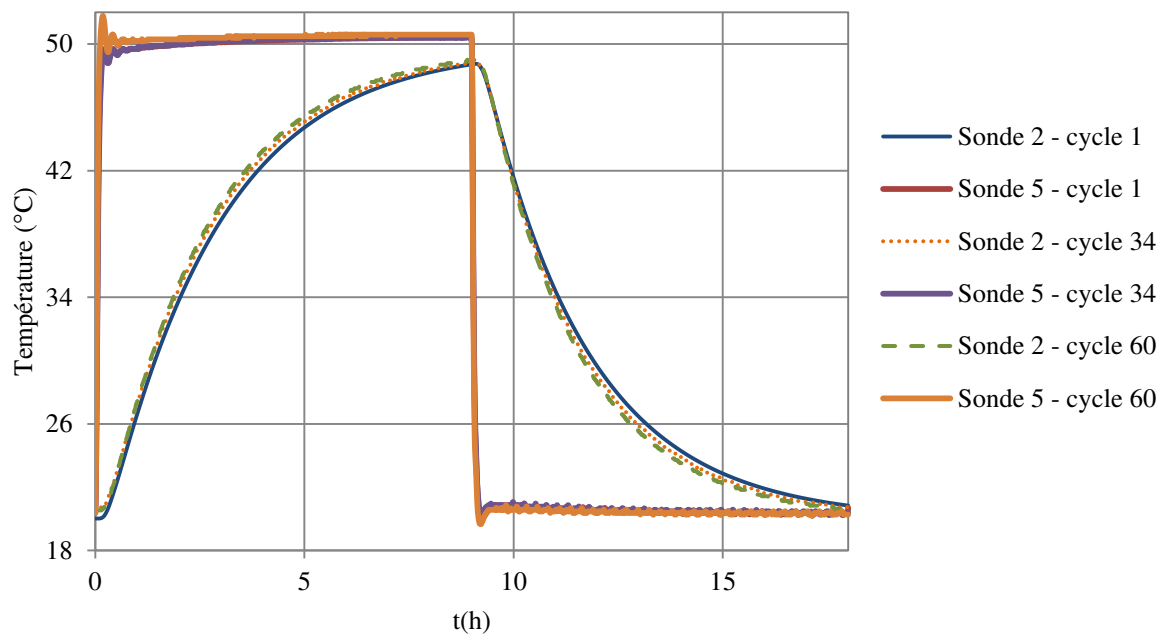


Figure 3. 10 : Superposition des profils de température mesurés dans l'enceinte (sonde S5) et au centre de l'éprouvette 1 (sonde S2) au cours du 1^{er}, 34^e et 60^e cycle de chauffage/refroidissement (Programme P1).

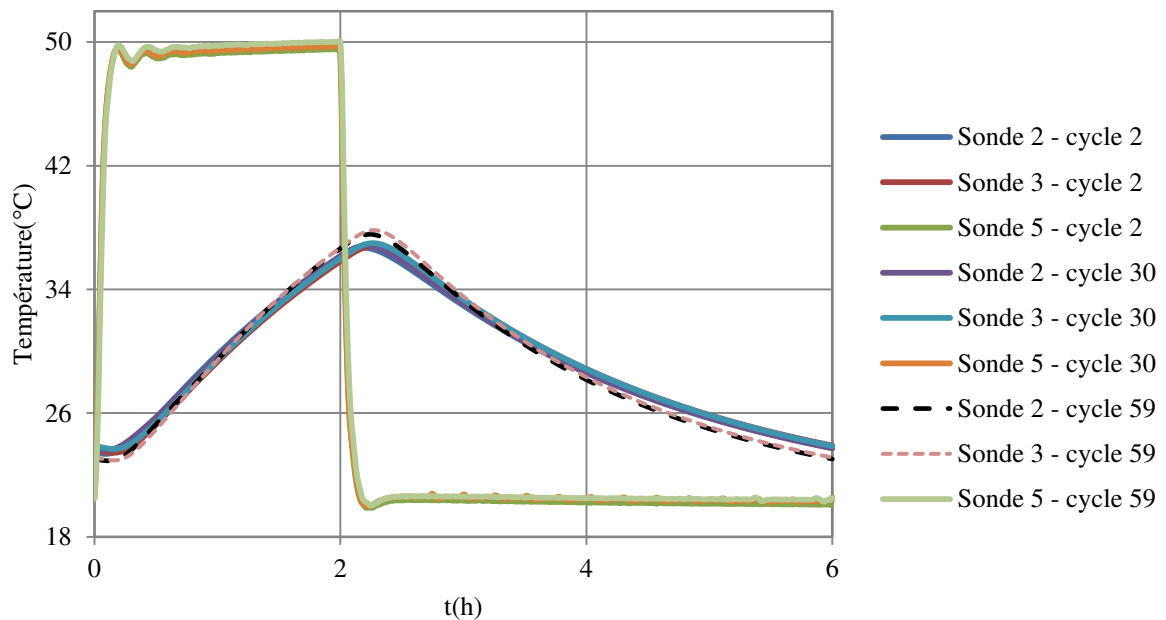


Figure 3. 11 : Superposition des profils de température mesurés dans l'enceinte (sonde S5) et au centre de l'éprouvette 1 (sonde S2) au cours du 1^{er}, 34^e et 59^e cycle de chauffage/refroidissement (Programme P2).

Dans les Figure 3. 10 et Figure 3. 11, l'amplitude de la température dans le dernier cycle a augmenté par rapport au premier cycle. Cette augmentation est clairement remarquée dans le programme P2 (2h chauffage - 4 h refroidissement). Ce résultat montre l'augmentation de la conductivité thermique dans les éprouvettes après 60 cycles de chauffage-refroidissement (partie 3.3.2).

Dans le programme P1 (9h chauffage – 9h refroidissement) l'équilibre est atteint après 9h de chauffage (Figure 3. 10). La diminution de la température dans les éprouvettes est observée directement après l'application de la température de consigne (20°C). Cela montre que la température est homogène dans l'ensemble des éprouvettes et l'application de la température de consigne (20°C) provoque un gradient thermique et par conséquent un flux de chaleur de l'éprouvette vers l'extérieure.

Dans le programme P2 (2h chauffage – 4h refroidissement), le maximum de la température (37°C) est atteint environ 15 min après l'application de la température de consigne (20°C) (Figure 3. 11). Le régime permanent n'est pas atteint dans l'éprouvette et l'application d'un gradient thermique provoque un flux de chaleur vers l'extérieur et la température du centre continue à augmenter jusqu'à atteindre un équilibre thermique. Cela justifie le déphasage entre le moment de l'application de la température de consigne et le début de déchargement thermique des éprouvettes.

3.2.5 Synthèse des résultats

L'effet couplé de la masse volumique sèche et de la teneur en eau, ainsi que de la température sur la conductivité thermique, la capacité thermique volumique et de la diffusivité thermique de PL et S+I de granulométrie et de minéralogies variées sont étudiés. L'effet des propriétés de compactage sur les paramètres thermiques des sols compactés est étudié en réalisant des mesures au conductimètre thermique sur des éprouvettes préparées en différents points de la courbe Proctor normal.

Les résultats montrent que la conductivité thermique des matériaux augmente du côté sec de la courbe de compactage sous l'effet cumulé de l'augmentation de la teneur en eau et de la masse volumique sèche des éprouvettes. Une valeur maximale de la conductivité thermique est atteinte à proximité de l'optimum pour tous les matériaux étudiés. Du côté humide de la courbe de compactage, les évolutions divergent en fonction de la minéralogie du matériau. Les matériaux siliceux voient leur conductivité thermique diminuer tandis que pour les matériaux silicatés, λ reste quasiment à son niveau maximal. Cette différence d'évolution

s'explique par les différences de conductivité thermique des minéraux constitutifs des matériaux.

L'étude montre également que, pour une énergie de compactage identique, la conductivité thermique des sols compactés évolue fortement en fonction de leur masse volumique sèche et de leur teneur en eau mais également de leur minéralogie. En revanche, la gamme de variation de la capacité thermique volumique est du même ordre de grandeur quel que soit le matériau étudié.

L'effet de la température sur les propriétés thermiques est étudié dans un intervalle de 1°C à 50°C pour des éprouvettes fabriquées à partir d'un mélange de sable et de matériau illitique et les résultats sont comparés avec le matériau illitique. L'augmentation des propriétés thermiques avec l'augmentation de la température est particulièrement visible pour les températures les plus importantes. Cette évolution pourrait s'expliquer par l'augmentation de la conductivité thermique des composants et la dilatation des particules avec l'augmentation de la température, qui entraîne une augmentation de contact entre les particules. De plus, une augmentation plus importante est mesurée pour les éprouvettes compactées du côté sec de la courbe de compactage. Cette différence en fonction de la teneur en eau des matériaux peut s'expliquer par des mouvements de la phase vapeur à travers la porosité ouverte du sol.

L'effet des cycles thermiques sur les propriétés thermiques est étudié sur le limon de Plaisir. Les résultats montrent que l'effet de la température sur les propriétés thermiques est réversible après plusieurs cycles de chauffage – refroidissement. Quelle que soit la durée d'application des cycles thermiques (ici jusqu'à 60 cycles), l'amplitude de variation de la conductivité thermique est la même.

Pour le programme thermique P1, le régime permanent est atteint après 9h aussi bien pour le chauffage que pour le refroidissement, et ce, sous le même gradient thermique. Ce qui veut dire que la même quantité de chaleur stockée pendant 9 heures de chauffage a été réutilisée après 9h de refroidissement avec un coefficient de transfert thermique égal à 2,3 (W/m² °C). Par contre dans le programme P2, après 2h de chauffage sous un gradient thermique de $\Delta T = 30^\circ\text{C}$, la température atteinte de 37°C dans les éprouvettes correspond à un coefficient de transfert thermique égal à 5,1 (W/m² °C). En appliquant une température de 20 °C sur les éprouvettes chauffées à 37°C ce qui correspond à un ΔT de 17 °C, l'énergie stockée est déstockée après 4 heures de refroidissement avec un coefficient de transfert égal à 3,9 (w/m² °C). On peut donc conclure à l'échelle de l'éprouvette que le coefficient de transfert

thermique est directement fonction du chemin thermique appliqué : la quantité d'énergie stockée dans le même volume, le gradient thermique et la durée d'application.

L'augmentation de la conductivité thermique après des cycles de chauffage-refroidissement a augmenté l'amplitude de la température dans le sol pour le même gradient thermique appliqué.

Les sols compactés du côté humide de l'optimum Proctor ont une bonne habilité à stocker la chaleur : une capacité thermique maximale et une conductivité thermique optimale assurant un bon échange entre le sol et les circuits géothermiques.

3.3 Effet des cycles thermiques sur la résistance à la compression R_c du limon de Plaisir

Outre les sollicitations mécaniques et hydriques, un ouvrage en sol compacté utilisé pour le stockage de chaleur est soumis à des variations cycliques de température. Il est donc important de connaître l'effet des sollicitations thermiques cycliques sur sa capacité portante.

Les essais de compression simple réalisés à 20°C sur les éprouvettes du limon de Plaisir préparées à différentes teneurs en eau de 14,5% à 16,3% et une masse volumique sèche de 1,79 Mg/cm³ (99 % de OPN) (chapitre 2, partie 2.3.3) sont rappelés ici. Les résultats obtenus montrent que la résistance à la compression (R_c) des éprouvettes diminue avec l'augmentation de la teneur en eau. Une diminution de R_c de 37% pour une augmentation de 1,65 % est obtenue.

3.3.1 Méthodes

Des éprouvettes préparées à des teneurs en eau de $15,5 \pm 0,2$ % et à une masse volumique sèche de $1,79 \pm 0,01$ Mg/cm³ ont été préparées et soumises aux programmes thermiques P1 et P2 décrits en partie 3.2.6. Les essais de compression simple sont réalisés sur les éprouvettes après application des cycles thermiques.

3.3.2 Résultats

Les résultats des essais réalisés à la fin du programme P1 et P2 sont comparés avec les données obtenues à 20 °C (chapitre 2) en *Figure 3. 12*.

Tableau 3. 3 : Récapitulatif des paramètres des éprouvettes et des résultats de l'essai de compression simple après les cycles thermiques

Programme	N°	$w_{initiale}(\%)$	$w_{finale}(\%)$	$\rho_d(\text{Mg/m}^3)$	$R_c(\text{kPa})$
P1	1	16,3	15,32	1,78	213
	2		15,48	1,78	207
	3		15,51	1,78	193
P2	4	16,3	15,55	1,80	203
	5		15,76	1,80	179

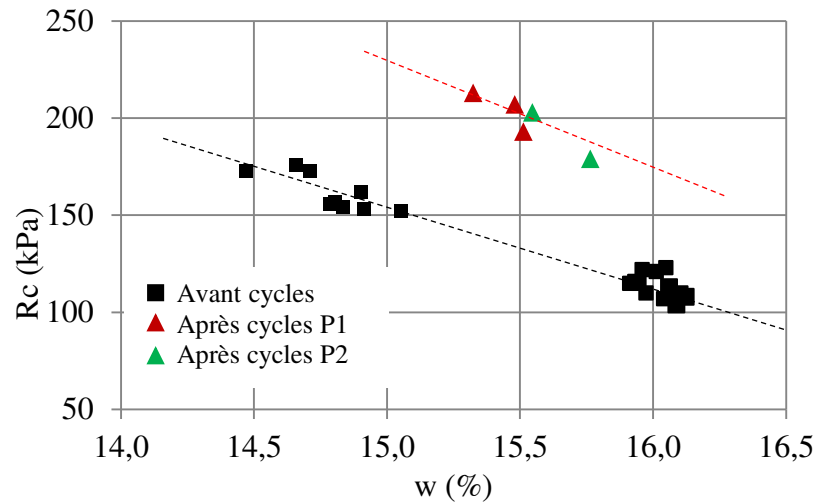


Figure 3. 12 : Résistance à la compression avant et après l'application des cycles thermiques.

Si on considère que la variation de la résistance à la compression avec la teneur en eau est linéaire, la résistance des éprouvettes à 15,5% avant application des cycles thermiques serait de 140 kPa. Après l'application des cycles thermiques, les mesures montrent que la résistance à la compression des éprouvettes pour une teneur en eau de 15,5% est de 200 kPa (Figure 3. 12). Cela signifie que le matériau a subi une rigidification. En comparant P1 et P2, les résistances à la compression des éprouvettes atteignent le même niveau malgré une différence dans la durée de l'application des cycles.

3.3.3 Discussion

La rigidification du sol pourrait être liée au chemin d'hydratation des éprouvettes. Les cycles de chauffage-refroidissement pourraient augmenter la succion dans le sol par voie de séchage tant dis que l'humidification du sol provoque une diminution de sa succion.

En conclusion, la rigidification du limon de Plaisir après des cycles thermiques pourrait être liée à l'augmentation de la succion dans le sol par voie de séchage.

3.4 Effet de la température sur les paramètres pressiométriques du limon de Plaisir

Pour mesurer l'effet de l'augmentation monotone et cyclique de la température sur les paramètres pressiométriques du sol, des essais à l'échelle décimétrique sont menés dans une cuve thermo-régulée cylindrique de 600 mm de diamètre et de 800 mm de hauteur. La réalisation d'essais en modèle réduit suppose l'application d'un protocole rigoureux.

La partie 3.4.1 présente le choix des conditions de compactage, la méthode de remplissage de la cuve et l'application de la sollicitation thermique. Le principe de l'essai pressiométrique est décrit dans la partie 3.4.2. La partie 3.4.3 présente les résultats des essais.

3.4.1 Préparation du massif compacté

3.4.1.1 Choix des conditions initiales

Les conditions initiales de remplissage sont choisies en cherchant un compromis entre la résistance mécanique et la performance thermique du matériau. Pour obtenir une bonne résistance du sol permettant de supporter la circulation des engins sur chantier, l'indice de portance immédiat minimal $IPI = 7$ est respecté (chapitre 2).

Pour obtenir une bonne performance de stockage thermique, le matériau doit avoir une bonne capacité thermique et une conductivité thermique optimale permettant un bon échange thermique entre le massif du stockage et le circuit géothermique. L'évolution des paramètres thermiques du limon de Plaisir en fonction des paramètres de compactage (chapitre 2) a montré que la capacité thermique augmente du côté sec de la courbe de compactage et atteint un palier en dépassant l'optimum Proctor. La conductivité thermique augmente du côté sec de la courbe de compactage et atteint un maximum à l'optimum, et ensuite elle diminue sur le côté humide.

En se basant sur les paramètres mécaniques et thermiques du limon, une teneur en eau de 16,3 % et une masse volumique sèche de $1,79 \text{ Mg/m}^3$ sont choisis pour le remplissage de la cuve.

3.4.1.2 Compactage du matériau

La cuve est remplie par compactage dynamique de 11 couches successives de 70 mm d'épaisseur (Figure 3. 13 et Figure 3. 14). Le nombre de couche est choisi de façon à obtenir une densité homogène dans l'ensemble de la cuve. Cette méthodologie de remplissage a été vérifiée et validée par Eslami (2014).

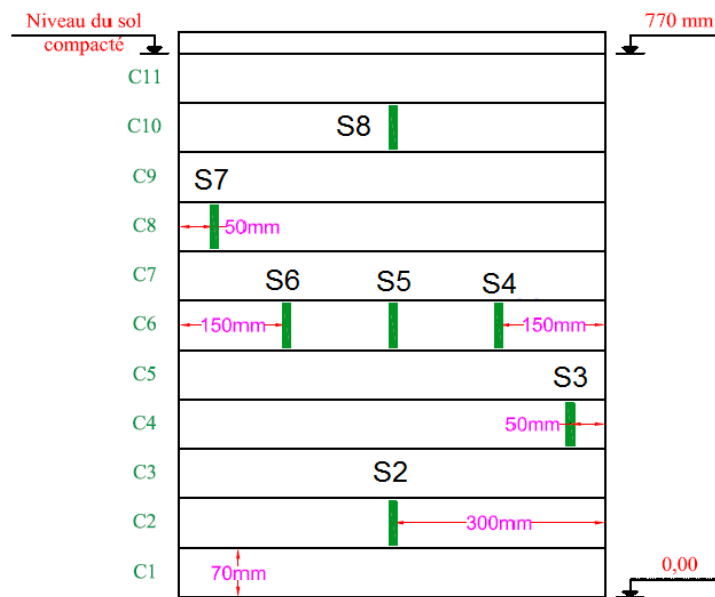


Figure 3. 13 : Couches et emplacement des sondes thermiques dans la cuve.

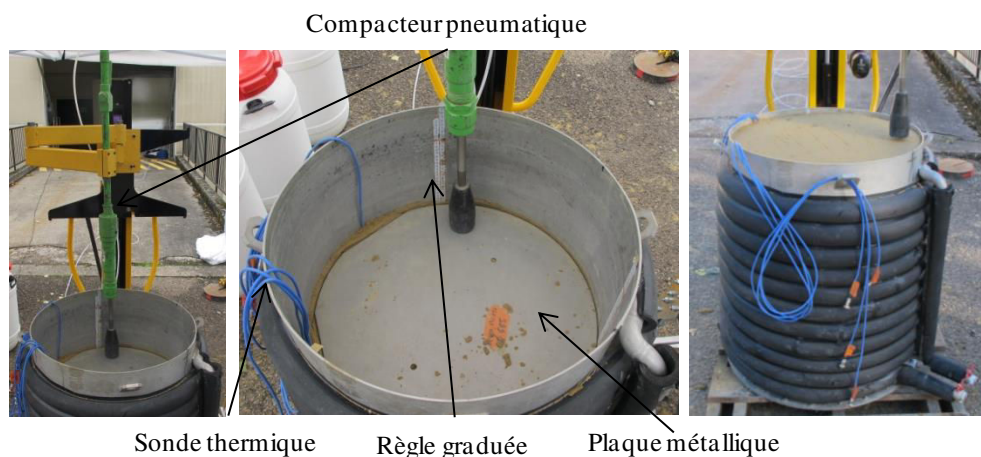


Figure 3. 14 : Remplissage, compactage et instrumentation de la cuve thermo-régulée.

Au fur et à mesure du remplissage, des sondes thermiques PT 100 sont installées dans différents endroits de la cuve permettant de suivre l'évolution de la température dans le sol. Les emplacements des sondes nommées S2 à S8 et le nombre des couches nommées C1 à C11 sont montrés dans la Figure 3. 13. La Figure 3. 14 montre les différents dispositifs utilisés pour le remplissage de la cuve comprenant le compacteur dynamique pneumatique, la plaque métallique rigide qui répartie l'effort appliqué par le compacteur et les règles graduées qui permettent de mesurer la hauteur des couches.

3.4.1.3 Application des sollicitations thermiques

Une fois remplie, la cuve est rendue étanche afin de limiter la variation de la teneur en eau. Pour limiter les pertes de chaleur, une isolation thermique est faite à l'aide d'une boîte en polystyrène extrudé de 40 mm (Figure 3. 15a). La cuve est reliée à un thermorégulateur permettant d'appliquer la sollicitation thermique via une eau glycolée circulant dans le tube en inox encerclant la cuve (Figure 3. 15b). Les spécifications techniques du thermorégulateur sont résumées dans le Tableau 3. 4.

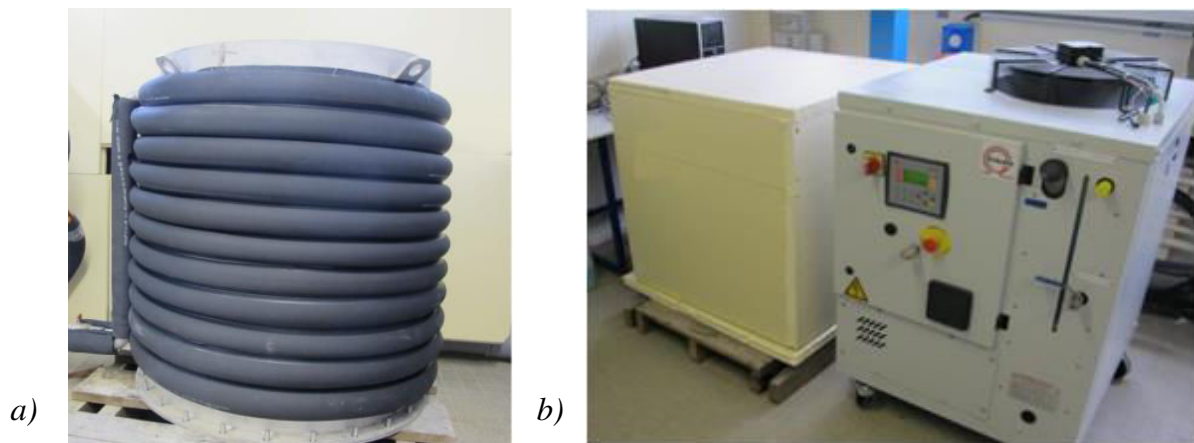


Figure 3. 15 : Cuve thermo-régulée (a), et thermorégulateur relié à la cuve placée dans une boîte en polystyrène (b).

Tableau 3. 4 : Spécifications techniques du thermorégulateur Vulcatherm®

Fluide caloporteur	Eau + MEG à 55%
Températures limites de sortie fluide	-20 à 90 °C
Puissance de chauffage	6 kW (+5/-10%)
Puissance de refroidissement	Au débit nominal, avec une température d'air de condensation à 32°C maxi et sortie d'eau glycolée à 0° C : 6 kW (+5/-10%). (3,8 kW à -10°C)
Température ambiante admissible	15 à 32 °C
Débit nominal	0,9 m ³ /h
Débit maximal	1,8 m ³ /h

Méthodes suivies

Deux programmes thermiques ont été appliqués sur deux cuves préparées dans les mêmes conditions (Tableau 3. 5) :

- *Programme P4* : 3 cycles de chauffage-refroidissement entre 20 et 50°C. Le régime permanent est atteint dans ce programme (durée totale : 1 semaine).

- *Programme P5*: 24h de chauffage et 24h de refroidissement entre 20 et 50°C pendant 12 cycles (durée totale de 24 jours). Le régime permanent n'est pas recherché.

Tableau 3. 5 : Programme d'essai dans la cuve

Programme	Palier 1		Palier 2		Nb cycles
	T°C	temps	T°C	Temps	
P4	20	Jusqu'à l'établissement	50	Jusqu'à l'établissement	3
P5	20	24 h	50	24 h	12

L'évolution de la température au sein de la cuve est suivie continuellement en 7 points différents (Figure 3. 13). Les profils de température enregistrés en continuité permettent de voir l'évolution de la température en fonction des paramètres de l'espace et du temps.

L'effet de la variation monotone et cyclique de la température sur les paramètres pressiométriques est étudié dans les deux programmes appliqués. Six essais pressiométriques sont effectués dans la cuve pour chaque programme : 2 essais à 20°C, 2 essais à 50°C directement après le premier chauffage de la cuve et 2 essais à 20°C après application des cycles de chauffage-refroidissement. L'étalonnage de la sonde pressiométrique à 50°C a été effectué dans l'enceinte climatique permettant de tracer la courbe de la résistance propre de celle-ci. On montre dans la *Figure 3. 16* l'emplacement des essais pressiométriques.

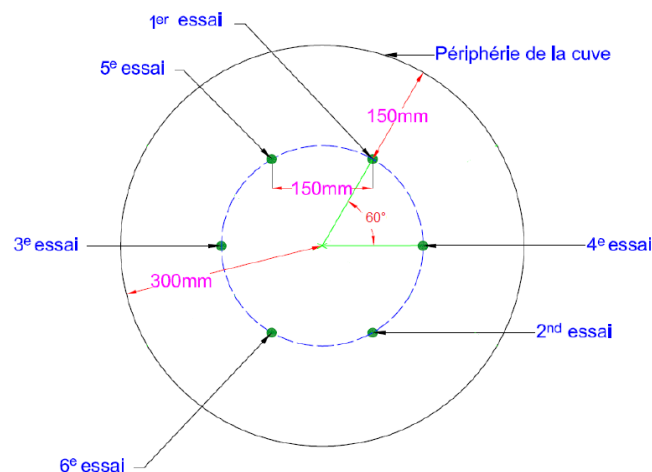


Figure 3. 16 : Position des 6 essais dans la cuve.

Six carottages de 28 mm de diamètre et de 630 mm de profondeur sont réalisés à l'aide d'un carottier (Figure 3. 17). Les carottes sont découpées en échantillons de 50 mm de long afin de déterminer la teneur en eau et la masse volumique sèche du matériau en fonction de la profondeur.

Le schéma de l'ensemble du matériel utilisé pour la réalisation d'un essai pressiométrique et l'acquisition de la température dans les différents emplacements de la cuve est présenté en Figure 3. 17.

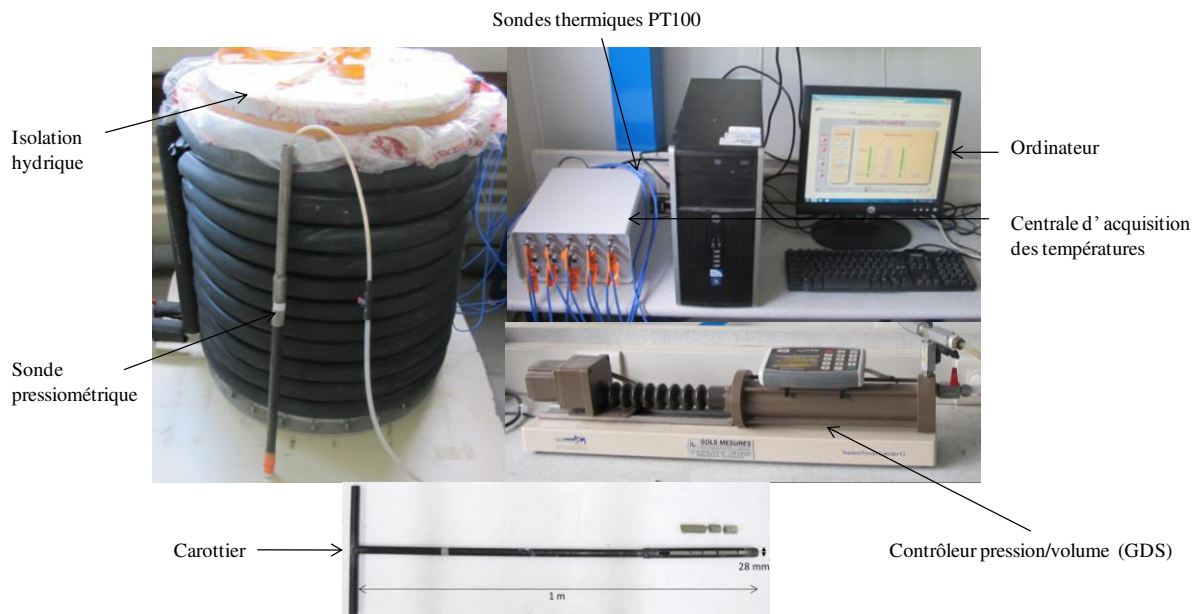


Figure 3. 17 : Schéma de l'ensemble du matériel utilisé pour la réalisation d'un l'essai mini-pressiométrique et l'acquisition des températures dans les différents emplacements de la cuve.

3.4.2 Principe de l'essai mini pressiométrique

L'essai mini pressiométrique consiste à dilater radialement une sonde équipée d'une membrane dans un forage réalisé préalablement. Des paliers de pressions (p_r) croissants par pas de 25 kPa sont appliqués (Figure 3. 18) (AFNOR, 2000; ASTM, 1999). Les spécifications techniques du contrôleur pression/volume utilisé dans cette étude pour appliquer les paliers de pressions sont résumées dans le Tableau 3. 6.

Tableau 3. 6 : Spécifications techniques du contrôleur pression/volume : modèle standard type 2 GDS Instruments®.

Gamme de pression	0-3000 kPa
Capacité de volume (nominale)	200 cm ³
Résolution de mesure de pression	1kPa
Résolution de mesure de volume	1 mm ³
Précision de mesure de pression	$\leq 0,15\% \times 3000 \text{ kPa} : 4,5 \text{ kPa}$

Précision de mesure de volume	$\leq 0,25\%$ Volume mesurée $\pm 30 \text{ mm}^3$
Contrôles en boucle fermée	régulation à $\pm 1 \text{ kPa}$ et à $\pm 1 \text{ mm}^3$

Pour chaque palier on mesure le temps nécessaire pour atteindre la pression ciblée. Le temps préconisé par la norme PR NF EN ISO 22476-4 (AFNOR, 2012) est de 1 min. Après avoir atteint la pression appliquée, trois mesures de volumes d'eau injectée dans la sonde sont effectuées : à $\Delta t = 0 \text{ s}$, $\Delta t = 30 \text{ s}$ et $\Delta t = 60 \text{ s}$. Enfin, ces mesures permettent de tracer la courbe du fluage $\Delta V^{60/30} = f(p)$ et la courbe pressiométrique $V^{60} = f(p_r)$ à partir desquelles les paramètres pressiométriques tels que le module pressiométrique (E), la pression du fluage (Pf) et la pression limite (Pl) peuvent être calculés. Les valeurs des pressions et des volumes utilisées pour tracer la courbe du fluage et la courbe pressiométrique sont corrigées à partir des valeurs brutes mesurées selon les méthodes présentées dans les parties suivantes.

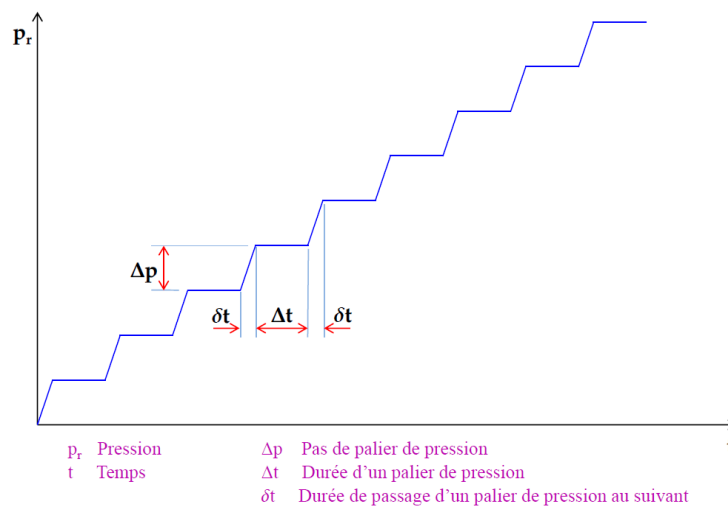


Figure 3. 18 : Paliers de pressions appliquées pendant un essai pressiométrique.

3.4.2.1 Correction des valeurs de pression et de volume

La résistance de la sonde, sa déformation et la déformation des tuyaux induisent des erreurs dans la mesure des pressions et des volumes. La correction de valeurs brutes mesurées est nécessaire.

Correction de la pression, essai d'étalonnage de la résistance propre de la membrane :

La détermination de la résistance propre de la sonde consiste à faire un essai à vide et dans les mêmes conditions de la réalisation de l'essai dans la cuve (même température). L'essai à vide permet de tracer la variation de la pression appliquée en fonction du volume d'eau injecté (Figure 3. 19). Cette figure permet de corriger les pressions brutes mesurées lors de l'essai dans la cuve. Pour les essais réalisés à 50 °C, l'essai d'étalonnage de la sonde est effectué dans l'enceinte climatique à 50°C.

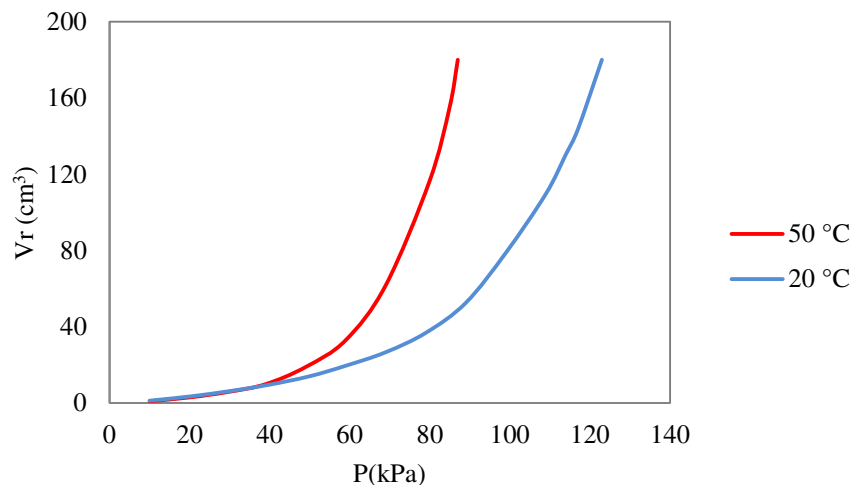


Figure 3. 19 : Courbes types de la résistance propre de la sonde (étalonnage).

Correction du volume, essai d'étalonnage de la dilatation propre de l'appareillage :

La dilatation propre de l'appareillage est étalonnée en effectuant un essai dans un tube rigide pour empêcher la dilatation de la sonde. La courbe pression-volume $V_r = f(p_r)$ tracée dans cet essai permet de corriger le volume dissipé par l'appareillage pendant l'essai. La partie linéaire de la courbe correspond à la mise en contact de la sonde avec le tube, elle permet de calculer V_c et le coefficient de dilatation a (Figure 3. 20). Le volume perdu dans l'appareillage peut être exprimé en fonction de la pression avec la relation suivant : $V_r = V_c + a.P_r$

V_c et a sont respectivement le volume à l'origine et la pente de la partie linéaire de la courbe $V_r = f(p_r)$. Le volume corrigé ensuite est calculé par la relation suivante :

$$V_{\text{corrigé}} = V_{\text{brut}} - a . P_{\text{brut}}$$

La valeur de V_c permet de calculer le volume initial de la sonde pressiométrique.

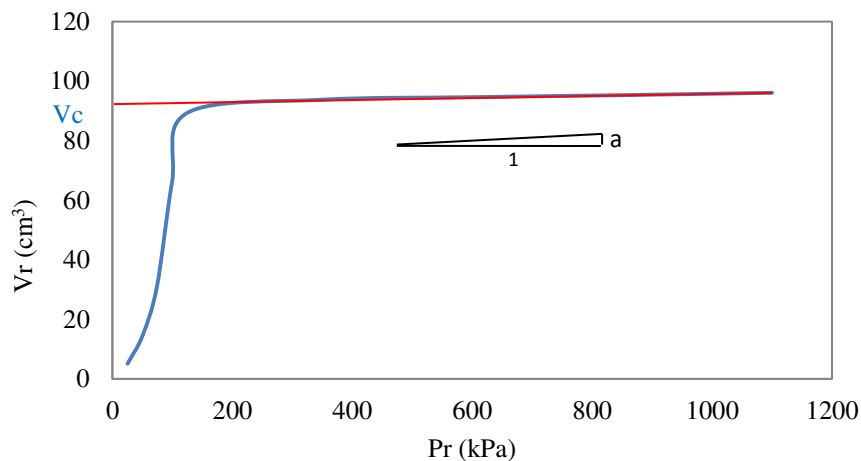


Figure 3. 20 : Courbe type d'étalonnage de la dilatation propre de l'appareillage.

3.4.2.2 Traitement des résultats des essais mini-pressiométriques

Après avoir corrigé les pressions et les volumes, on trace la courbe pressiométrique et la courbe de fluage corrigées (Figure 3. 21).

La courbe pressiométrique se compose de trois phases :

- Phases I - mise en contact entre la sonde et le sol. Le volume d'eau injectée dans la sonde et le rapport $V^{60/30}$ évoluent rapidement et le temps nécessaire pour atteindre la pression imposée est important.
- Phase II – comportement pseudo-élastique. La variation du volume en fonction de la pression est quasi-linéaire et le rapport $V^{60/30}$ présente une stabilité. Dans cette phase, le temps nécessaire pour atteindre l'équilibre est court. Cette partie permet de calculer le module pressiométrique du sol E .
- Phase III - déplacements importants du sol. Le volume d'eau injectée augmente et le sol se plastifie.

La courbe pressiométrique et la courbe de fluage permettent de calculer le module pressiométrique E , la pression de fluage Pf et la pression limite Pl .

Selon la norme NF P94-110-1 (AFNOR, 2000), le module pressiométrique représente la pente de la partie pseudo-élastique entre la pression p_1 et p_2 (Figure 3. 21), la pression de fluage est la limite entre la partie 2 et la partie 3 de la courbe de fluage et la pression limite est la pression qui correspond à un volume limite de la sonde V_L défini par:

$$V_L = V_s + 2V_I$$

Avec : V_s , le volume de la sonde au repos (Volume initial de la sonde) ; V_1 : volume correspondant au point du début de la phase pseudo-élastique (Figure 3. 21).

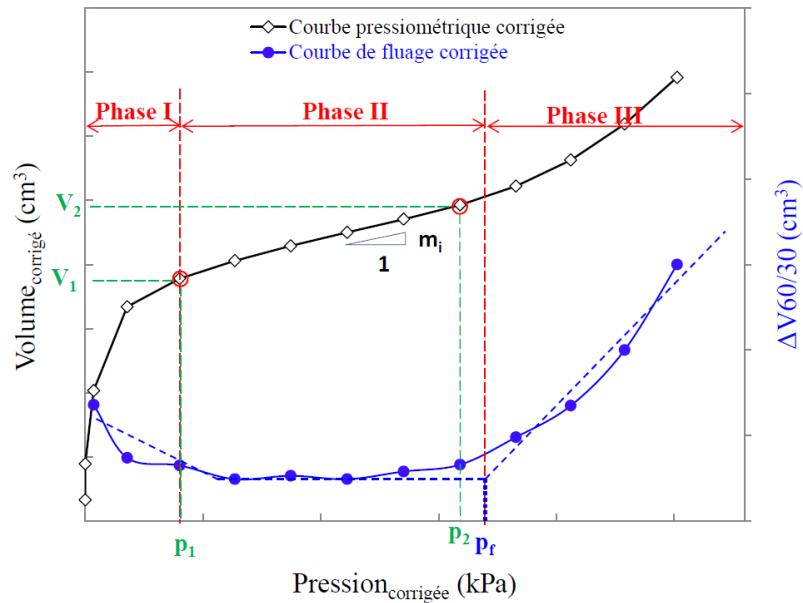


Figure 3. 21 : Courbe pressiométrique et courbe de fluage corrigées.

3.4.3 Résultats des essais

Les profils de densités et des teneurs en eau mesurés avant et après l'application des cycles thermiques dans les deux programmes thermiques (P4 et P5) sont représentés respectivement dans la Figure 3. 22 et la Figure 3. 23.

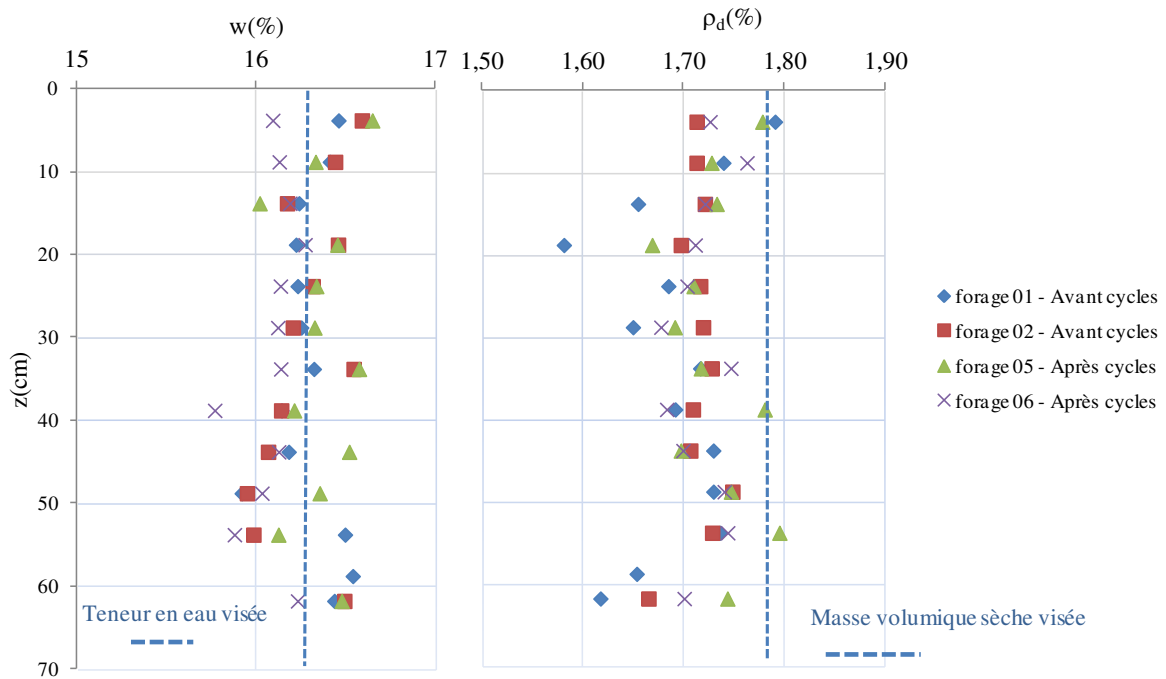


Figure 3. 22 : Teneurs en eau et masse volumiques sèches visées et mesurées Programme P4.

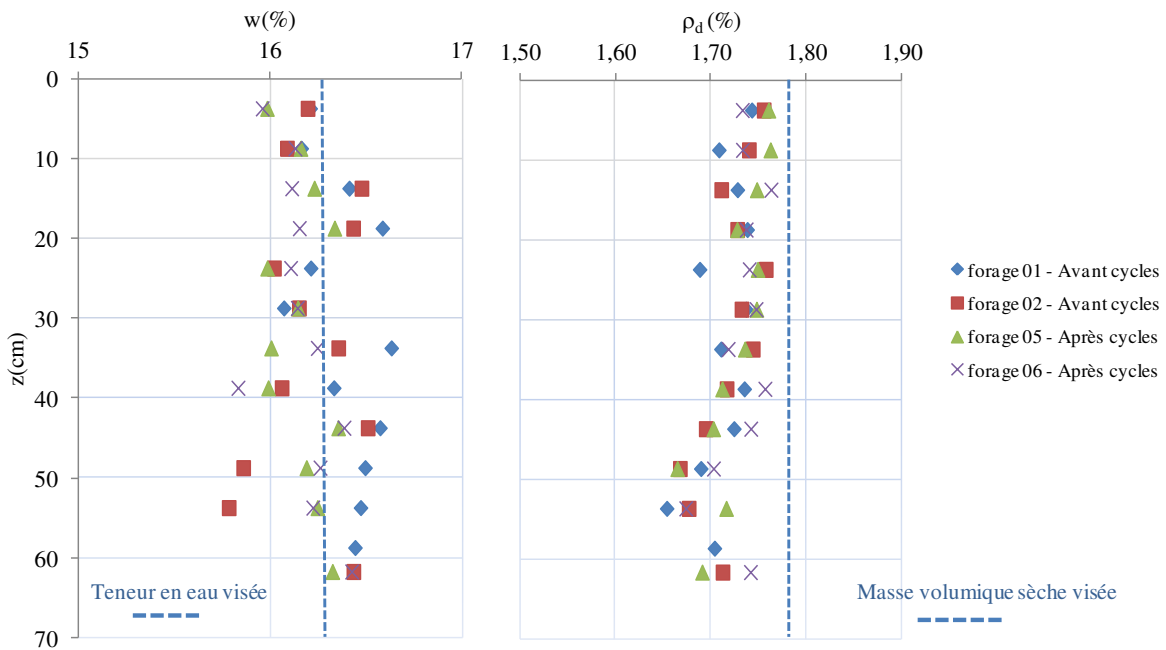


Figure 3. 23 : Teneurs en eau et masse volumiques sèches visées et mesurées Programme P5.

Les teneurs en eau et les masses volumiques sèches moyennes obtenues dans les programmes P4 et P5 sont : $w = 16,26 \pm 0,2 \%$ et $16,22 \pm 0,2 \%$ et $\rho_d = 1,71 \pm 0,04$ et $1,72 \pm 0,03 \text{ Mg/m}^3$, respectivement.

Les profils des teneurs en eau et des masses volumiques sèches montrent une homogénéité des valeurs sur la hauteur de la cuve. La teneur en eau visée de 16,3 % a bien été obtenue. La teneur en eau après cycles thermiques dans le massif du sol n'a pas changé ce qui montre l'efficacité de l'isolation hydrique mise en place. L'homogénéité des profils de la masse volumique sèche obtenus montre l'efficacité de la méthode de compactage utilisée pour le remplissage de la cuve. Ces résultats permettront de réduire l'erreur des essais pressiométriques réalisés dans le massif compacté.

Les profils de température enregistrés durant les cycles thermiques appliqués dans les programmes P4 et P5 sur le sol sont présentés dans la Figure 3. 25.

La Figure 3. 26 présente le profil de la température enregistré au centre de la cuve (sonde S5) pendant 12 cycles de chauffage – refroidissement.

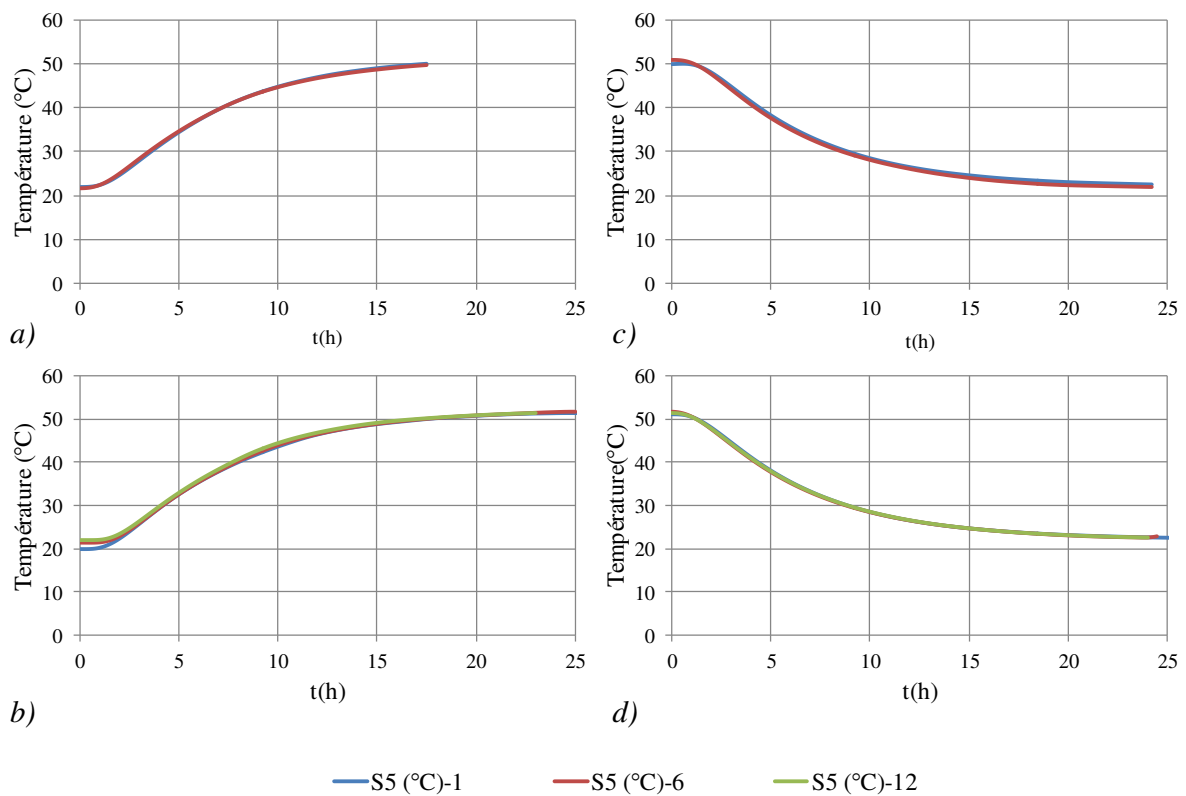


Figure 3. 24 : Profils de chauffage (a,b) et de refroidissement (c, d) au cours des cycles tels qu'enregistrés au centre de la cuve (sonde S5) : cycles 1 et 3 (a, c) programme P4, cycles 1, 6 et 12 (b, d) programme P5.

Effet de la température et des cycles thermiques sur les paramètres thermiques et mécaniques des sols fins

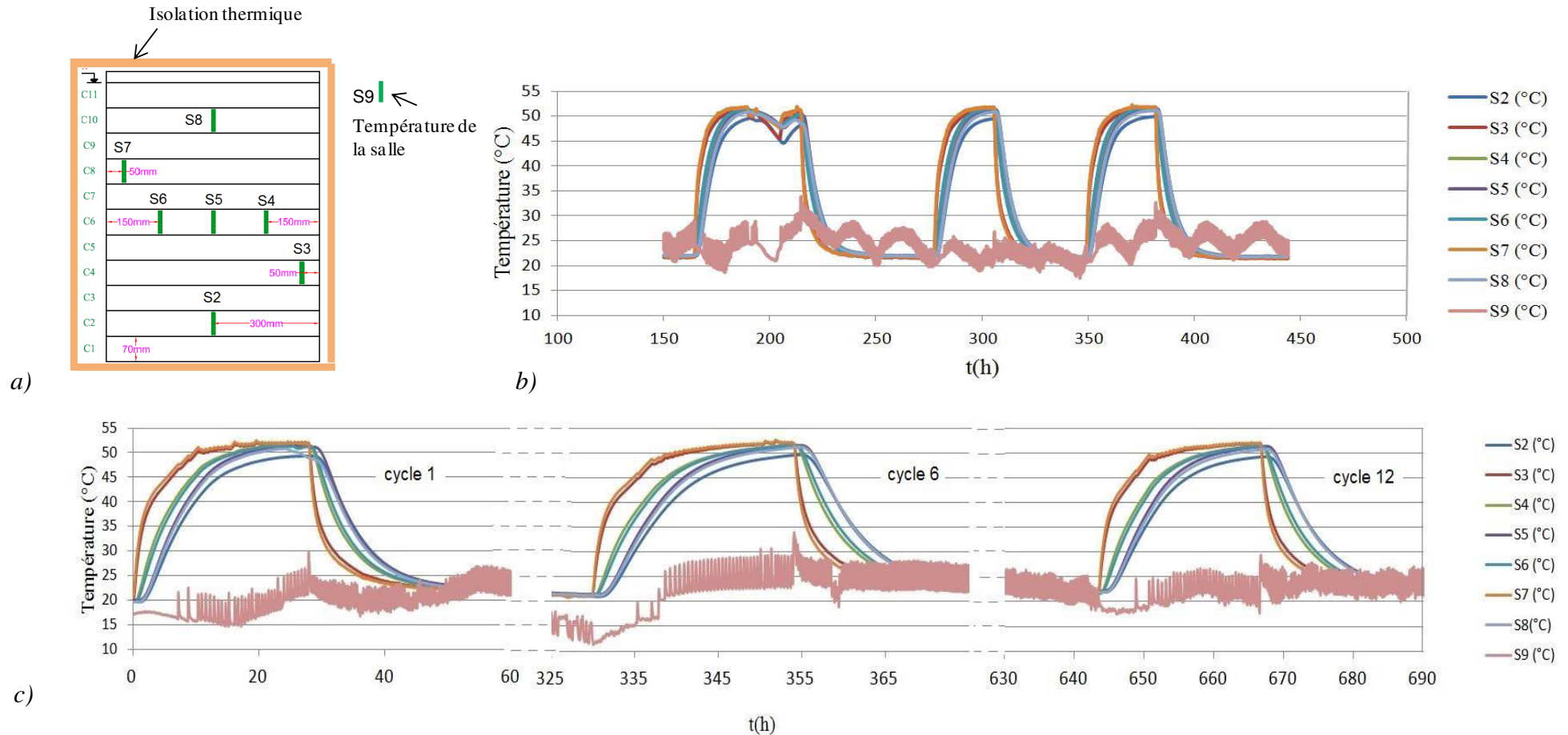


Figure 3. 25 : Profils de température obtenus dans la salle (sonde S9) et en différents points de la cuve (sondes S2 à S8 positionnées en a) lors du programme P4 (b) et du programme P5 (c).

Effet de la température et des cycles thermiques sur les paramètres thermiques et mécaniques des sols fins

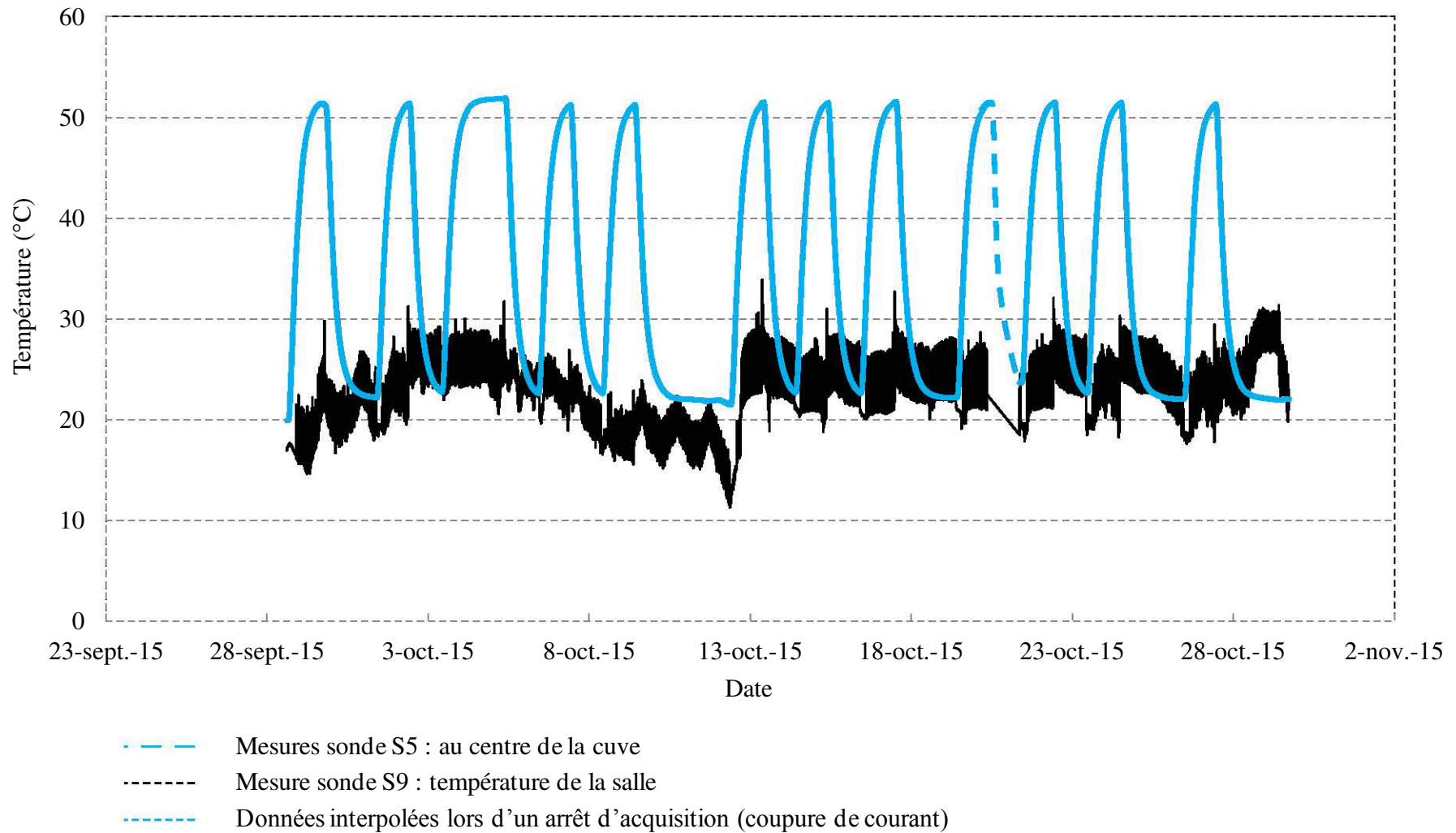


Figure 3. 26 : Profils de température obtenus dans la salle (sonde S9) et au centre de la cuve mesuré en sonde 5 pendant 12 cycles de chauffage – refroidissement (programme P5).

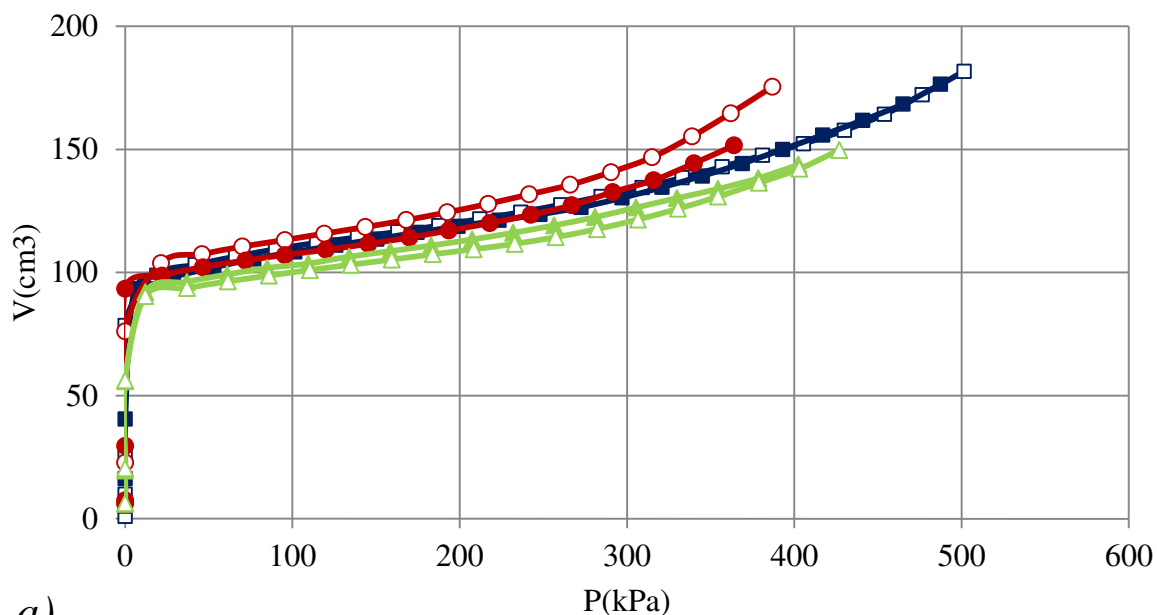
Effet de la température et des cycles thermiques sur les paramètres thermiques et mécaniques des sols fins

Les profils de températures dans la cuve montrent que la température du massif atteint l'équilibre après 24h de chauffage ou de refroidissement. La température de consigne pour le cas d'un chauffage (50°C) est atteinte dans différents endroits de la cuve sauf dans la partie inférieure (S2). Dans cette partie, la cuve est posée directement sur la plaque d'isolation (polystyrène), ce qui veut dire que la lame d'air entre la cuve et la boîte d'isolation est réduite. Par conséquent, des déperditions de chaleur auront lieu et empêcheront le sol d'atteindre la température de consigne.

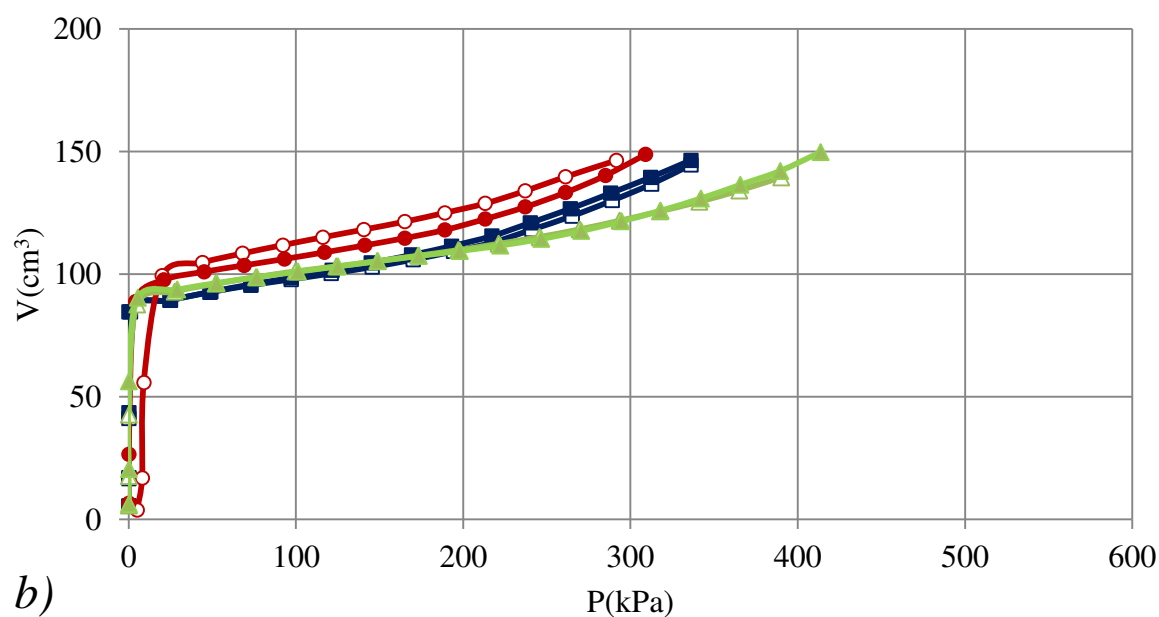
La vitesse de variation de la température est importante en s'approchant des bords de la cuve (S3 et S7) et elle diminue vers le centre de la cuve (S2, S5 et S8). Cela est dû au gradient thermique, plus le gradient thermique augmente plus le flux de chaleur augmente en provoquant une variation plus rapide de la température.

Les profils de chauffage et de refroidissement du 1^{er} et du dernier cycle se superposent dans les deux programmes appliqués. Après des cycles de chauffage et de refroidissement (3 cycles P4 et 12 cycles P5) entre 20 et 50°C, il n'y a pas de changement du comportement thermique à l'échelle de la cuve. Ce qui signifie qu'à cette échelle, les paramètres thermiques ne sont pas sensibles à 12 cycles thermiques d'une amplitude de 30°C.

Dans la Figure 3. 27 sont tracées les courbes pressiométriques montrant la variation du volume de la cellule pressiométrique en fonction de la pression appliquée.



a)



b)

- ■ *Mesures à 20 °C avant les cycles thermiques*
- ● *Mesures à 50 °C après le premier cycle*
- △ ▲ *Mesures à 20 °C après les cycles thermiques*

Figure 3. 27 : Courbes pressiométriques : a) programme P4, b) programme P5.

Le Tableau 3. 7 résume les résultats des essais mini-pressiométriques réalisés pour les deux programmes d'essais (P4 et P5) : 2 essais à 20 °C, 2 essais à 50 °C et 2 essais à 20 °C après les cycles de chauffage-refroidissement pour chaque programme.

Tableau 3. 7 : Récapitulatif des résultats de mesures pressiométriques pour les programmes P4 et P5.

Programme	N° d'essai	1	2	1	2	1	2
	T (°C)	20°C	20°C	50°C	50°C	20°C-Après cycles	20°C-Après cycles
P4	E(kPa)	5389	5178	4897	5457	5635	5858
	Pl(kPa)	657	591	517	480	648	535
	Pf(kPa)	278	280	220	218	270	250
P5	E(kPa)	4728	4098	4089	4600	5613	5778
	Pl(kPa)	455	480	467	450	622	518
	Pf(kPa)	180	170	200	195	295	270

Les résultats mini-pressiométriques obtenus montrent une bonne reproductibilité des essais. Cela confirme l'homogénéité du massif du sol. Dans les deux cuves testées, les résultats montrent que le chauffage du matériau de 20 à 50 °C réduit la partie pseudo-élastique du sol. Cela signifie que le matériau se ramollit sous l'effet de chauffage. Le refroidissement de 50 à 20°C provoque un effet réversible : la partie pseudo-élastique du sol augmente après les cycles thermiques.

Le matériau qui a subi 12 cycles de chauffage-refroidissement présente une partie pseudo-élastique plus importante après les cycles par rapport à l'état avant l'application des cycles thermiques (Figure 3. 27b). Ce qui veut dire que le matériau a durci sous l'effet des cycles thermiques. Ce résultat rejoint les conclusions obtenues sur la résistance à la compression simple (partie 3).

Les variations du module pressiométrique, de la pression limite et de la pression du fluage en fonction de la température et des cycles thermiques sont représentées en Figure 3. 28.

Les résultats des essais à l'échelle de la cuve thermo-régulée montrent que les paramètres pressiométriques du sol changent avec la variation de la température. La diminution de ces derniers avec l'augmentation de la température est observée dans les deux programmes appliqués P4 et P5.

- Dans le programme P4 : en appliquant un ΔT de 30 °C, la pression limite Pl a diminué de 20% et la pression du fluage Pf de 21%. Les mesures de la pression limite et de la pression du fluage après 3 cycles de chauffage-refroidissement ont montré que ces deux évolutions sont réversibles. La variation de module pressiométrique E avec un

ΔT de 30 °C et sous l'effet des trois cycles thermiques appliqués n'est pas clairement constatée dans ce programme.

- Dans le programme P5 : pour un ΔT de 30 °C, la pression limite a diminuée de 20% et la pression de fluage de 30%. Une diminution de 23% du module pressiométrique E est observée dans ce programme. Les paramètres pressiométriques ont augmenté après 12 cycles thermiques. Cela veut dire que les cycles thermiques ont provoqué un écrouissage durcissant du matériau.

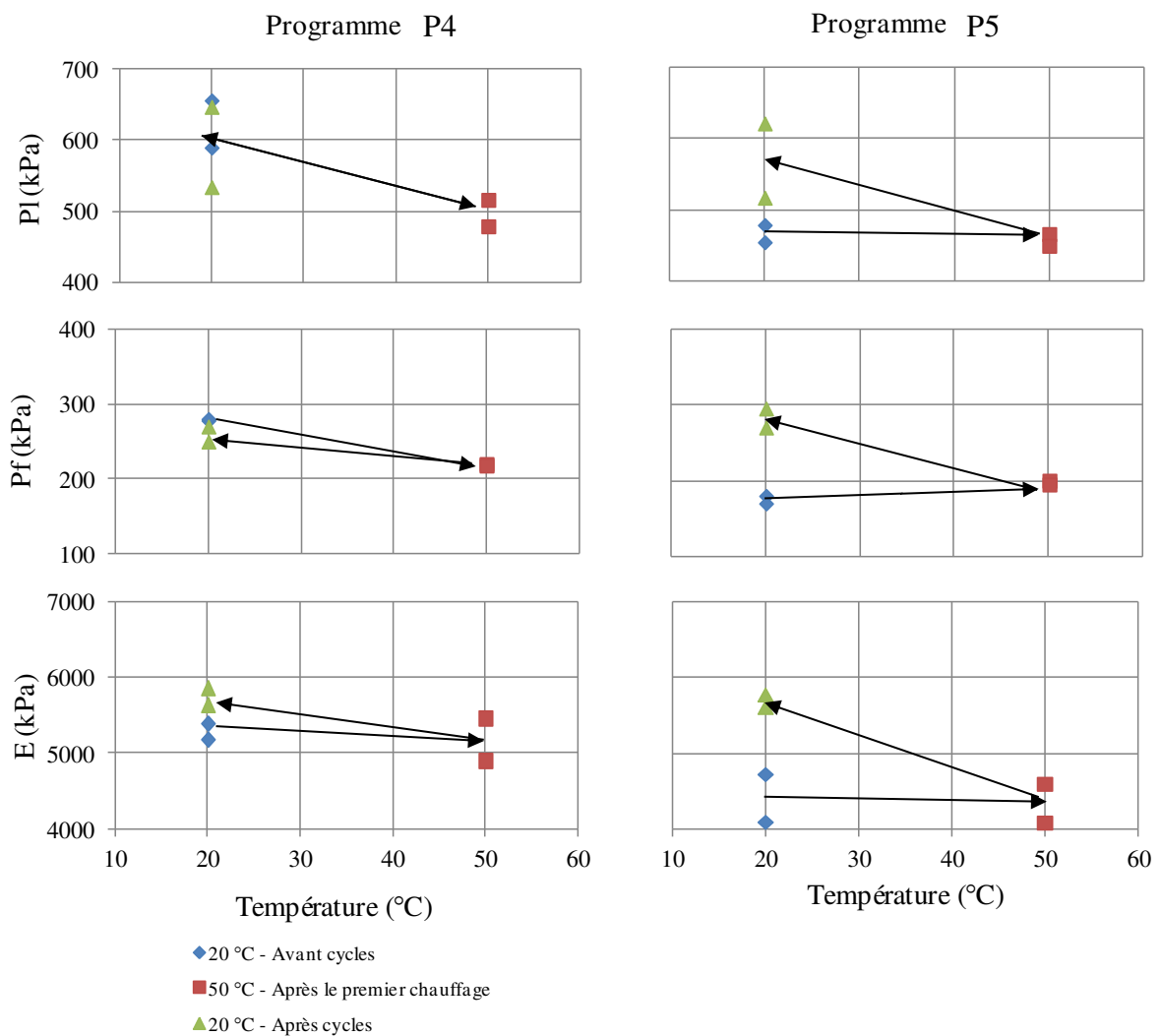


Figure 3. 28 : Variation de la pression limite (Pl), de la pression du fluage (Pf) et du module pressiométrique (E) pour le programme P4 et le programme P5.

3.4.4 Comparaison avec le matériau illitique

Dans cette partie, nous comparons les résultats des essais mini-pressiométriques réalisés sur le limon de Plaisir (programme P4 et P5) (partie 3.3.3) avec les résultats des essais réalisés sur le matériau illitique (Eslami 2014). Les paramètres de remplissage, les températures maximales et minimales et le nombre de cycles appliqués sur les matériaux sont résumés dans le *Tableau 3. 8*. Les paramètres pressiométriques du matériau illitique compacté sont résumés dans *Tableau 3. 9*.

Tableau 3. 8 : Paramètres initiaux et sollicitations thermiques dans les deux sols

Sol	w (%)	ρ_d (Mg/m ³)	T_{min} (°C)	T_{max} (°C)	Nb cycles
Matériau illitique	30,50±0,5	1,31±0,01	20	40	1
Limon de Plaisir - P4	16,26±0,2	1,71±0,04	20	50	3
Limon de Plaisir - P5	16,22±0,2	1,72±0,03	20	50	12

Tableau 3. 9 : Paramètres pressiométriques du matériau illitique

Essai	T (°C)	Cycle	w (%)	ρ_d (Mg.m ⁻³)	P_f (kPa)	P_l (kPa)	E_p (MPa)
I20b	20	0	31.0	1.31	194	355	3.54
I40a	40	1	30.1	1.31	166	321	4.16
I40b	40	1	30.4	1.31	165	288	3.25
I20c	20	1	31.1	1.31	197	379	4.54
I20d	20	1	31.1	1.32	178	352	3.89

Les résultats des essais montrent que les paramètres pressiométriques du matériau illitique sont inférieurs à ceux du limon de Plaisir.

- P_f matériau illitique = 70 % of P_f limon de Plaisir;
- P_l matériau illitique = 57 % of P_l limon de Plaisir;
- E_p matériau illitique = 67 % of E_p limon de Plaisir.

Pour pouvoir comparer l'effet de la température et des cycles thermiques sur les paramètres pressiométriques, les valeurs sont normalisées par rapport aux valeurs mesurées à 20 °C avant les cycles thermiques : P_f (20), P_l (20) et E_p (20). Les valeurs mesurées à une température donnée sont donc divisées par les valeurs initiales mesurées à 20 °C selon les équations suivantes :

$$E_{n.p} = \frac{E_p(T)}{E_p(20)} \quad (3.1)$$

$$P_{n.f} = \frac{p_f(T)}{p_f(20)} \quad (3.2)$$

$$P_{n.l} = \frac{p_l(T)}{p_l(20)} \quad (3.3)$$

Les paramètres pressiométriques normalisées sont résumés dans le Tableau 3. 10.

Tableau 3. 10 : Valeurs normalisées des paramètres pressiométriques de l'illite et du limon de Plaisir

Sol	T (°C)	Cycle	$P_{n.f}$	$P_{n.l}$	$E_{n.p}$
matériau Illitique	20	0	1,00	1,00	1,00
matériau Illitique	40	1	0,85	0,86	1,05
matériau Illitique	20	1	0,97	1,03	1,19
Limon - P4	20	0	1,00	1,00	1,00
Limon - P4	50	1	0,78	0,80	0,98
Limon - P4	20	3	0,93	0,95	1,09
Limon - P5	20	0	1	1	1
Limon - P5	50	1	1,13	0,98	0,98
Limon - P5	20	12	1,61	1,22	1,29

La pression de fluage P_f et les pressions limites Pl des deux sols diminuent avec l'augmentation de la température mettant en évidence le ramollissement du sol sous l'effet du chauffage (*Figure 3. 29*). Ce résultat est en accord avec les travaux réalisés à l'aide des essais œdométriques et traxiaux par Cekerevac et Laloui, (2004), Graham et al., (2001) et Tanaka et al., (1997).

Après les cycles de chauffage et refroidissement, les paramètres pressiométriques reviennent à leurs états initiaux (réversibilité du ramollissement). Le chauffage du matériau illitique entre 20 et 40 °C diminue la pression de fluage P_f de 15 % et la pression limite Pl de 14 % et le refroidissement augmente les deux paramètres de 12% et 17 % respectivement. Pour le limon de Plaisir, le chauffage de 20 à 50 °C diminue le P_f de 22 % et le Pl de 20 % et le refroidissement à 20 °C augmente les paramètres de 15 %.

La comparaison de ces deux matériaux a permis de remarquer que les variations des paramètres pressiométriques normalisés en fonction de la variation de la température est quasi-linéaire, et ce, malgré la différence de la minéralogie et des états initiaux. Une simple

régression linéaire (équations 3.4 et 3.5) peut être utilisée pour déterminer les valeurs des paramètres pressiométriques en fonction de la température :

$$P_f(T) = P_f(20) \times (-0.0072 \times T + 1.1431) \quad (3.4)$$

$$P_l(T) = P_l(20) \times (-0.0068 \times T + 1.1335) \quad (3.5)$$

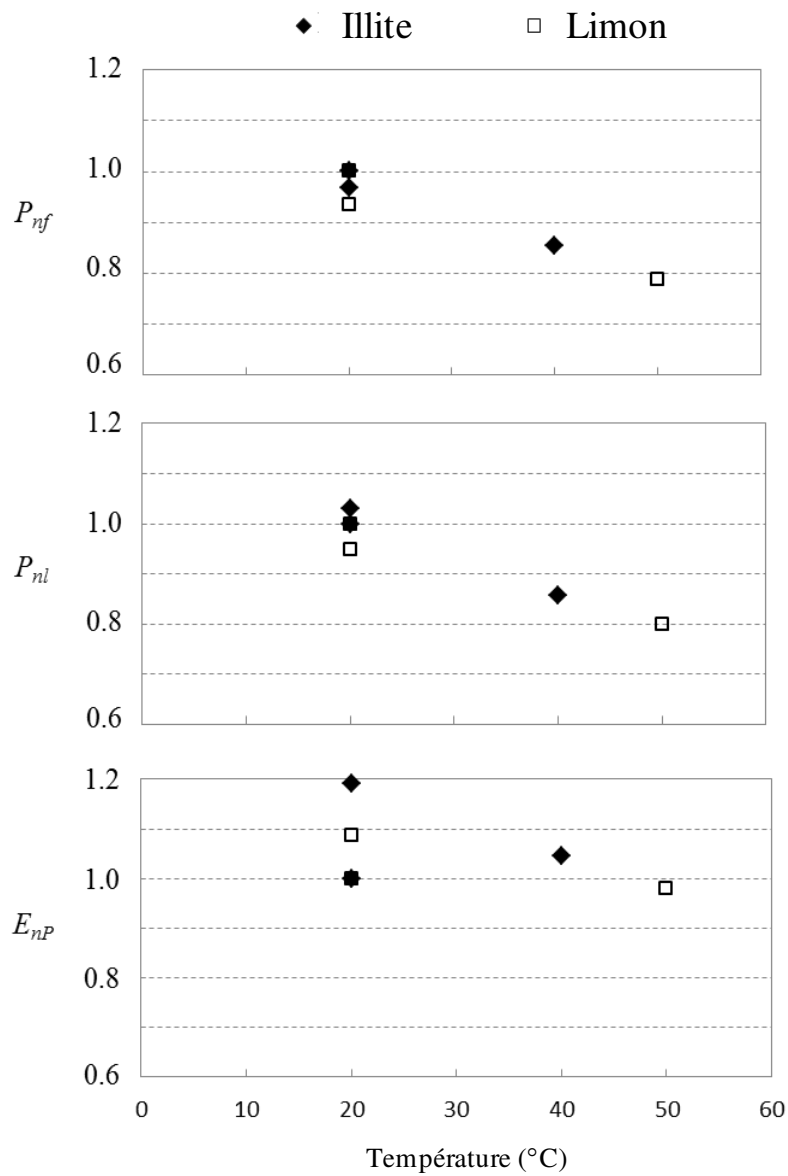


Figure 3. 29 : Comparaison des paramètres pressiométriques normalisés en fonction de la température.

3.4.5 Discussion

Pour estimer l'effet de l'augmentation monotone et cyclique de la température sur les paramètres mécaniques du sol à l'échelle métrique, des essais mini-pressiométriques ont été réalisés dans une cuve thermo-régulée cylindrique de 600 mm de diamètre et de 800 mm de hauteur. La diffusion de la chaleur dans le massif compacté a été suivie en fonction des paramètres de l'espace et du temps. Les résultats des essais pressiométriques du limon sont comparés avec les résultats de la bibliographie.

La pression limite P_l , la pression du fluage P_f et le module pressiométrique E_p du sol diminuent en fonction de l'augmentation de la température. Mais cette évolution est réversible après le refroidissement. Lors de l'application des cycles thermiques, les paramètres pressiométriques du sol augmentent par rapport à l'état initial et cette augmentation est plus prononcée pour le cas de 12 cycles. Ce qui veut dire que le matériau a subi une rigidification. Ce résultat recoupe les conclusions sur la résistance à la compression simple.

La comparaison des paramètres pressiométriques normalisés avec les résultats obtenus sur le matériau illitique a montré que la variation des paramètres pressiométriques en fonction de la température est quasi-linéaire, et ce, malgré la différence de la minéralogie et des états initiaux des deux sols.

3.5 Conclusion

L'objectif de ce chapitre était d'étudier l'effet de la température et des cycles thermiques sur les propriétés thermiques et mécaniques des sols fins.

Les paramètres thermiques des sols changent avec l'état de compactage des sols. L'effet de la température sur ces paramètres est constaté du côté sec de la courbe de compactage et il est particulièrement visible pour les températures importantes (entre 40 et 70 °C). La réversibilité de l'effet de chauffage est obtenue après plusieurs cycles de chauffage-refroidissement.

La résistance à la compression du limon de Plaisir augmente sous l'effet des cycles thermiques (rigidification du matériau). Une partie de cette augmentation serait liée au chemin de séchage du sol.

Les résultats des essais mini-pressiométriques montrent que la pression de fluage P_f et la pression limite P_l diminuent avec l'augmentation de la température (ramollissement du sol). Cette variation est réversible après plusieurs cycles de chauffage-refroidissement. Les paramètres pressiométriques du sol qui subit 12 cycles thermiques ont augmenté par rapport à l'état initial ce qui signifie que le matériau a subi une rigidification. Ce résultat recoupe les conclusions sur la résistance à la compression.

La variation de module pressiométrique E_p avec la température est moins importante en comparaison avec P_f et P_l . La comparaison des paramètres pressiométriques normalisés par rapport aux valeurs initiales a permis de constater une variation quasi-linéaire avec la température, et ce, malgré la différence de la minéralogie et de l'état initial des sols. Une régression linéaire est proposée permettant d'estimer P_f et P_l en fonction de la température.

Chapitre 4 **Modélisation du comportement TH d'un
remblai compacté utilisé pour le stockage de chaleur**

4.1 Introduction

L'analyse bibliographique réalisée en chapitre 1 a montré que, étant donné les propriétés thermiques des sols compactés, un stockage de chaleur pourrait être envisagé. Dans le chapitre 2, un matériau a été finement caractérisé et le chapitre 3 a permis de définir les propriétés hydriques, thermiques et mécaniques de ce matériau à 20°C ou sous sollicitation thermique. La réalisation d'un stockage de chaleur avec ce sol compacté semble possible, reste à optimiser le système du stockage. Pour cela, une modélisation thermo-hydrique d'un remblai modèle supposé réalisé avec le limon de Plaisir compacté légèrement du côté humide de l'optimum Proctor est effectuée. Plusieurs paramètres d'optimisation sont étudiés :

- l'entraxe des sondes ;
- la distance minimale des sondes par rapport au pied de talus ;
- le scénario d'injection et d'extraction de la chaleur ;
- le nombre de lits des sondes thermiques ;
- l'isolation thermique de la zone de stockage.

Dans ce chapitre, tout d'abord les paramètres nécessaires à la modélisation thermo-hydrique du matériau sont compilés dans la partie 4.2. La partie 4.3 présente la géométrie du modèle, les conditions initiales du remblai et du sol et les conditions aux limites. Les résultats des calculs des différents cas tests sont présentés et interprétés dans la partie 4.4.

4.2 Détermination des paramètres thermo-hydriques du limon de Plaisir.

De nombreux essais ont été réalisés dans les chapitres 2 et 3 de ce mémoire de thèse. Afin de modéliser le plus fidèlement possible le comportement thermo-hydrique du matériau, il est nécessaire d'obtenir la perméabilité du matériau compacté. Pour cela des essais triaxiaux à l'état saturé sont effectués à 20 °C. Cet essai présente également l'avantage de fournir les paramètres d'état critique du limon qui se révéleraient nécessaire pour une modélisation thermo-hydro-mécanique.

4.2.1 Essais triaxiaux à l'état saturé du limon de Plaisir

Trois essais triaxiaux consolidés non drainés avec mesure de la pression interstitielle sont réalisés. Dans la partie 4.2.1.1, la préparation des éprouvettes et la réalisation des essais sont présentées. La partie 4.2.1.2 présente les résultats des essais triaxiaux sur le limon de Plaisir, la détermination de la perméabilité à l'état saturé et des paramètres d'état critique.

4.2.1.1 Mode opératoire des essais triaxiaux

Les éprouvettes sont carottées directement dans la cuve de matériau compacté (chapitre3 ; §3.4.1.3) puis saturées, consolidées à des contraintes effectives de 100, 200 et 400 kPa avec une contre pression de 180 kPa, et enfin cisailées dans des conditions non drainées avec mesure de la pression interstitielle. La vitesse de cisaillement appliquée lors des essais est égale à 0,0012 mm/min.

La contrainte effective maximale de 400 kPa pourrait correspondre à une la pression subie par le sol à une profondeur de 20 m. Dans le cadre de cette étude, une hauteur de remblai de 10 m est envisagée.

Les éprouvettes du limon carottées, saturées et consolidées sont placées sur le bâti de compression équipé d'un capteur de force de $5 \text{ kN} \pm 0,03$. Les pressions et la contre pression sont appliquées par des contrôleurs pression/volume *GDS Instruments*® ayant une capacité de $4 \text{ MPa} \pm 0,2$ (*Figure 4. 1*).

Les caractéristiques des éprouvettes sont résumées dans le Tableau 4. 1.

Tableau 4. 1 : Caractéristiques initiales des éprouvettes

N° éprouvette	E1	E2	E3
Hauteur initiale H_0 (mm)	69,7	71	71,2
H après confinement (mm)	69,5	70,6	70,2
Diamètre D_0 (mm)	34,7	34,7	34,4
Teneur en eau w (%)	18,16	18,93	18,54
γ_d (kN/m ³)	17,6	17,2	17,4
S_r (%)	94,9	93,1	93,6
u_{cp} (kPa)	180	180	180
σ'_3 (kPa)	100	200	400

Le dispositif expérimental comprenant la cellule triaxial et les contrôleurs pression/volume utilisés dans ces essais est présenté dans la Figure 4. 1.

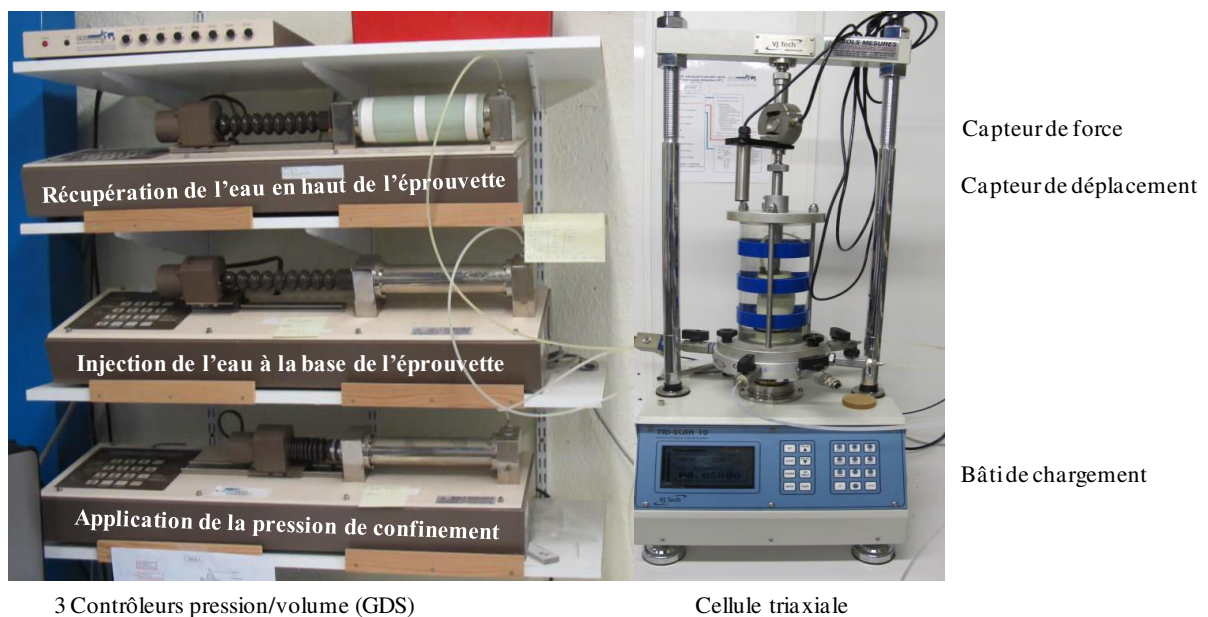


Figure 4. 1 : Dispositif de l'essai triaxial.

4.2.1.2 Résultats et interprétation

La perméabilité du limon de Plaisir est calculée pendant le dernier palier de consolidation des éprouvettes. Pour mesurer la perméabilité hydraulique, un gradient hydraulique constant est appliqué entre le haut et le bas de l'éprouvette, ensuite la quantité d'eau transvasant l'éprouvette pendant un intervalle de temps est mesurée. Ainsi, la perméabilité est calculée par la loi de Darcy :

$$k = \frac{V_{t1} - V_{t2}}{t_1 - t_2} \frac{L}{A\Delta h}$$

(4.1)

avec V_{ti} le volume d'eau traversant l'éprouvette dans un temps t_i (m^3) ; L la hauteur de l'éprouvette en m ; A la section transversale de l'éprouvette traversée par l'écoulement (m^2) ; Δh le gradient hydraulique entre le haut et le bas de l'éprouvette (m).

Pour chaque éprouvette, deux valeurs de perméabilité sont calculées en utilisant le débit de l'eau entrant et sortant. Les valeurs de la perméabilité sont résumées dans le Tableau 4.2.

Tableau 4.2 : Perméabilité à l'état saturé du limon de Plaisir

N° éprouvette	1	2
k entrant (m/s)	$3,60 \times 10^{-09}$	$7,08 \times 10^{-09}$
k sortant (m/s)	$3,40 \times 10^{-09}$	$6,92 \times 10^{-09}$

La méthode utilisée donne des valeurs proches de la perméabilité du sol en utilisant le débit d'eau à l'entrée et à la sortie des éprouvettes. Pour la partie modélisation, une valeur moyenne des perméabilités obtenues dans les essais 1 et 2 est utilisée.

La pente du critère de rupture tracée dans le plan (p' - q) représente la pente d'état critique M utilisé dans le modèle BBM. Cette pente est calculée à partir de la droite du critère tracée dans le plan (p' - q) : M est égale à 1,33. La résistance en extension p_s représente l'intersection de la droite du critère avec l'axe des contraintes effective : p_s est égale 30 kPa. Les paramètres de l'état critique du limon de Plaisir sont résumés dans le Tableau 4. 3.

Tableau 4. 3 : Paramètres d'état critique du limon de Plaisir

M	$p_{so}(kPa)$
1,33	30

4.2.2 Paramètres thermo-hydriques

Les paramètres thermo- hydriques utilisés pour la modélisation du remblai sont résumés dans le Tableau 4. 4.

Tableau 4. 4 : Paramètres thermo- hydriques utilisés pour la modélisation TH du remblai

	<i>Pression d'entrée d'air P_0 (MPa)</i>	0,019
Courbe de rétention d'eau	<i>Paramètre du modèle α</i>	0,2
	<i>Degré de saturation minimal S_{rl}</i>	0,01
	<i>Degré de saturation maximal S_{ls}</i>	1
Perméabilité intrinsèque	<i>Perméabilité intrinsèque k_{11} (m^2)</i>	5×10^{-16}
	<i>Perméabilité intrinsèque k_{22} (m^2)</i>	5×10^{-16}
	<i>Porosité initiale ϕ_0</i>	0,39
Perméabilité relative	<i>Paramètre du modèle A</i>	1
	<i>Paramètre du modèle λ</i>	3
Diffusion de flux de vapeur	<i>Coefficient de dispersion D ($m^2 s^{-1} K^{-n} Pa$)</i>	$5,9 \times 10^{-6}$
	<i>Paramètre du modèle n</i>	2,3
	<i>Coefficient de tortuosité τ_0</i>	0,8
Flux conductif de chaleur	<i>Conductivité thermique du solide λ_{solide} (w/mK)</i>	5,5
	<i>Conductivité thermique de l'eau λ_{eau} (w/mK)</i>	0,6
	<i>Conductivité thermique du gaz λ_{gaz} (w/mK)</i>	0,024
Propriétés des phases	<i>Capacité thermique du solide C_s ($J kg^{-1} K^{-1}$)</i>	1020
	<i>Masse volumique du solide ρ_s ($kg m^{-3}$)</i>	2700
	<i>Coefficient de dilatation thermique du solide α_s ($^{\circ}C^{-1}$)</i>	$7,8 \times 10^{-6}$

Les paramètres de la courbe de rétention d'eau sont déterminés à partir de la courbe de rétention d'eau du limon de Plaisir (Chapitre 2, partie 2.3.4.4 : Tableau 2.11).

La perméabilité intrinsèque du limon de Plaisir est calculée lors des essais triaxiaux décrits dans la partie 4.2.2.1 de ce chapitre. La loi de Darcy est appliquée et une valeur moyenne de la perméabilité est utilisée dans ce calcul (partie 4.2.2.2 : Tableau 4.2).

La porosité initiale ϕ_0 correspond à l'état de compactage de la cuve.

Les paramètres de la loi de puissance utilisés pour évaluer la perméabilité relative à l'eau sont issus de la bibliographie (Rutqvist et al. 2010). Ces paramètres sont les mêmes que suggérés dans le manuel d'utilisation du code de calcul Code_Bright.

Les paramètres thermiques utilisés sont présentés dans le chapitre 2 (partie 2.4.4.1 : Tableau 2.14). La conductivité thermique de l'eau et de l'air sont fixes et la conductivité thermique du squelette solide a été modifiée pour ajuster le modèle utilisé dans Code_Bright avec les paramètres thermiques du limon mesurés au laboratoire.

4.3 Géométrie du modèle, conditions initiales du remblai et du sol, conditions aux limites

La modélisation du comportement thermo-hydrigue prenant en compte le transfert de chaleur par conduction dans la phase solide et liquide et par convection de la phase vapeur est effectuée afin d'optimiser le système d'implantation des sondes thermiques pour une géométrie de remblai prédéterminée. Dans ce cadre, plusieurs points d'optimisation sont identifiés. Tout d'abord, un entraxe qui minimise l'interaction des sondes est recherché, ainsi que la distance de la dernière sonde par rapport au bord du remblai pour éviter l'implantation des sondes dans la zone influencée par la température extérieure. Ensuite, l'effet de scénario d'injection et d'extraction de la chaleur sur la température du remblai de stockage est également étudié. Enfin, l'effet du nombre de lits de sondes et d'une isolation thermique de la partie supérieure du remblai est étudié.

La modélisation numérique du transfert de chaleur dans un remblai de 10 m de hauteur construit en couche successive de 50 cm d'épaisseur avec des talus faisant une pente de $\frac{1}{2}$ avec l'horizontal est effectuée (Figure 4. 2).

La Figure 4. 2 représente la géométrie du remblai de stockage. Dans ce calcul, le remblai, l'assise du remblai et le support sont considérés avoir été réalisés avec le même matériau. Le remblai est soumis à une température extérieure de l'air de 5°C en hiver, 25°C en été et 15°C en automne et au printemps. La température initiale du sol est supposée égale à 12°C. Le stockage de chaleur est effectué dans le remblai à l'aide de sondes thermiques implantées parallèlement au sein de l'ouvrage.

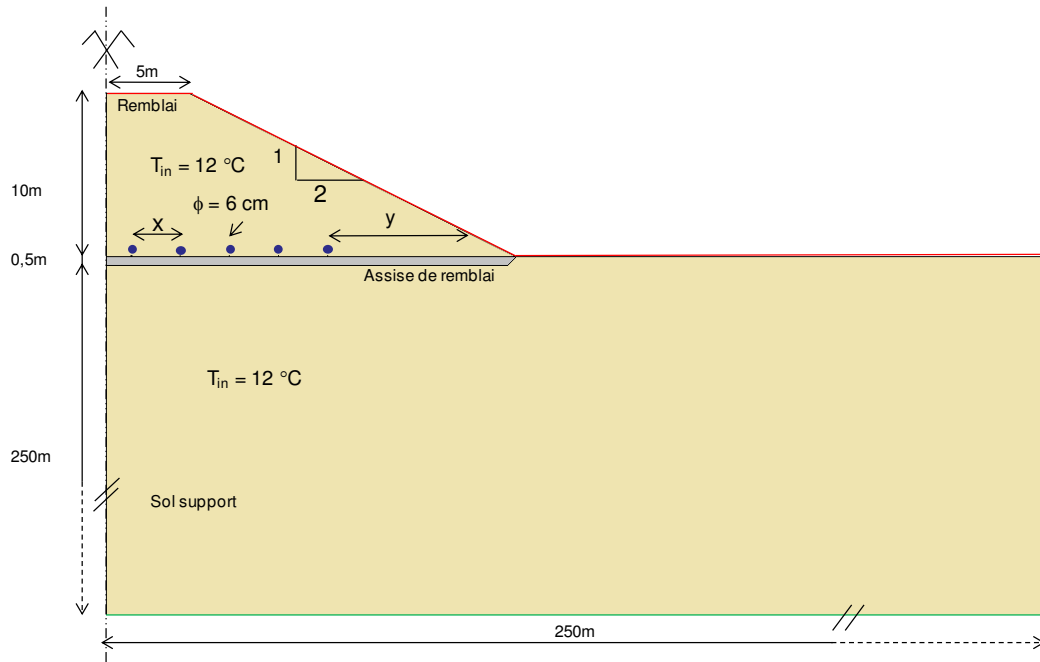


Figure 4. 2 : Géométrie de l'ouvrage, conditions initiales et conditions aux limites.

La température dans les sondes est notée T_{sonde} . Elle est imposée pendant l'été et l'hiver. Durant le printemps et l'automne, les sondes sont en relaxation : aucune température n'est appliquée. Le sol est considéré à un état de compactage identique à celui atteint dans la cuve d'essai en laboratoire (chapitre 3) et une succion initiale de 50 kPa est appliquée sur l'ensemble du massif. Le scénario des températures appliquées dans les sondes et la température moyenne de l'air appliquée sur le massif est résumé dans le Tableau 4. 5.

Tableau 4. 5 : Scénario des températures appliquées dans les sondes thermiques et sur les extrémités du remblai

Trimestre	Eté	Automne	Hiver	Printemps
Température dans les sondes thermiques (°C)	T_{sonde}	relaxation	T_{sonde}	relaxation
Température extérieure de l'air (°C)	25 libre	15 libre	5 libre	15 libre

Cas de calcul

L'entraxe des sondes, la distance de la dernière sonde par rapport au pied du remblai, la température appliquée dans les sondes pendant la période d'injection (été) et d'extraction (hiver) ainsi que le type de calcul effectué pour chaque cas test sont résumés dans le Tableau 4. 6. Un temps de calcul de 12 mois correspond à la simulation d'une année complète

composée de la succession de 3 mois d'été, 3 mois d'automne, 3 mois d'hiver et 3 mois de printemps.

Tableau 4. 6 : Résumé des différents cas test modélisés

Cas N°	Paramètres géométriques			Isolation	T _{sondes} (°C)		Calcul	
	x (m)	y _{min} (m)	Lits	-	Été	Hiver	Temps (mois)	Type
1	1	1	1	non	25	5	12	TH
2	2	2	1	non	25	5	12	TH
3	3	11,5	1	non	25	5	12	TH
4	3	11,5	1	non	50	5	12	TH
5	2	5,25	3	oui	50	5	12	TH
6	3	5	3	oui	50	5	12	TH
7	3	5	3	oui	50	5	120	TH

4.4 Résultats de la modélisation thermo-hydriques

Les résultats des calculs effectués (cas 1, 2, 3, 4, 5, 6 et 7) sont présentés dans cette partie. Pour rechercher l'entraxe qui minimise l'interaction des sondes, les cas 1, 2 et 3 sont étudiés et les résultats de l'évolution de la température à la fin de la période d'injection (été) sont comparés (partie 4.3.3.1). A partir de l'évolution du champ de température dans le remblai et en prenant en compte l'effet de la température extérieure, la distance minimale à respecter pour l'implantation de la dernière sonde est déterminée.

L'effet du scénario d'injection et d'extraction de la température dans les sondes est étudié dans la partie 4.3.3.2 (cas 4), pour évaluer l'effet de la puissance d'injection sur la température finale du remblai du stockage.

L'effet de nombre de lits de sondes et de l'isolation thermique de la partie supérieure du remblai est étudié dans la partie 4.3.3.3 (cas 5 et 6).

L'effet du temps d'exploitation du remblai de stockage sur le comportement thermique de l'ouvrage est étudié dans la partie 4.3.3.4 (cas 7).

4.4.1 Effet de l'entraxe des sondes et choix de la distance entre la dernière sonde et le pied du remblai

Afin d'optimiser les paramètres x et y du modèle, les résultats des cas tests 1, 2 et 3 (Tableau 4. 6) sont comparés dans cette partie.

Pour faciliter la discussion, la cartographie des températures à la fin de chaque saison et l'évolution de la température au centre du remblai pour une année de calcul sont présentés pour chaque cas test.

De plus, afin de voir l'évolution de la température dans l'axe du remblai, les profils de températures sont tracés en fonction du temps à différentes élévations par rapport à la ligne des sondes tel que montré dans la Figure 4. 3.

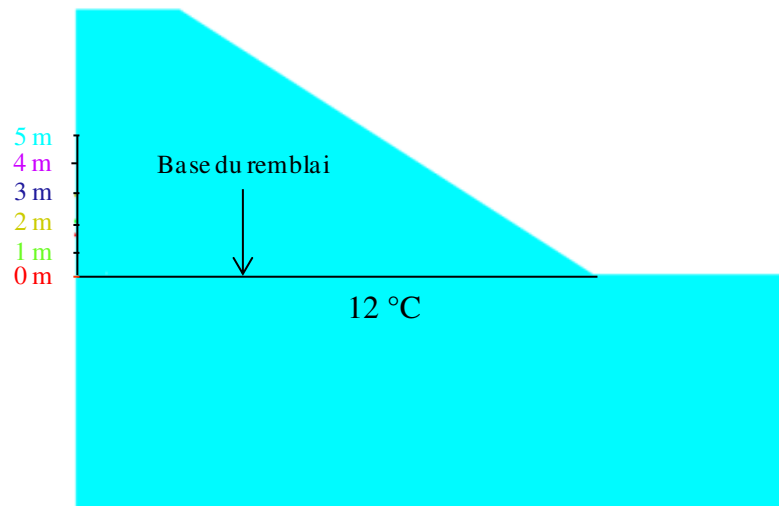


Figure 4. 3 : Modèle au temps 0 (12°C) et élévation des points de suivi de la température.

- *Cas N° 1 :*

La *Figure 4. 4* présente le champ des températures dans le remblai de stockage à la fin de chaque saison pour le cas test N° 1.

Le résultat du calcul montre qu'à la fin de l'été le remblai accumule de la chaleur au centre du remblai par l'intermédiaire des sondes thermiques. Les bords du remblai s'échauffent également sous l'effet de la température de l'air. Dans cette configuration, la zone d'augmentation de la température au centre du remblai forme une bande de même couleur proche des sondes thermique. Cette observation permet de conclure qu'il y a une importante interaction entre les sondes. En pied de talus, la température de l'air influence de façon importante la zone instrumentée par les sondes.

A la fin de l'automne (période de relaxation), le remblai diffuse la chaleur sous l'effet du gradient thermique et forme un noyau plus chaud par rapport à la température initiale du sol. Cela signifie qu'une partie de la chaleur injectée est encore conservée par le remblai.

A la fin de la période d'extraction des calories (hiver), une configuration inverse à celle de la fin d'été est observée. Le sol refroidit autour des sondes et sur les premiers mètres ou pourtours du remblai sous l'effet de la température de l'air.

A la fin du printemps (période de relaxation), le sol se recharge sous l'effet du gradient thermique. Une configuration inverse à la fin de l'automne est obtenue. Au point le plus froid du remblai, la température à la fin de l'année (10,5 °C) est légèrement inférieure à la

température initiale (12 °C). Ce résultat laisse craindre un abaissement des capacités de stockage au cours du temps pour cette configuration.

Le suivi de la température dans l'axe du remblai pour différentes élévations montre que la température atteint des valeurs plus importantes à proximité des sondes thermiques et qu'elle diminue progressivement en fonction de la distance à l'axe d'implantation des sondes (*Figure 4. 5*). A mi-hauteur du remblai (5m), le profil de la température pendant la période de chauffage coïncide avec le profil de température à 4 m, cela signifie que le rayon d'influence des sondes ne dépasse pas les 4 m.

Le sol ne se recharge pas totalement et la température finale reste inférieure à la température initiale pour un rayon inférieur à 4 m. La question qui reste posée : est ce que sur plusieurs années une diminution progressive de cette température se mettrait en place ou non ? Se point sera étudié dans la partie 4.3.3.4 de ce chapitre.

Cas N°1	Paramètres géométriques		Températures dans les sondes (°C)		Le temps et le type de calcul	
	x (m)	ymin (m)	été	hiver	Temps (mois)	Type de calcul
	1	1	25	5	12	TH

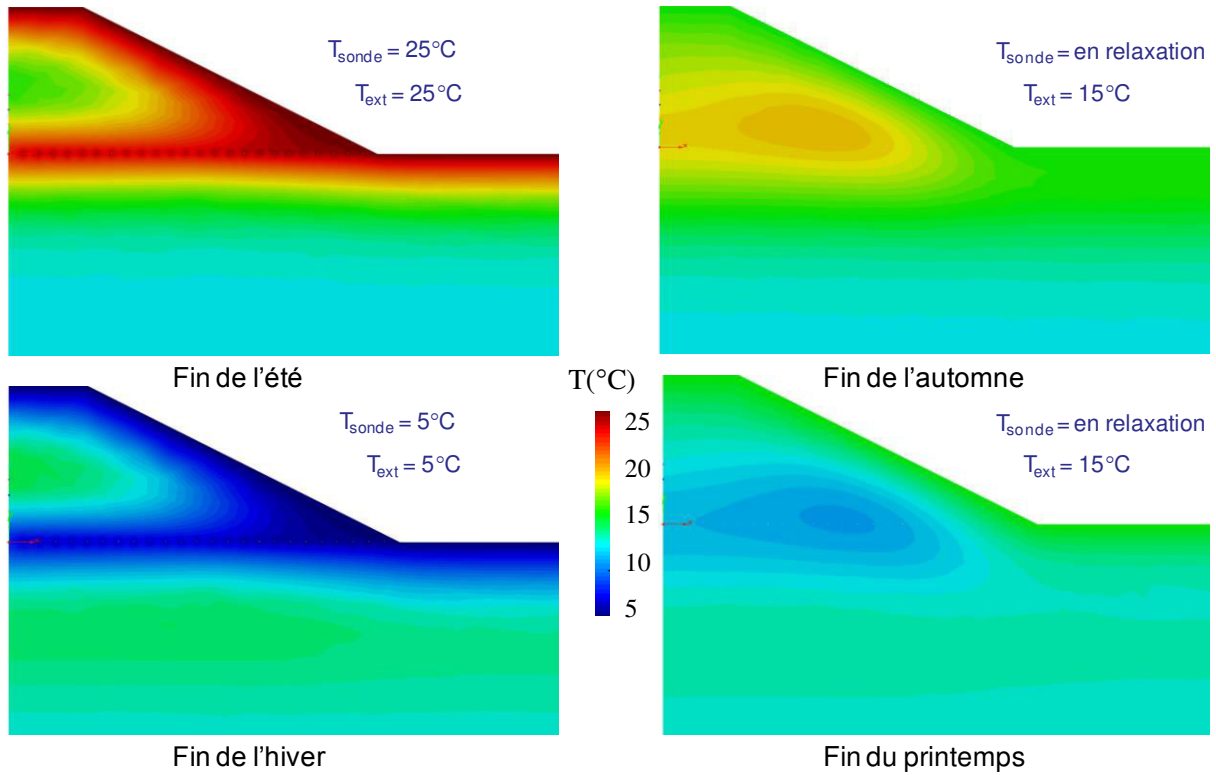


Figure 4.4 : Champ de température dans le remblai à la fin de chaque saison (Cas N°1).

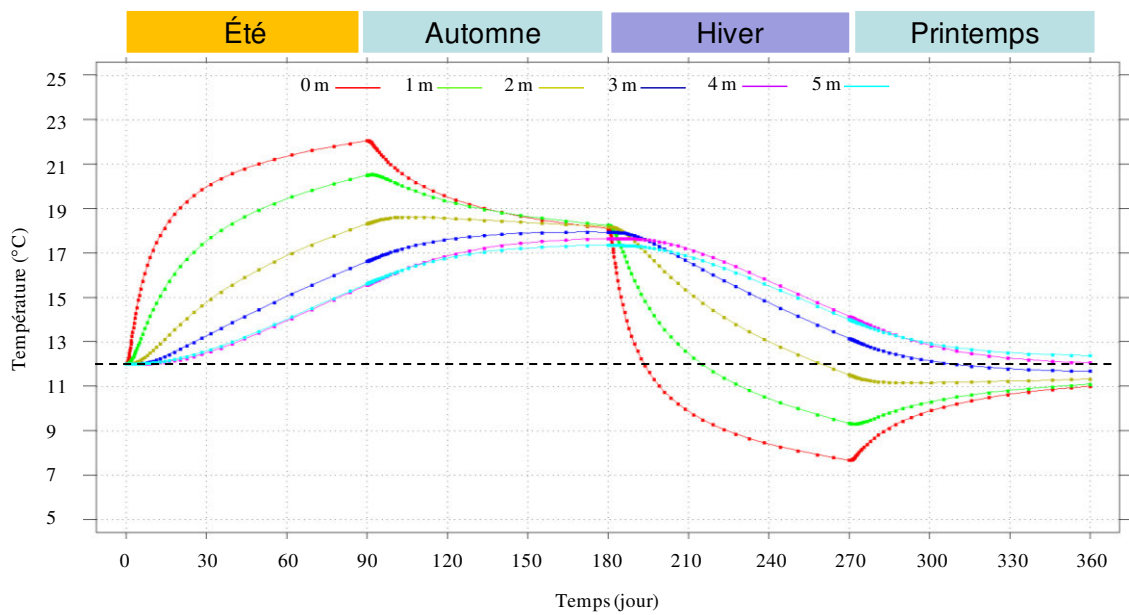


Figure 4.5 : Évolution de la température pendant une année dans l'axe du remblai à différentes distances de la base du remblai (Cas N°1).

- **Cas N° 2 :**

L'observation des isovaleurs de température obtenus dans le cas 2 avec un entraxe de sondes de 2 m conduit à des remarques communes au cas1 (*Figure 4. 6*). Le remblai accumule de la chaleur au centre par les sondes et sur les premiers mètres périphériques sous l'effet de la température de l'air à la fin de l'été. Une température maximale de 25°C est atteinte à proximité des sondes thermiques. A la fin de l'automne (période de relaxation), une quantité de chaleur est conservée avec une température maximale de 17,8 °C. En hiver, le remblai refroidit au centre et sur les premiers mètres pour atteindre une température de 5 °C au point le plus froid. Enfin sous l'effet du gradient thermique, à la fin du printemps les températures se ré-homogénéisent pour atteindre 11,2 °C au point le plus froid.

Toutefois, à proximité immédiate des sondes, des différences peuvent être constatées. En effet, la température au centre du remblai ne forme plus une bande homogène autour des sondes, l'apparition des iso-valeurs autour des sondes est constatée ce qui signifie que l'interaction entre les sondes a diminué par rapport au cas1 (entraxe 1 m).

L'évolution de la température dans l'axe du remblai à différentes élévations montre que la température à la fin de l'automne (période de relaxation) pour l'entraxe de 2m, est légèrement moins élevée par rapport au cas1 (entraxe à 1 m) (*Figure 4. 7*) : une différence de 1°C est constatée.

Pour un rayon de 2 m par rapport à la base du remblai, la température du sol reste supérieure à la température initiale (12 °C) à la fin de la période d'extraction (hiver). A la fin de l'année, le sol se recharge et la température initiale est observée. L'entraxe de deux mètres permet de réduire l'interaction des sondes et d'obtenir un équilibre thermique à la fin de l'année.

A partir de ces deux cas de calcul, on constate que la température de l'air influence une zone qui s'étale sur environ 12 m par rapport au bord du remblai. Une distance y proche de 12 m sera donc respectée dans les prochains cas tests.

Cas N°2	Paramètres géométriques		Températures dans les sondes (°C)		Le temps et le type de calcul	
	x (m)	ymin (m)	été	hiver	Temps (mois)	Type de calcul
	2	2	25	5	12	TH

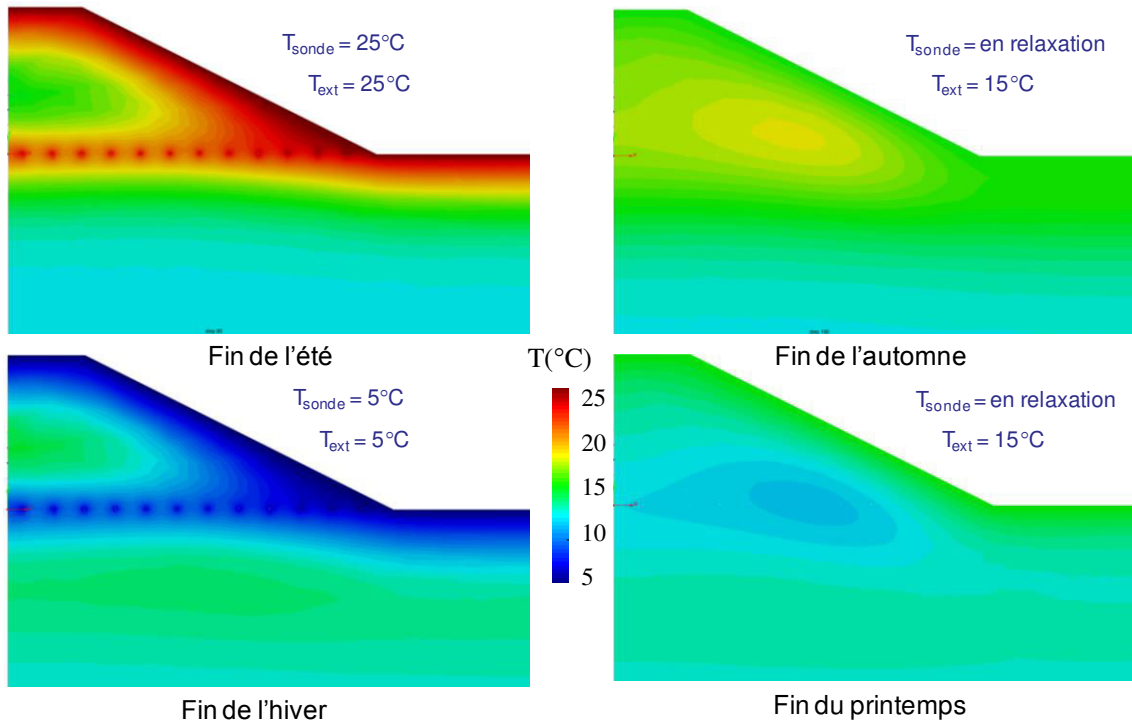


Figure 4. 6 : Champ de température dans le remblai à la fin de chaque saison (Cas N°2).

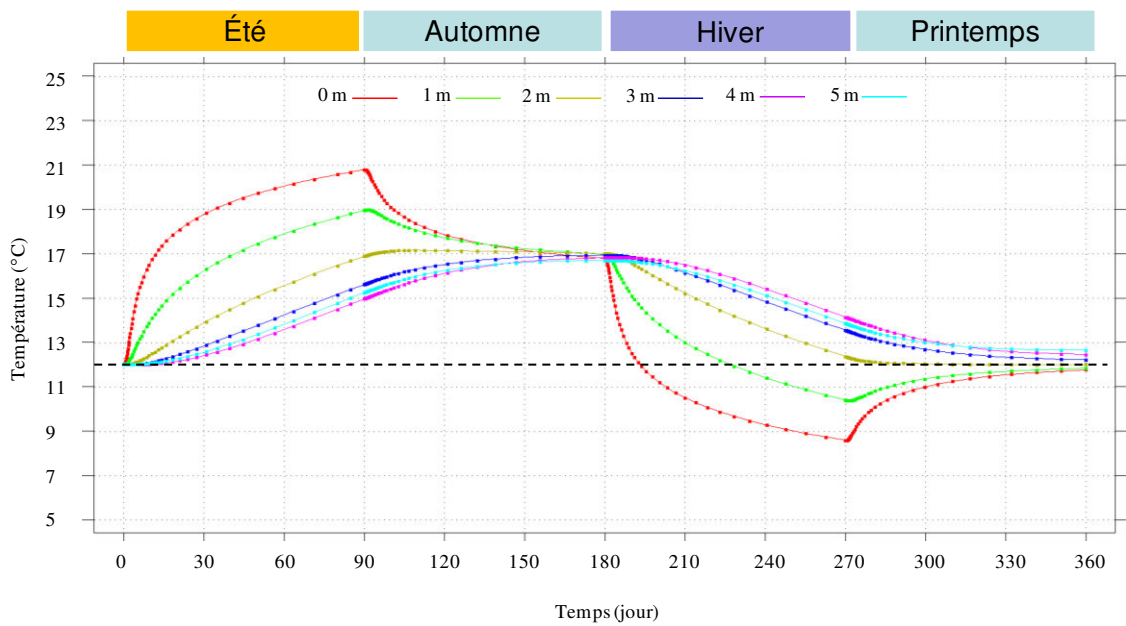


Figure 4. 7 : Évolution de la température pendant une année dans l'axe du remblai à différentes distances de la base du remblai (Cas N°2).

- **Cas N° 3 :**

Dans le 3^{ème} cas de calcul (entraxe 3m), les sondes thermiques n'ont pas été installées dans la zone influencée par la température de l'air du côté de remblai (y=11,5 m).

La cartographie des températures montre clairement l'apparition des iso-valeurs autour des sondes thermiques à la fin de l'été et de l'hiver. Cela signifie que l'interaction entre les sondes est réduite. La dernière sonde implantée à 11,5 m du bord du remblai a légèrement interagi avec la température de l'air.

L'évolution de la température en fonction du temps dans l'axe du remblai montre que le sol accumule une température à la fin de l'automne de 17,2 °C au point le plus chaud, légèrement moins élevée par rapport au cas 2. Un bon équilibre thermique est obtenu à la fin de l'année.

Dans ce cas de calcul, un entraxe de sondes de 3 m permet de réduire considérablement l'interaction entre les sondes.

Cas N°3	Paramètres géométriques		Températures dans les sondes (°C)		Le temps et le type de calcul	
	x (m)	ymin (m)	été	hiver	Temps (mois)	Type de calcul
	3	11,5	25	5	12	TH

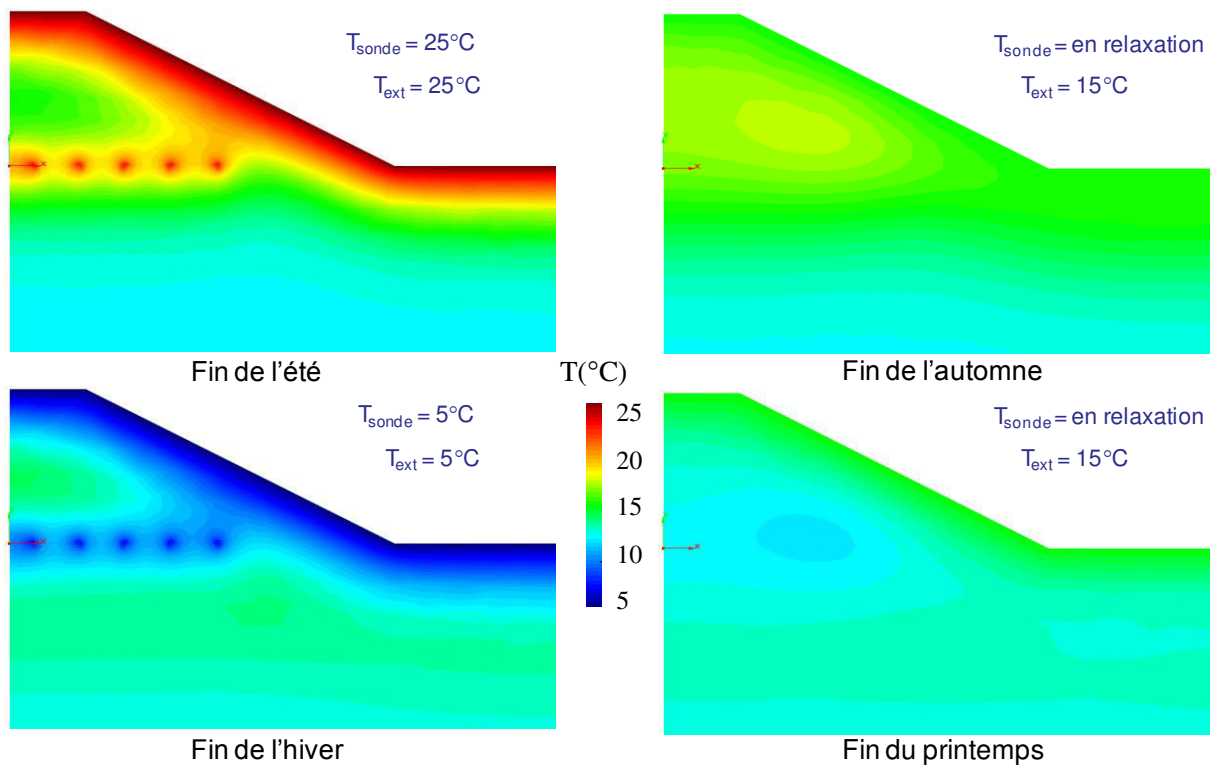


Figure 4. 8 : Champ de température dans le remblai à la fin de chaque saison (Cas N°3).

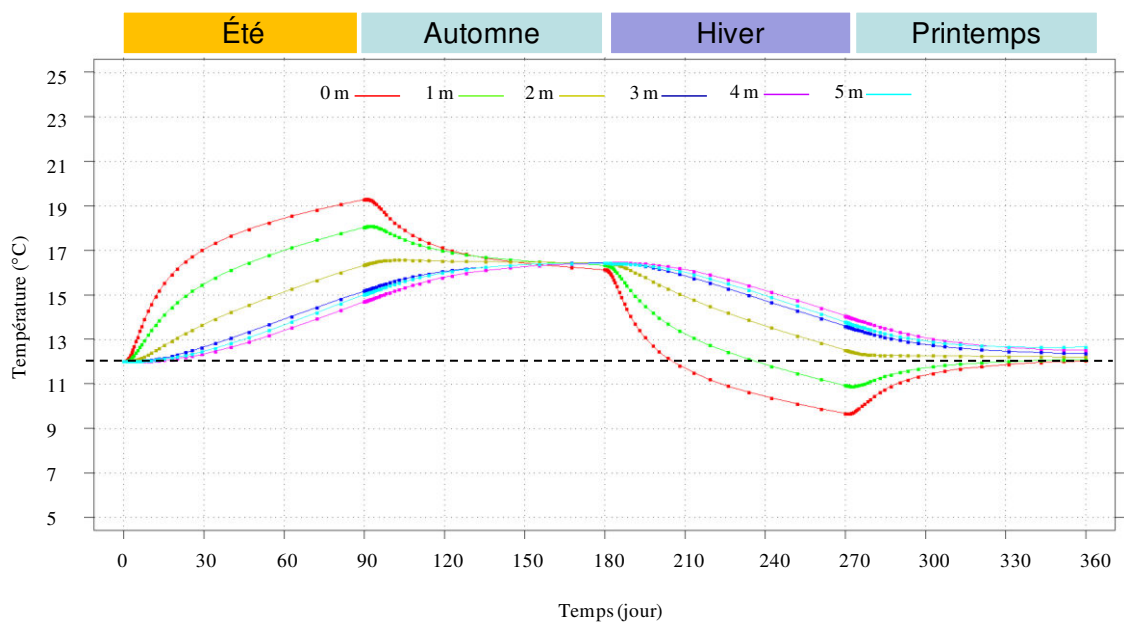


Figure 4. 9 : Évolution de la température pendant une année dans l'axe du remblai à différentes distances de la base du remblai (Cas N°3).

Synthèse : choix des distances x et y

La Figure 4. 10 compile l'évolution des températures à la fin de l'été à une distance de 1m par rapport à la ligne des sondes pour les trois cas étudiés (entraxe des sondes de 1 m, 2 m et 3 m).

Ce graphique montre clairement les conclusions obtenues :

- une température uniforme est observée sur la largeur du remblai pour l'entraxe de 1 m ;
- l'apparition d'ondulations est constatée pour l'entraxe des sondes de 2 m ce qui signifie moins d'interaction entre les sondes ;
- pour l'entraxe de 3 m, les ondulations sont clairement montrées ce qui implique une faible interaction entre les sondes.

La température dans le remblai évolue de façon homogène jusqu'à 10 m par rapport au centre du remblai pour l'entraxes 1 m et 2 m, ensuite elle augmente plus rapidement et cela est dû à l'influence de la température de l'air. Pour l'entraxe de 3 m, la température évolue de façon homogène jusqu'à environ 15 m par rapport au centre du remblai. La partie entre 15 et 25 m est perturbée par la température de l'air.

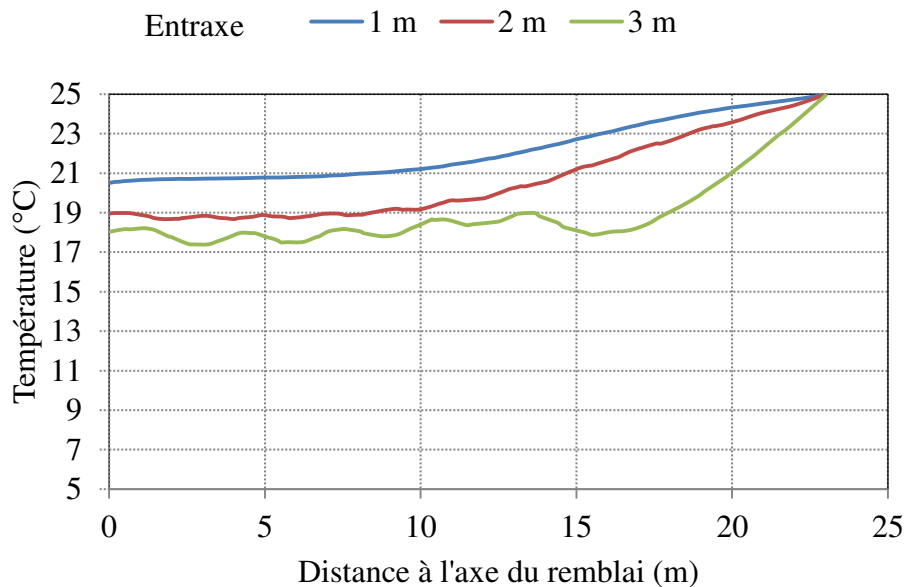


Figure 4. 10 : Comparaison des profils de température à 1 m de la ligne des sondes pour trois entraxes 1 m (cas1), 2 m (cas2) et 3 m (cas3).

4.4.2 Effet de la quantité de chaleur injectée sur l'efficacité du système de stockage

Dans cette partie, l'influence du scénario d'injection de chaleur sur la température du remblai est étudiée (cas 3 et 4). Concernant la géométrie d'installation des sondes, un entraxe de 3 m ainsi qu'une distance de 11,5 m par rapport au bord sont fixés en cohérence avec les conclusions de la partie 4.3.3.1.

- **Cas N° 4 :**

La *Figure 4. 11* donne la cartographie de température à la fin des saisons lors de l'application du cas test 4. Ce cas test est identique au cas test 3 à la différence que la température $T_{\text{sonde été}}$ est de 50 °C au lieu de 25 °C. Les résultats montrent que pour une température d'injection plus élevée en été, la température atteint des valeurs plus importantes au centre du remblai. A la fin de l'automne, on constate que le remblai conserve une température plus élevée par rapport à l'état initial ($T = 25^{\circ}\text{C}$) et cette température est focalisée autour des sondes thermiques. A la fin de l'hiver (période d'extraction), la température du remblai reste supérieure à la température initiale pour un rayon de 1 m par rapport aux sondes thermiques, cela signifie que la chaleur stockée pendant l'été n'a pas été épuisée pendant l'hiver. Le remblai se recharge au cours du printemps sous l'effet du gradient thermique et la température obtenue à la fin de l'année est nettement plus élevée que la température initiale. Cela signifie que le remblai de stockage pourrait accumuler de la chaleur sur plusieurs années de calcul (*Figure 4. 12*).

Cas N°4	Paramètres géométriques		Températures dans les sondes (°C)		Le temps et le type de calcul	
	x (m)	ymin (m)	été	hiver	Temps (mois)	Type de calcul
	3	11,5	50	5	12	TH

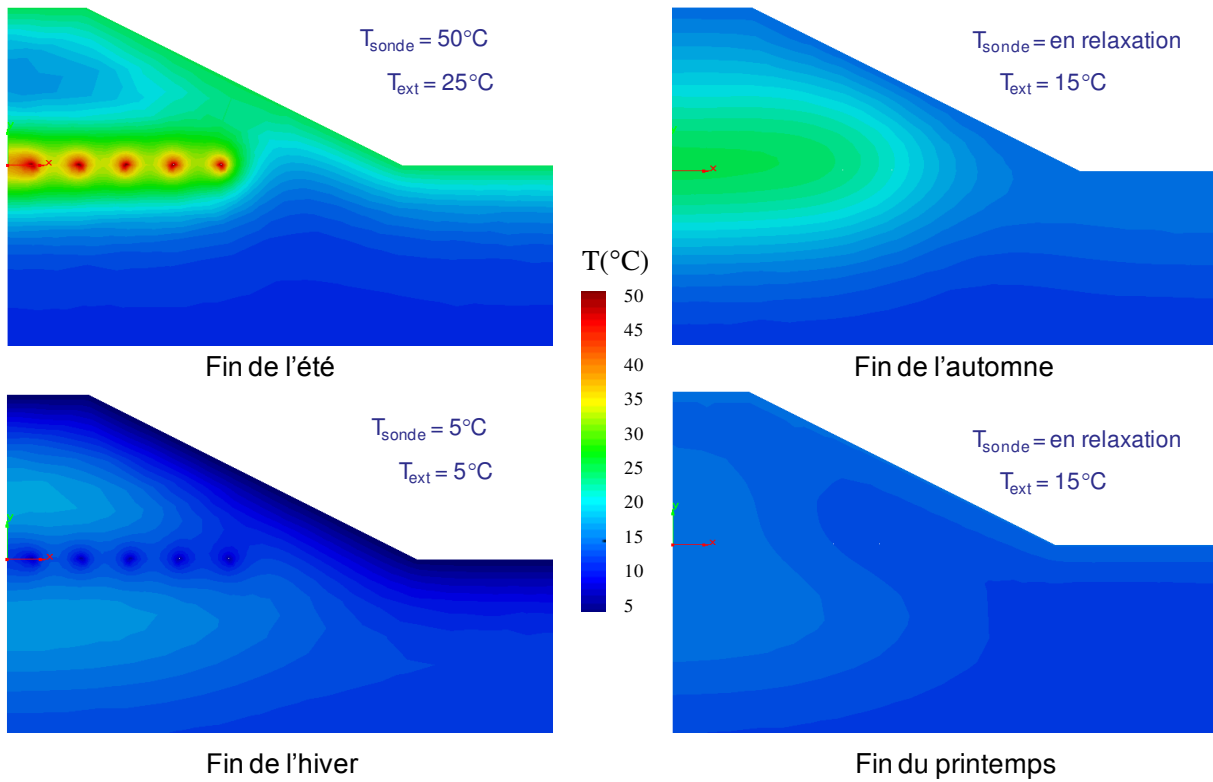


Figure 4.11 : Champ de température dans le remblai à la fin de chaque saison (Cas N°4).

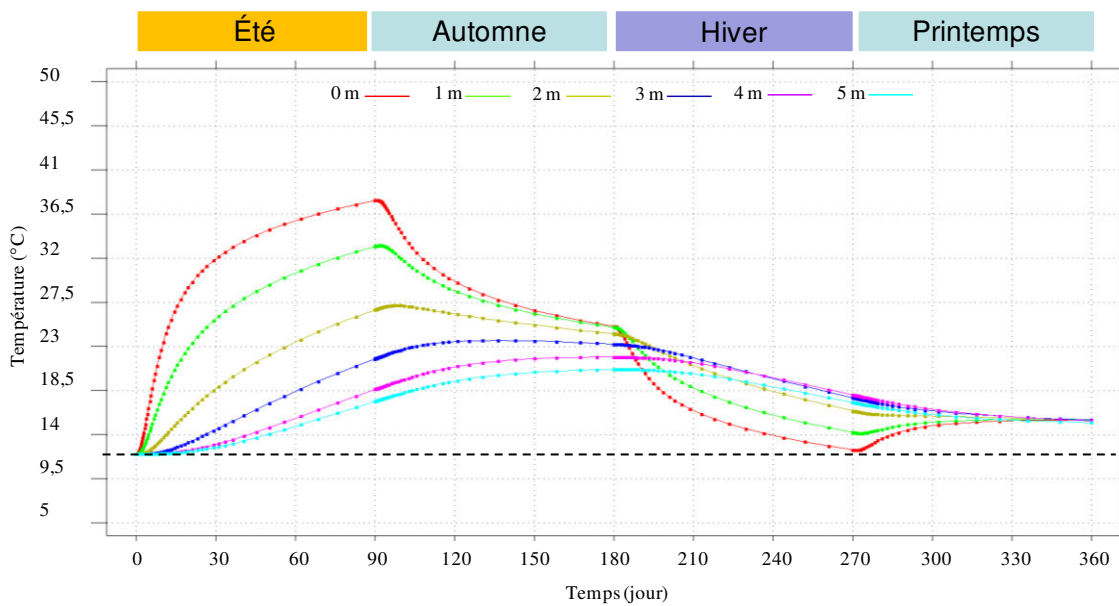


Figure 4.12 : Évolution de la température pendant une année dans l'axe du remblai à différentes distances de la base du remblai (Cas N°4).

4.4.3 Effet de nombre de lits de sondes et de l'isolation thermique

Dans cette partie, nous étudions l'effet de nombre de lits de sondes et de l'isolation thermique sur le comportement thermique du remblai du stockage (cas 5 et 6).

Trois lits de sondes thermiques sont disposés dans le massif du stockage avec un entraxe vertical de $x = 2$ m (cas 5) et $x = 3$ m (cas 6) (Figure 4. 13). Pour limiter les pertes de chaleurs dues à la diffusion de celle-ci et à l'effet de la température de l'air, une isolation thermique est mise en place.

Pour modéliser cette isolation, une couche de 5 cm est disposée sur la partie supérieure du remblai comme le montre la Figure 4. 13. La conductivité thermique de la couche d'isolation est prise égale à $0,03$ W/m.K. Cette valeur correspond à la conductivité thermique d'une mousse polyuréthane (Delaleux et al. 2012) (cf. chapitre 01).

Les sondes thermiques sont réparties en quinconce et la sonde du deuxième lit se trouve dans l'axe du remblai. Pour éviter les instabilités thermiques au niveau de cette sonde, la modélisation de l'ouvrage entier a été effectuée dans cette partie.

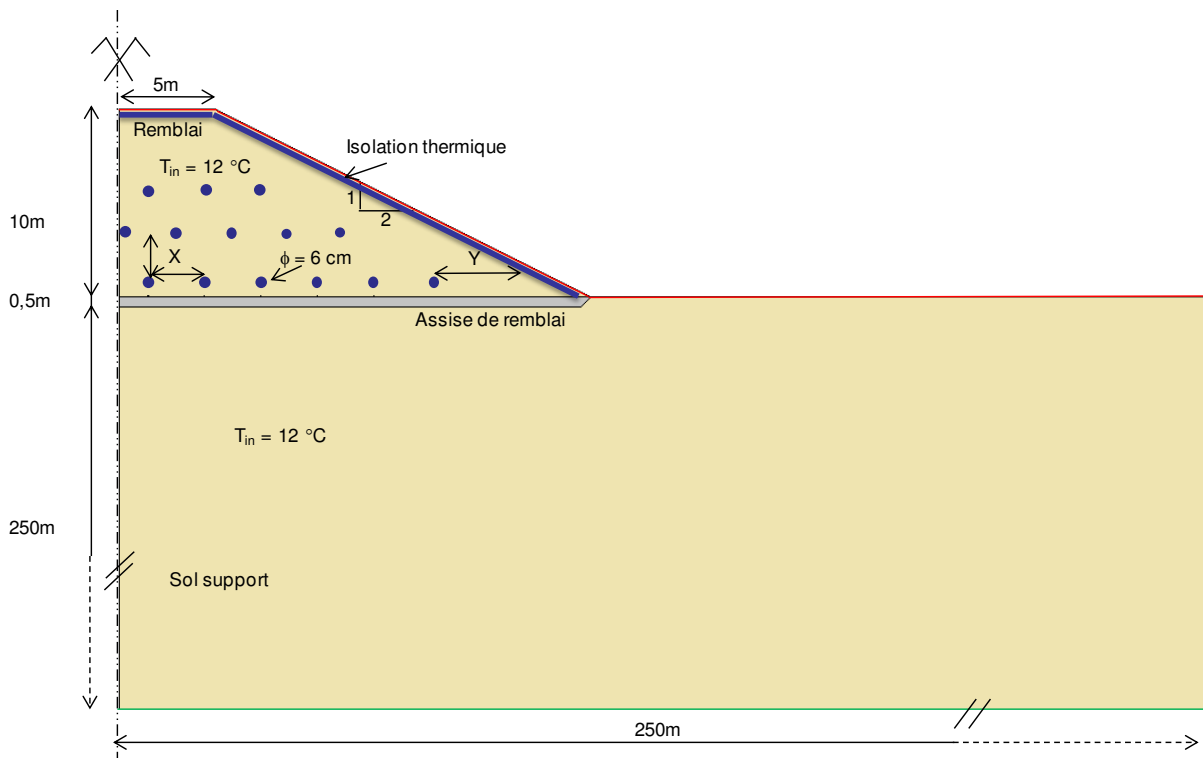


Figure 4. 13 : Disposition des sondes et l'isolation thermique du remblai du stockage.

- **Cas N° 5**

La *Figure 4. 14* montre les isovaleurs des températures à la fin de chaque saison pour le cas test N° 5 pour un entraxe de sondes de 2 m.

Les résultats de cette modélisation montrent que la température du remblai augmente de manière plus homogène dans le massif de stockage. A la fin de l'été, la température augmente dans le noyau du remblai (*Figure 4. 14*) et les températures les plus élevées sont focalisées dans la partie centrale des sondes. Une légère partie du sol se trouvant à la base des sondes est réchauffée par celles-ci et la partie supérieure du remblai est réchauffée par la diffusion de la chaleur provenant des sondes.

A la fin de l'automne, on constate que la température se diffuse à l'intérieure de la zone du stockage avec une faible quantité de chaleur échangée avec l'extérieure et la base du remblai. La partie la plus chaude est concentrée au centre du remblai avec une température $T = 37,1 \text{ }^\circ\text{C}$.

A la fin de l'hiver, le sol refroidit autour des sondes thermiques et une partie de la chaleur stockée est accumulée sur la partie supérieure du remblai avec une température maximale de $18,6 \text{ }^\circ\text{C}$. Cela montre clairement l'efficacité de l'isolation thermique mise en place. Sur la partie inférieure des sondes, une température maximale de $19,6 \text{ }^\circ\text{C}$ est obtenue.

A la fin du printemps, la température du remblai se ré-homogénéise pour atteindre une valeur minimale de $11,8 \text{ }^\circ\text{C}$ dans l'endroit le plus froid.

L'évolution de la température en fonction du temps dans l'axe du remblai montre que le sol accumule une température moyenne de 43°C à la fin de l'été. A la fin de l'automne, le sol conserve un $\Delta T = 24,5 \text{ }^\circ\text{C}$ par rapport à la température initiale. Une température moyenne de $13 \text{ }^\circ\text{C}$ est obtenue à la fin de l'année (*Figure 4. 15*). Un réchauffement du remblai sur plusieurs années d'exploitation du remblai serait envisagé.

En comparant avec le cas test N°4, on constate que le fait d'installer plusieurs lits de sondes permet d'augmenter la température dans le noyau du remblai d'une manière homogène. A la fin de la période de relaxation, une différence de température $\Delta T = 13,5 \text{ }^\circ\text{C}$ est obtenue. Cela permet de conclure que la mise en place de plusieurs lits de sondes et de l'isolation thermique optimisent le système de stockage.

Cas	Paramètres géométriques		Températures dans les sondes (°C)		Le temps et le type de calcul	
	x (m)	y _{min} (m)	été	hiver	Temps (mois)	Type de calcul
N°5	2	5,25	50	5	12	TH

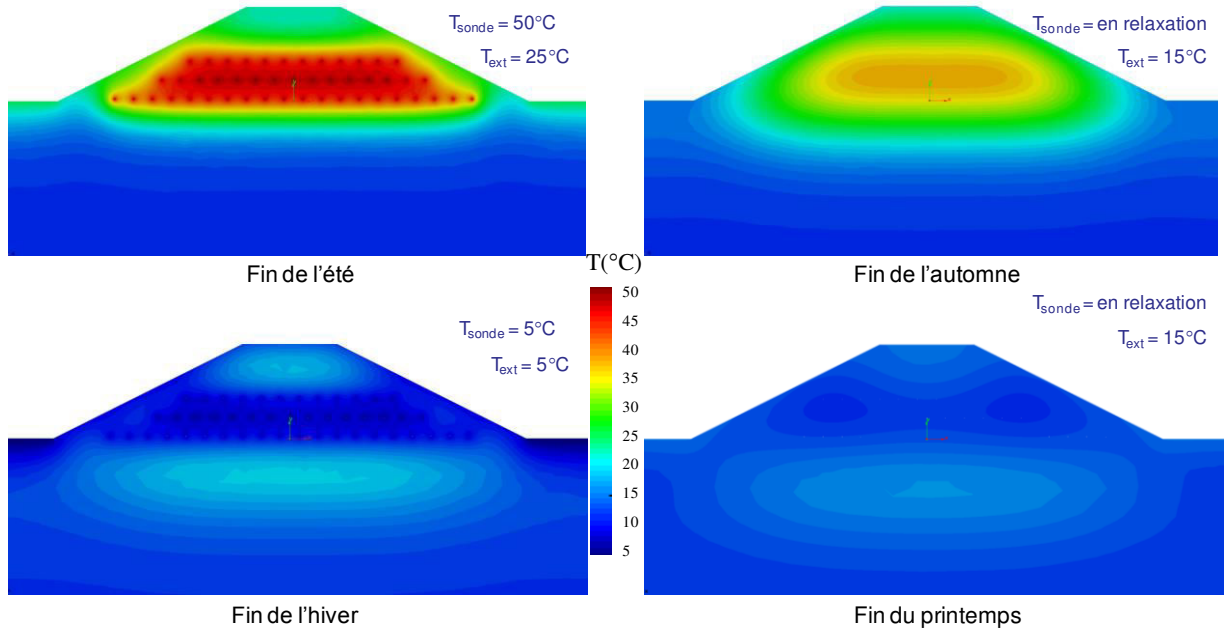


Figure 4. 14 : Champ de température dans le remblai à la fin de chaque saison (Cas N°5).

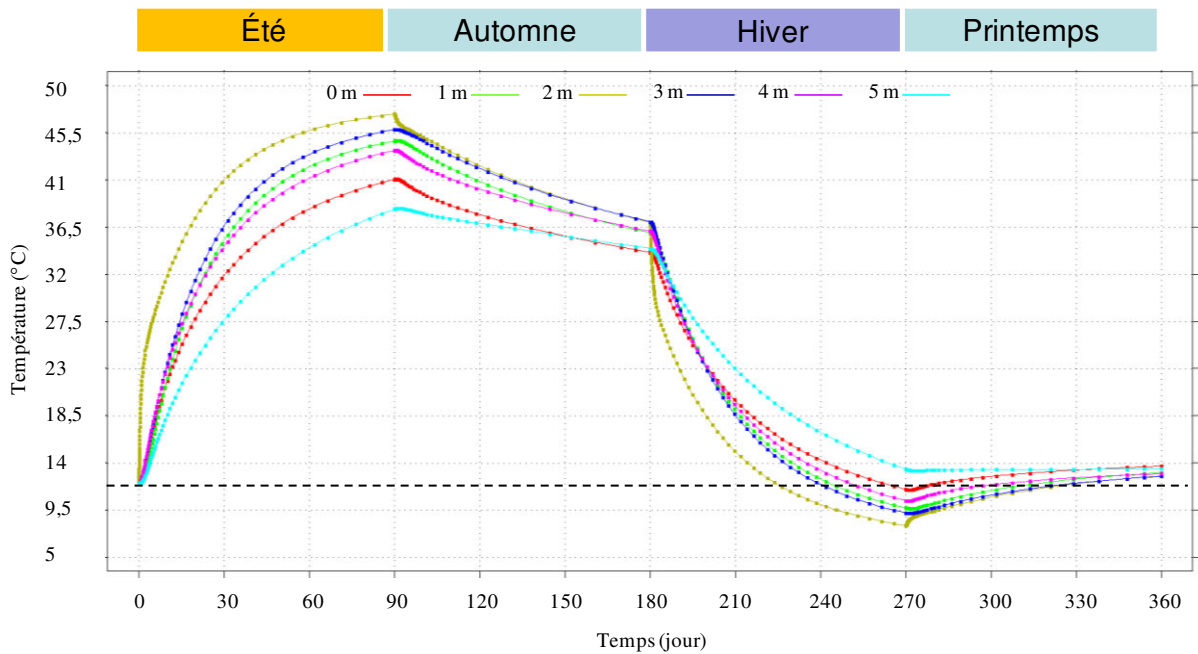


Figure 4. 15 : Évolution de la température pendant une année dans l'axe du remblai à différentes distances de la base du remblai (Cas N°5).

- **Cas N° 6**

L'observation des isovaleurs des températures obtenues dans le cas 6 avec un entraxe de sondes de 3 m conduit à des remarques communes au cas 5 (*Figure 4. 16*). En été, la température du remblai augmente au noyau sous l'effet des sondes thermique. Une température maximale de 50°C est obtenue à proximité des sondes. A la fin de l'automne, le sol conserve une bonne quantité de chaleur au noyau avec une température de $T = 34,4$ °C à l'endroit le plus chaud soit un $\Delta T = 22,4$ °C par rapport à la température initiale. A la fin de l'hiver, le sol refroidit à proximité des sondes thermiques et une quantité de chaleur est diffusée vers les parties supérieures et inférieures du remblai. Une température de 19°C dans la partie inférieure est obtenue. A la fin de l'année, la température du sol se ré-homogénéise pour atteindre 13,9 °C dans l'endroit le plus froid.

L'évolution de la température en fonction du temps dans l'axe du remblai montre que le sol accumule une température moyenne de 36,5°C à la fin de l'été. A la fin de l'automne, le sol conserve un $\Delta T = 20$ °C par rapport à la température initiale. Une température moyenne de 14,5 °C est obtenue à la fin de l'année *Figure 4. 17*. Comme pour le cas 5, un réchauffement du remblai sur plusieurs années d'exploitation du remblai est probable.

En comparant le cas test 5 et 6, on constate que dans les deux cas le sol accumule une bonne quantité de chaleur au noyau de remblai à la fin de l'automne. A la fin de la fin de l'année la température du sol se ré-homogénéise et reste supérieure à la température initiale du sol.

Entre ces deux cas tests, une différence est constatée au niveau du gradient de température conservé par le sol. A la fin de l'automne ΔT est égale à 24 °C pour le cas test N° 5 et 20 °C pour le cas test N° 6. A la fin de l'hiver, on constate que la température du sol diminue légèrement sous la température initiale dans le cas test N°5, tandis que la température du sol reste supérieure à la température initiale dans le cas test N°6.

On constate également que l'interaction des sondes thermiques est réduite pour l'entraxe de 3 m dans le cas test N°6. Ce résultat est en accord avec la conclusion de la partie 4.3.3.1. La géométrie de l'ouvrage correspondant au cas test N°6 optimise le mieux l'exploitation du remblai de stockage. Pour cette géométrie, l'étude sur trois années d'exploitation et la stabilité de l'ouvrage seront étudiés.

La température à la fin de chaque saison dans l'axe à la base du remblai pour les 6 cas test étudiés sont résumés dans le Tableau 4. 7.

Tableau 4. 7 : Température (°C) à la fin de chaque saison dans l'axe à la base du remblai

<i>Cas N° /Trimestre</i>	Eté	Automne	Hiver	Printemps
01	22 ,04	18,09	7,68	11
02	20,78	16,78	8,58	11,77
03	19,27	16,13	9,67	12,03
04	37,86	25,03	12,41	15,46
05	41,04	34,07	11,46	13,69
06	33,65	29,85	15,61	15,85

Cas N°06	Paramètres géométriques		Températures dans les sondes (°C)		Le temps et le type de calcul	
	x (m)	y _{min} (m)	été	hiver	Temps (mois)	Type de calcul
	3	5	50	5	12	TH

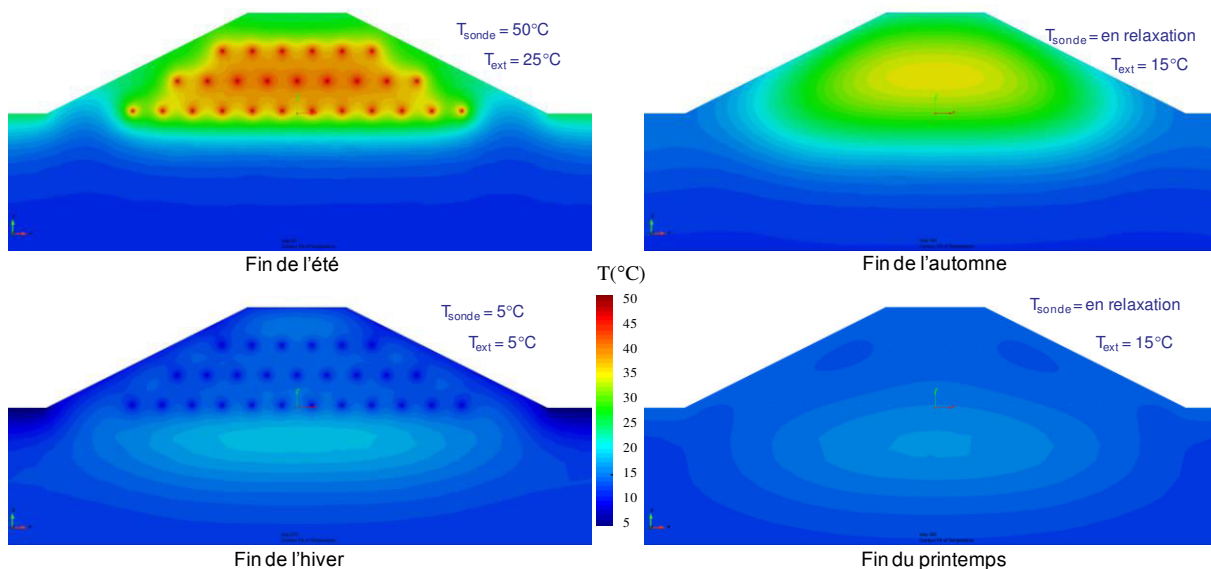


Figure 4. 16 : Champ de température dans le remblai à la fin de chaque saison (Cas N°6).

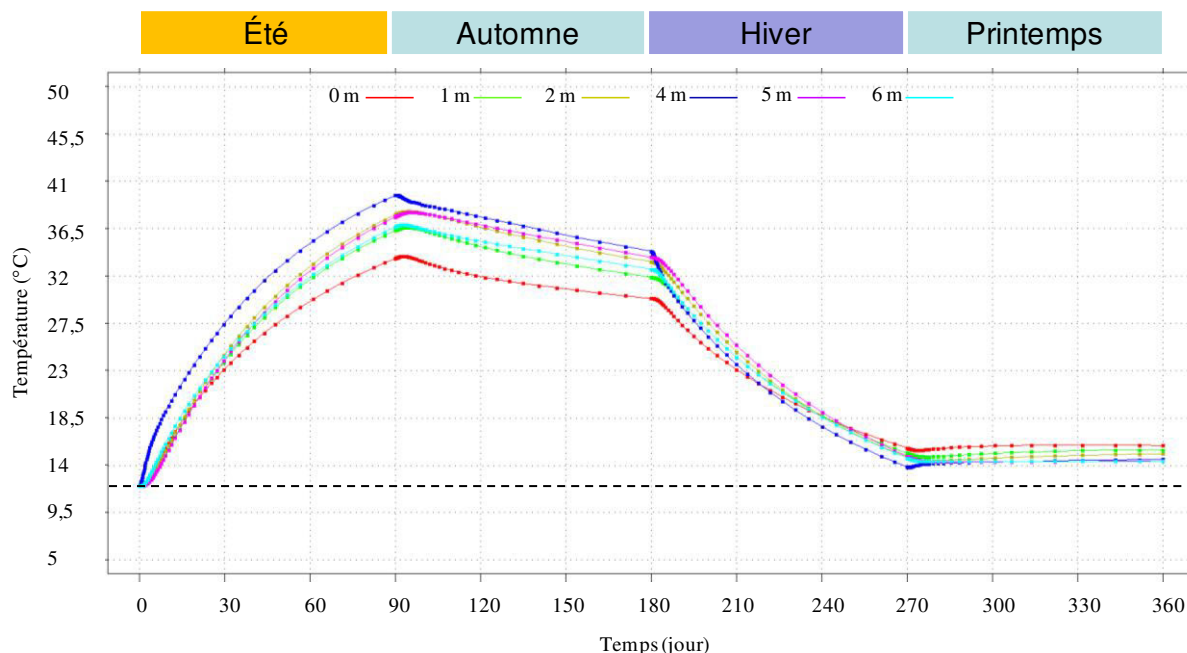


Figure 4. 17 : Évolution de la température pendant une année dans l'axe du remblai à différentes distances de la base du remblai (Cas N°6).

4.4.4 Effet de temps d'exploitation du remblai de stockage

Dans cette partie nous étudions l'effet du temps d'exploitation du remblai sur le comportement thermique de l'ouvrage (cas N°7). Pour cela, la géométrie optimale retenue (cas N°6 : 3 rangés de sondes avec des entraxes de 3 m) est étudiée sur une durée d'exploitation de 10 années.

La *Figure 4. 18* montre l'évolution de la température en fonction du temps dans l'axe du remblai pendant 10 années d'exploitation. Les résultats de la modélisation montrent que la température du remblai augmente au cours de la période d'exploitation. Cette évolution est plus importante sur les trois premières années.

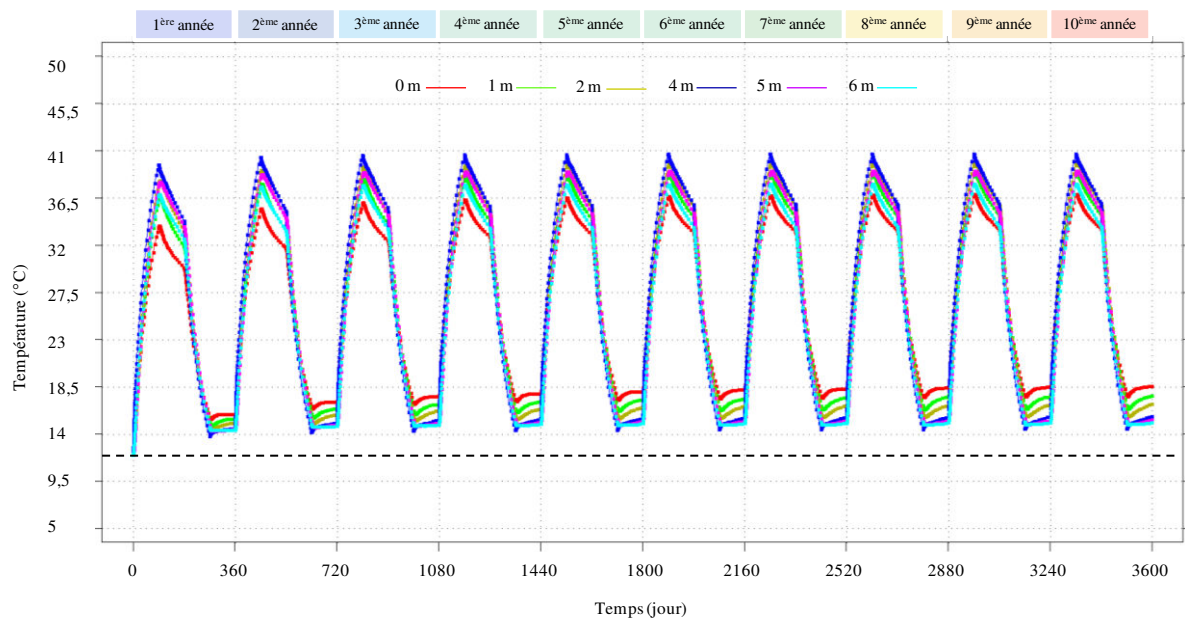


Figure 4. 18 : Évolution de la température pendant 10 années dans l'axe du remblai à différentes distances de la base du remblai (Cas N°7).

Les températures obtenues dans l'axe du remblai sur la ligne des sondes au cours de la simulation de 10 années d'exploitation sont résumées dans le *Tableau 4. 8*.

Tableau 4. 8 : Température (°C) à la fin de chaque saison dans l'axe à la base du remblai

Année / Trimestre	Eté	Automne	Hiver	Printemps
1 ^{ère} année	33,65	29,85	15,61	15,85
2 ^{ème} année	35,29	31,71	16,61	17,00
3 ^{ème} année	35,87	32,43	17,06	17,54
4 ^{ème} année	36,15	32,81	17,30	17,84
5 ^{ème} année	36,33	33,04	17,45	18,05
6 ^{ème} année	36,45	33,21	17,56	18,20
7 ^{ème} année	36,53	33,33	17,65	18,31
8 ^{ème} année	36,60	33,42	17,71	18,39
9 ^{ème} année	36,65	33,49	17,76	18,46
10 ^{ème} année	36,69	33,55	17,80	18,32

La Figure 4. 19 présente l'évolution de la température dans l'axe du remblai sur la ligne des sondes à la fin de chaque saison. Ce résultat montre clairement que la température du sol augmente plus rapidement sur les trois premières années, ensuite l'amplitude de la température diminue pour tendre vers une valeur stable (régime stationnaire). L'amplitude de la variation de la température entre l'été et l'hiver est de $\Delta T = 18,9 \text{ }^\circ\text{C}$.

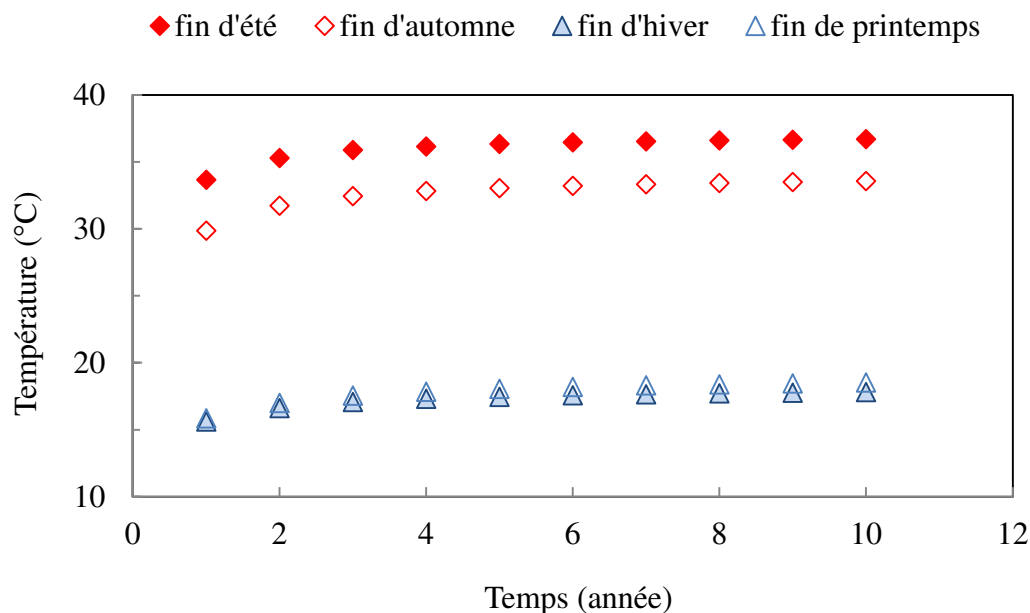


Figure 4. 19 : Évolution de la température à la fin des saisons à l'axe du remblai sur la ligne des sondes.

La Figure 4. 20 présente l'évolution de la différence de température entre la période d'injection et de relaxation (été - automne) et entre la période d'extraction et de relaxation (hiver - printemps). Ce résultat montre que les pertes de chaleurs au cours de la période du stockage (été - hiver) tendent vers un régime stationnaire. A partir de la 7^{ème} année d'exploitation, un $\Delta T = 0,02$ °C/année est obtenu. La diminution de la température en période du stockage est de 3,14 °C au bout de la 10^{ème} année ce qui représente 12 % de la différence entre la température maximale atteinte en été ($T = 36,69$ °C) et la température initiale du sol ($T = 12$ °C).

Entre la fin de la période d'extraction de la température (hiver) et la période de relaxation (printemps), on constate que l'écart de température est très petit et le régime stationnaire est atteint aussi à partir de la 7^{ème} année d'exploitation : un $\Delta T = 0,02$ °C/année est obtenu.

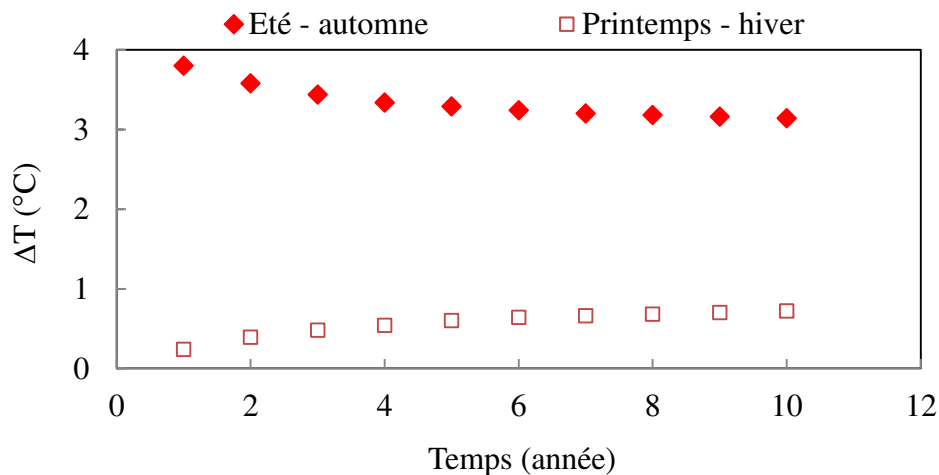


Figure 4. 20 : Evolution des pertes de chaleur entre les périodes d'injection et de relaxation (différence été - automne) et entre les périodes d'extraction et de relaxation (différence hiver - printemps).

La Figure 4. 21 représente les isovaleurs de température obtenus au cours du 10^{ème} cycle. En comparaison avec le cas test N° 06, on constate l'apparition d'un noyau plus chaud à la base du remblai. Le centre du noyau se situe à 5,7 m en-dessous de la ligne des sondes. Une température de $T = 21$ °C est obtenue en ce point à la fin de la dernière année, soit une élévation de la température de $\Delta T = 4,62$ °C par rapport à la fin de la première année (cas N°6).

Cas N°07	Paramètres géométriques		Températures dans les sondes (°C)		Le temps et le type de calcul	
	x (m)	y _{min} (m)	été	hiver	Temps (mois)	Type de calcul
	3	5	50	5	120	TH

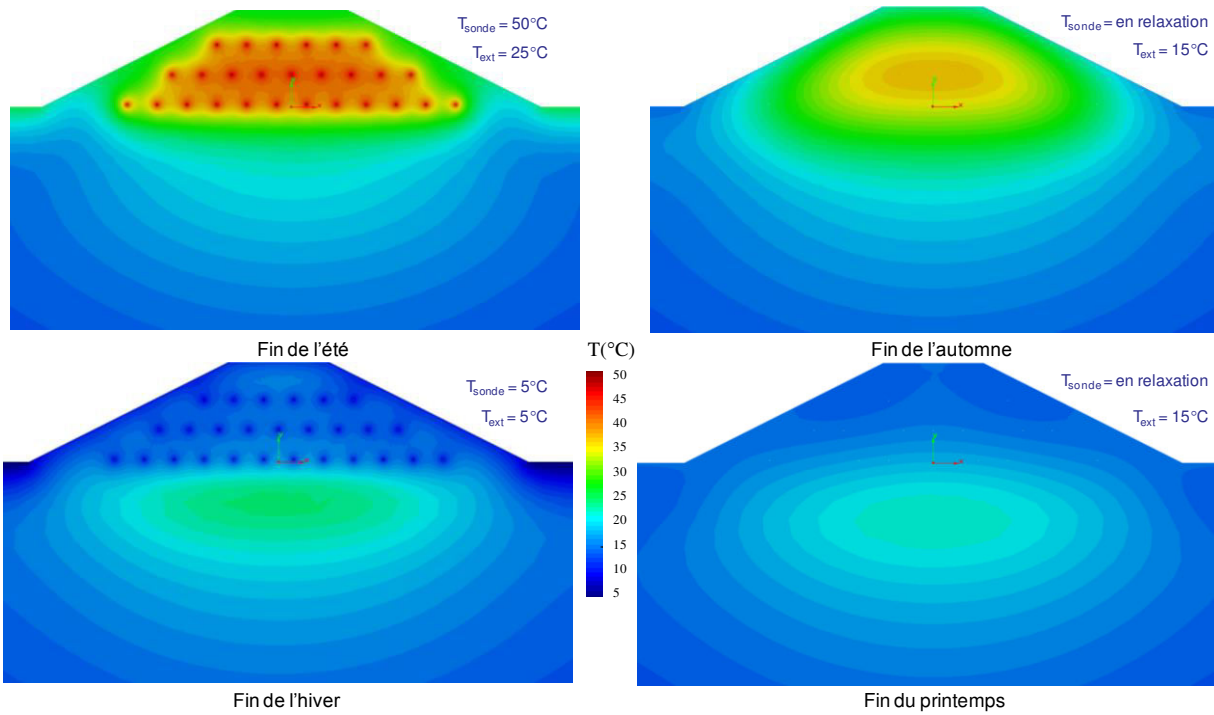


Figure 4. 21 : Champ de température dans le remblai à la fin de chaque saison pour le dernier cycle modélisé (10ème année) (Cas N°7).

4.5 Synthèse

L'objectif de ce chapitre était d'étudier la faisabilité du stockage de chaleur dans un remblai entropique avec des échangeurs horizontaux.

Des essais triaxiaux ont permis de déterminer perméabilité du limon à l'état saturé a été déterminée en appliquant la loi de Darcy pendant le dernier palier de consolidation des éprouvettes. Ainsi la liste des paramètres thermo-hydriques nécessaires à la modélisation d'un remblai modèle a été établie.

Les modélisations thermo-hydrique ont permis d'étudier l'impact de plusieurs paramètres d'optimisation. La comparaison des premiers cas tests a permis de déterminer l'entraxe qui minimise l'interaction entre les dernières sondes thermiques ($x=3$ m), ainsi que la distance optimale entre la dernière sonde et le pied de remblai ($y=11,5$ m) afin d'éviter d'implanter des sondes dans la zone influencée par la température de l'air au cas où aucune isolation thermique ne serait mise en place. Le scénario d'injection/extraction étudié dans le cas test N°4 (50°C en été/5°C en hivers) a montré que la température du remblai à la fin de la période d'extraction reste supérieure à la température initiale. Cela montre que le stockage de chaleur dans le remblai est faisable en choisissant un programme thermique adéquat pour l'exploitation du stockage.

La mise en place de plusieurs lits de sondes thermiques et de l'isolation thermique de la partie supérieure du remblai de stockage permet d'augmenter la capacité du remblai à accumuler de la chaleur au noyau à la fin de la période de relaxation (automne). A la fin de l'année, la température du remblai se ré-homogénéise et reste supérieure à la température initiale. Ces modélisations thermo-hydriques ont permis d'identifier le remblai équipé de 3 lits de sondes espacées de 3m et isolé thermiquement sur sa partie supérieure comme ayant la géométrie optimale. La simulation de ce scénario sur 10 ans montre un réchauffement du remblai sur plusieurs années jusqu'à atteindre une évolution équilibrée au bout de la 7^{ème} année. Dans cet état d'équilibre, où l'évolution des températures est reproductible d'une année sur l'autre, l'amplitude maximale de variation de la température du matériau est de $\Delta T = 26,29$ °C avec une valeur minimale de 14,51°C et une valeur maximale de 40,7 °C à la 10^{ème} année d'exploitation. Ces valeurs sont évaluées dans l'axe du remblai à 4 m de hauteur par rapport à la ligne des sondes. La diminution de la température au cours de la période de stockage est de 3,14 °C, soit 12 % de la différence entre la température maximale atteinte en été et la température initiale du sol.

Conclusion générale

L'objectif de ce travail était d'étudier la faisabilité du stockage de chaleur dans les sols compactés à l'aide des circuits géothermiques horizontaux et de quantifier l'impact de la sollicitation thermique monotone ou cyclique sur la durabilité du système.

L'étude bibliographique (**chapitre 1**) a permis de faire une synthèse des projets de stockage de chaleur et de déterminer les paramètres d'optimisation de ces systèmes. L'influence de la température initiale du sol, l'effet des paramètres thermiques, l'effet de la température de l'air, l'isolation thermique et hydrique et les scénarii d'exploitation de la zone du stockage sont les principaux paramètres étudiés dans les projets du stockage de la chaleur sensible dans les sols naturels. Pour avoir une bonne performance du stockage de chaleur, le sol doit avoir une bonne capacité thermique (C) pour emmagasiner la chaleur et une conductivité thermique optimale (λ) qui assure un bon échange thermique entre le circuit géothermique et le sol. Pour limiter les pertes de chaleur de la zone du stockage, le sol doit avoir une faible diffusivité thermique (α).

Les paramètres thermiques des sols dépendent principalement de la densité, de la teneur en eau et de la nature minéralogique du sol. Les études disponibles dans la bibliographie montrent que la conductivité thermique et la capacité thermique des sols augmentent avec la densité et la teneur en eau. L'effet de la température sur les propriétés thermiques est jugé important pour des températures dépassant 50 °C.

De nombreuses études dans la bibliographie rendent compte de l'évolution des propriétés mécaniques des sols lorsqu'ils sont soumis à des contraintes thermiques. En particulier, les études portant sur les sols non saturés montrent que la pression de préconsolidation augmente

avec l'augmentation de la succion et sous l'effet des cycles de chauffage/refroidissement. De même, le chauffage provoque une diminution de la pression de préconsolidation et une variation de la cohésion du sol.

Pour modéliser le comportement thermo-hydro-mécanique d'un remblai cumulant la fonction du stockage de chaleur et la stabilité mécanique, il est nécessaire d'utiliser un modèle capable de prendre en compte l'état non saturé du sol et de rendre compte de ses évolutions. Le modèle de Barcelone (BBM) proposé pour les milieux non saturés par Alonso et al. (1980) permettant d'étudier le couplage thermo-hydro-mécanique (THM) a été choisi pour la modélisation des remblais de stockage de chaleur dans cette thèse.

Le chapitre d'identification des matériaux d'étude (**chapitre 2**) présente les caractéristiques physiques et mécaniques de base du limon de Plaisir, telles que sa minéralogie, sa granulométrie, sa résistance à la compression simple sont obtenues. D'autres essais sont réalisés pour répondre spécifiquement aux besoins de l'étude. Ainsi, l'effet couplé de la teneur en eau et de la masse volumique sèche sur les propriétés thermiques est étudié sur des éprouvettes préparées par compactage dynamique avec une énergie Proctor normal. Les résultats ont montré que la conductivité thermique des matériaux compactés augmente du côté sec de la courbe de compactage et atteint une valeur maximale aux alentours de l'optimum Proctor. La capacité thermique des matériaux augmente du côté sec de la courbe de compactage et atteint un plateau en dépassant l'optimum Proctor. Ces résultats ont permis de déterminer un état de compactage du sol permettant d'optimiser la fonction du stockage de chaleur et la stabilité mécanique. Cet état de compactage a été conservé dans la suite de l'étude pour déterminer l'effet de variations de température sur les propriétés mécaniques du sol (chapitre 3) et également pour la partie modélisation du comportement couplé thermo-hydro-mécanique du remblai de stockage de chaleur (chapitre 4).

Dans le **chapitre 3**, l'effet de l'évolution monotone et cyclique est étudié sur les propriétés thermiques et mécaniques des sols fins. En cohérence avec la bibliographie (chapitre 1), les résultats montrent que les propriétés thermiques augmentent sous l'effet du chauffage dans le cas des matériaux compactés du côté sec de la courbe de compactage et cette augmentation est particulièrement visible pour les températures importantes (entre 40 et 70°C). La réversibilité du comportement est observée après plusieurs cycles de chauffage-refroidissement. Par la suite, l'effet des cycles de chauffage-refroidissement sur la résistance à la compression simple (R_c) est étudié. Les résultats des essais montrent une augmentation de R_c et une rigidification du matériau après l'application de plusieurs cycles thermiques. Cette augmentation pourrait

être considérée comme étant favorable dans le cadre de l'utilisation de ce matériau comme matériau de stockage de chaleur et pour une stabilité mécanique (ex : remblai routier).

L'effet de l'augmentation de la température et des cycles thermiques est étudié également sur les paramètres pressiométriques du limon de Plaisir. Les résultats des essais montrent que la pression limite Pl et la pression du fluage Pf diminuent avec le chauffage (ramollissement du sol). La comparaison des paramètres pressiométriques normalisés par rapport aux valeurs initiales a permis de constater une diminution quasi-linéaire de ces paramètres avec la température, et ce malgré la différence de la minéralogie et de l'état initial des sols étudiés. Une régression linéaire est proposée permettant d'estimer Pf et Pl en fonction de la température. Sous l'effet de l'application des cycles de température, cette évolution est partiellement réversible et après 12 cycles de chauffage-refroidissement, les paramètres pressiométriques du sol sont augmentés par rapport à l'état initial ce qui signifie que le matériau subit une rigidification. La partie modélisation présentée en **chapitre 4** vise à étudier la faisabilité d'un stockage de chaleur dans un remblai modèle en prenant en compte les évolutions couplées thermo-hydriques liées à l'utilisation spécifique du remblai. La bibliographie du chapitre 1 a permis d'identifier les paramètres d'optimisation possible du stockage puis les essais de caractérisation du chapitre 2 ont conduit à choisir un état optimal de compaction pour le matériau étudié (le limon de Plaisir) garantissant à la fois une traficabilité du remblai et des propriétés thermiques de stockage optimales.

Le but des différents cas tests étudiés lors des modélisations thermo-hydriques était de chercher l'entraxe des sondes thermiques qui minimise leur interaction. Un entraxe de sonde de 3 m paraît optimal pour les cas étudiés. De même, la distance minimale des sondes thermiques par rapport au pied de talus du remblai est déterminée. Cela permet d'éviter l'installation des sondes thermiques dans la zone influencée par la température de l'air dans le cas où la partie externe de la zone de stockage n'est pas isolée. Ensuite, les scénarii d'exploitation du remblai du stockage sont étudiés. Les résultats ont montré que le stockage de chaleur dans un remblai compacté est faisable en choisissant un programme d'exploitation thermique adapté aux propriétés thermiques de la zone de stockage. L'installation de plusieurs lits de sonde et l'isolation de la partie externe du remblai a permis d'améliorer la capacité du stockage de chaleur. La géométrie finale, incluant 3 lits de sondes, une isolation extérieure et un intervalle de température de 50°C en été à 5°C en hivers, permet de garantir une température en fin de cycle supérieure à la température initiale du remblai. Le prolongement de ce cas test sur plusieurs années d'exploitation (10 ans) a montré que la température du

remblai augmente au cours des cycles jusqu'à atteindre un régime stationnaire à partir de la 7^{ème} année de l'exploitation. Dans cet état, l'amplitude de la variation de la température entre l'été et l'hiver est de $\Delta T = 18,9$ °C et la température du matériau ne diminue jamais en dessous de la température initiale du sol.

A ce stade, les points suivants peuvent être proposés pour la suite de ces travaux :

In situ :

La réalisation d'un remblai expérimental équipé des sondes mesurant la température et la teneur en eau et des capteurs de déplacement apportera des informations précises pour une meilleure compréhension des questions posées. Les données météorologiques du site (précipitations, température et humidité relative de l'air) devront également être enregistrées. Le suivi du comportement THM de remblai de stockage thermique devra s'étendre sur plusieurs années afin d'étudier l'influence des cycles thermiques.

Au laboratoire :

Il faudrait réaliser des essais œdométriques et des essais triaxiaux thermo-régulés et à succion contrôlée, ils permettront de déterminer les paramètres du modèle sélectionné pour une étude précise des remblais de stockage qui par définition sont réalisés avec des sols compactés non saturés.

Modélisation :

Le calage des résultats des essais *in situ* avec des modélisations en prenant en compte le couplage THM sera riche en information et permettra d'optimiser les géostructures de stockage de chaleur.

Bibliographie

AFNOR. (1993). NF P94-051 Sols: reconnaissance et essais; Détermination des limites d'Atterberg-Limite de liquidité à la coupelle-Limite de plasticité au rouleau [Soil: Investigation and testing. Determination of Atterberg's limits. Liquid limit test using cassagrande apparatus. Plastic limit test on rolled thread] (p. 15). Paris: Association Française de Normalisation.

AFNOR. (1996). NF P 94-048: Sols : Reconnaissance et Essais – Détermination de la teneur en carbonate –Méthode du calcimètre (p.11). Paris: Association Française de Normalisation.

AFNOR. (1999a). NF EN 933-9: Tests for geometrical properties of aggregates - Part 9: Assessment of fines-Methylene blue test (p.12). Paris: Association Française de Normalisation.

AFNOR. (1999b). NF P 94-093 Sols: Reconnaissance et essais Détermination des références de compactage d'un matériau. Essai Proctor Normal-Essai Proctor Modifié [Soils: Investigation and testing. Determination of the compaction characteristics of a soil. Standard Proctor test. Modified Proctor test] (p. 18). Paris: Association Française de Normalisation.

AFNOR. (2009). ISO 13320: Particle size analysis–Laser diffraction methods (p.60). Paris: Association Française de Normalisation.

Abuel-Naga, H.M. et al., 2005. Thermal consolidation of soft bangkok clay. Lowland technology international, 7(1), pp.13–21.

- Abu-Hamdeh, N.H. (2001). Measurement of the Thermal Conductivity of Sandy Loam and Clay Loam Soils using Single and Dual Probes. *Journal of Agricultural Engineering Research*, 80(2), 209–216.
- Abu-Hamdeh, N.H. (2003). Thermal Properties of Soils as affected by Density and Water Content. *Biosystems Engineering*, 86(1), 97–102.
- Abu-hamdeh, N.H., Khdair, A.I. & Reeder, R.C., 2001. A comparison of two methods used to evaluate thermal conductivity for some soils. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 44, pp.1–6.
- Alonso, E.E., Josa, A. & Gens, A., 1990. A constitutive model for partially saturated soils. *Géotechnique*, 40(3), pp.405–430.
- Baldi, G., Hueckel, T. & Pellegrini, R., 1988. thermal volume changes of the mineral-water system in low porosity clay soils. *Canadian Geotechnical Journal*, pp.807–825.
- Bouazza, A. et al., 2008. Temperature Effects on Volume Change and Hydraulic Properties of Geosynthetic Clay Liners. *The First Pan American Geosynthetics Conference & Exhibition*, C(March), pp.102–109.
- Brandl, H. (2006). Energy foundations and other thermo-active ground structures. *Géotechnique*, 56(2), pp. 81–122.
- De Bruyn, D. & F Thimus, J., 1996. The influence of temperature on mechanical characteristics of Boom clay: The results of an initial laboratory programme. *Engineering Geology*, 41, pp.117–126.
- Brigaud, F., & Vasseur, G. (1989). Mineralogy, porosity and fluid control on thermal conductivity of sedimentary rocks. *Geophysical Journal International*, 98, 525–542.
- Burghignoli, A., Desideri, A. & Miliziano, S., 2000. A laboratory study on the thermomechanical behaviour of clayey soils. *Can Geotech. J.*, 37, pp.764–780.
- Burland, J.B. & Jennings, J.E.B., 1962. Limitations to the Use of Effective Stresses in Partly Saturated Soils. *Géotechnique*, 12(2), pp.125–144.
- Campanella, R. G. & Mitchell, J. K., 1968. Influence of temperature variation on soil behavior. *ASCE Journal SMFD*, 94(3), pp. 1-35.
- Campbell, G.S. et al., 1994. Predicting the effect of temperature on soil thermal conductivity. *Soil Science*, 158(5), pp.307–313.

- Cekerevac, C., 2003a. Comportement thermo-mécanique des sols – étude expérimentale et modélisation constitutive. Actes des XXI^{èmes} Rencontres universitaires de génie civil, 2003, prix « rene houpert ».
- Cekerevac, C., 2003b. Thermal effects on the mechanical behavior of saturated clays: an experimental and constitutive study. PhD thesis, École polytechnique fédérale de Lausanne, Suisse, 200 pp.
- Cekerevac, C. & Laloui, L., 2004. Experimental study of thermal effects on the mechanical behaviour of a clay. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 28(3), pp.209–228.
- Cesare, C. et al., 2016. Engineering geology for society and territory – Volume 1: Climate change and engineering geology, 70(11), pp.1–572.
- Cho, W., Lee, J. & Kang, C., 2000. Influence of temperature elevation on the sealing performance of a potential buffer material for a high-level radioactive waste repository. *Annals of Nuclear Energy*, 27, pp.1271–1284.
- Cho, W.J., Lee, J.O. & Chun, K.S., 1999. The temperature effects on hydraulic conductivity of compacted bentonite. *Applied Clay Science* (14), pp. 47–58.
- Chwieduk D, 1997. Underground Thermal Energy Storage in Poland. Institute of Fundamental Technological Research Polish Academy of Sciences, pp. 1–9.
- Dang Vu, C. & Delcambre, B., 1987. Etude expérimentale et modélisation d'un stockage thermique de longue durée en lit de cailloux enterré, couplé à des capteurs solaires à air. *Revue de Physique Appliquée*, 22, pp.487–503.
- Delage, P. et al., 2009. Permeability changes in Boom clay with temperature. International Conference and Workshop "Impact of Thermo-Hydro-Mechanical-Chemical (THMC) processes on the safety of underground radioactive waste repositories", European Union, Luxembourg, pp. 6–8.
- Delaleux, F., Py, X. & OIIVES, R., 2012. Programme ANR Stock-E 2008 solargeotherm. Laboratoire PROMES équipe SHPE, pp.1–77 .
- De Vries, D. A. (1963). Thermal properties of soils. Dans *Physics of Plant Environment*. Van Wijk, W. R. North-Holland, Amsterdam, pp. 210-235.

- De Vries, D., 1987. The theory of heat and moisture transfer in porous media revisited. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 30(7), pp.1343–1350.
- Dupray, F., Laloui, L. & Kazangba, A., 2013. Numerical analysis of seasonal heat storage in an energy pile foundation. *Computers and geotechnics*, 55, pp.67–77.
- Ehdezi, P.K. (2012). *Enhancing Pavements for Thermal Applications*. PhD thesis, University of Nottingham, Royaume-Uni, 208 pp.
- Ekwe, E.I., Stone, R.J., & Bhagwat, D. (2006). Thermal Conductivity of Some Compacted Trinidadian Soils as affected by Peat Content. *Biosystems Engineering*, 94, 461–469.
- Eslami, H., 2014. *Comportement Thermo-Hydrromécanique Des Sols Au Voisinage Des Geo-Structures Energetiques*. Thèse doctorat, Université de lorraine, Nancy, p213.
- Gabrielsson, A. et al., 1997. Heat storage in soft clay, Swedish. Swedish Council for Building Research (BFR), project numbers 930537-7 and 900401-2.
- Gens, A., Garcia-Molina, A. J., Olivella, S., Alonso, E. & Huertas, F., 1998. Analysis of a full scale in situ test simulating repository conditions. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 22(7), pp.515–548.
- Ghembaza, M.-S., Taïbi, S. & Fleureau, J.-M., 2007. Effet de la température sur le comportement des sols non saturés sur les chemins de drainage et d’humidification. *Canadian Geotechnical Journal*, 44(9), pp.1064–1081.
- Giordano, N., Comina, C., Mandrone, G., & Cagni, A. (2016). Borehole thermal energy storage (BTES). First results from the injection phase of a living lab in Torino (NW Italy). *Renewable Energy*, 86, 993–1008.
- Givoni, B., 1977. Underground longterm storage of solar energy--an overview. *Solar Energy*, 19, pp. 617–623.
- Godefroy, T., 1982. *Contribution à l’étude du stockage de l’énergie solaire par chaleur sensible*. PhD thesis, Université de Dakar, Sénégal, 117 pp.
- Graham, J. et al., 2001. Modified Cam-Clay modelling of temperature effects in clays. *Canadian Geotechnical Journal*, 38(3), pp.608–621.
- GTR, 2000. *Réalisation des remblais et des couches de forme*. Laboratoire central des Ponts et Chaussées, Paris, France, 102 pp.

- Hiraiwa, Y., & Kasubuchi, T. 2000. Temperature dependence of thermal conductivity of soil over a wide range of temperature (5-75°C). *European Journal of Soil Science*, 51(2), pp. 211–218.
- Hueckel, T. & Baldi, G., 1991. Thermoplasticity of saturated clays : Experimental constitutive study. *Journal of Geotechnical Engineering*, 116(12), pp.1778–1796.
- Hueckel, B.T. & Borsetto, M., 1990. Thermoplasticity of saturated soils and shales: constitutive equations. *Journal of Geotechnical Engineering*, 116(12), pp.1765–1777.
- Hueckel, T. & Pellegrini, R., 2001. Thermoplastic modeling of undrained failure of saturated clay due to heating. *Soils and foundations*, 31(3), pp. 1-16.
- IAPWS, 2011. Release on the IAPWS Formulation 2011 for the Thermal Conductivity of Ordinary Water Substance. International Association for the Properties of Water and Steam (IAPWS), Charlotte, NC, 15 pp.
- Jefferson, I. & Foss Rogers, C.D., 1998. Liquid limit and the temperature sensitivity of clays. *Engineering Geology*, 49(2), pp.95–109.
- Katzenbach, R., Clauss, F., Waberseck, T. & Wagner, I. 2008. Coupled Numerical Simulation of Geothermal Energy Systems. The 12th International Conference of International Association for Computer Methods and Advances in Geomechanics (IACMAG) 1-6 October, 2008, Goa, India Coupled, pp.1–6.
- Khemissa, M., 1998. Mesure de la perméabilité des argiles sous contrainte et température. *Revue française de géotechnique* N°82.
- Lingnau, B.E., Graham, J., Yarechewski, D., Tanaka, N., & Gray, M.N., 1996. Effects of temperature on strength and compressibility of sand-bentonite buffer. *Engineering Geology*, 41(1-4), pp.103–115.
- Modaressi, H. & Laloui, L., 1997. A thermo-viscoplastic constitutive model for clays. *International journal for numerical and analytical methods in geomechanics*, 21, pp.313–335.
- Moritz, L., 1995. Geotechnical Properties of Clay at Elevated Temperatures. Swedish Council for Building Research (BFR), project numbers 900401-2 and 930537-7, 72pp.
- Olchitzky, E., 2002. Couplage hydromécanique et perméabilité d'une argile gonflante non saturée sous sollicitations hydriques et thermiques Courbe de sorption et perméabilité à l'eau. ENPC. PhD thesis, École Nationale des Ponts et Chaussées, Paris, France. 184 pp.

- Philippe, M., 2010. Développement et validation expérimentale de modèles d'échangeurs géothermiques horizontaux et verticaux pour le chauffage de bâtiments résidentiels. PhD thesis, MINES ParisTech. 116pp.
- Picard, J., 1994. Ecroûissage thermique des argiles saturées : application au stockage de déchets radioactifs. PhD thesis, École Nationale des Ponts et Chaussées, Paris, France. 242 pp.
- Pinel, P., Cruickshank, C. A., Beausoleil-Morrison, I. & Wills, A. 2011. A review of available methods for seasonal storage of solar thermal energy in residential applications. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 15(7), pp. 3341–3359.
- Pusch, R. & Karnland, O., 1996. Physico/chemical stability of smectite clays. *Engineering Geology*, 41(1-4), pp.73–85.
- Recordon, E., 1993. Déformabilité des sols non saturés à diverses températures. *Revue française de géotechnique*, (65), pp.37–56.
- Romero, E., Gens, A. & Lloret, A., 2001. Temperature effects on the hydraulic behaviour of an unsaturated clay. *Geotechnical and Geological Engineering*, pp. 311–332.
- Rutqvist, J., Ijiri, Y. & Yamamoto, H., 2010. Implementation of the Barcelona basic model into TOUGH-FLAC for simulations of the geomechanical behavior of unsaturated soils, Lawrence Berkeley National Laboratory, Office of Scientific and Technical Information, U.S. Dept. of Energy, (June), 40 pp.
- Shelton, J., 1975. Underground storage of heat in solar heating systems. *Solar Energy*, 17(1), pp.137–143.
- Smits, K., Sakaki, T., Howington, S., Peters, J., & Illangasekare, T. (2013). Temperature dependence of thermal properties of sands across a wide range of temperatures (30-70°C). *Vadose Zone Journal*, 12 : doi 10.2136/vzj2012.0033.
- Sultan, N., Delage, P. & Cui, Y., 2002. Temperature effects on the volume change behaviour of Boom clay. *Engineering Geology*, 64(2-3), pp. 135–145.
- Tanaka, N., Graham, J. & Crilly, T., 1997. Stress-strain behaviour of reconstituted illitic clay at different temperatures. *Engineering Geology*, 47(4), pp. 339–350.
- Tang, A., 2005. Effet de la température sur le comportement des barrières de confinement. PhD thesis, École Nationale des Ponts et Chaussées, Paris, France, 201 pp.

- Towhata, I., Kuntiwattanaku, P. & Kobayashi, H., 1993. Volume change of clays induced by heating as observed in consolidation tests. *Soils and foundations*, 33(4), pp.170–183.
- Villar, M. V, Gomez-Espina, R. & Lloret, A., 2010. Experimental investigation into temperature effect on hydro-mechanical behaviours of bentonite. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 2(1), pp.71–78.
- Villar, M.. & Lloret, 2004a. Influence of temperature on the hydro-mechanical behaviour of a compacted bentonite. *Applied Clay Science*, 26(1-4), pp. 337–350.
- Wiebe, B. Graham, J., Tang, G.X., & Dixon, D., 1998. Influence of pressure, saturation, and temperature on the behaviour of unsaturated sand-bentonite. *Canadian Geotechnical Journal*, 35(2), pp.194–205.
- Wu, W., Li, X. & Charlier, R., 2004. A thermo-hydro-mechanical constitutive model and its numerical modelling for unsaturated soils. *Computers and Geotechnics*, 31(2), pp.155–167.
- Ye, W.M., Wan, M., Chen, B., Chen, Y. G., Cui, Y. J. & Wang, J., 2012. Temperature effects on the swelling pressure and saturated hydraulic conductivity of the compacted GMZ01 bentonite. *Environmental Earth Sciences*, 68(1), pp. 281–288.

Annexe 1

Résolution d'un problème THM sur Code_Bright

Le code de calcul éléments finis Code-Bright permet de résoudre un problème THM en se basant sur la méthode compositionnelle. Le sol est supposé constitué de trois phases qui sont : la phase solide (s), la phase liquide (l) et la phase gazeuse (g). Deux espèces sont considérées, l'eau (w) et l'air (a). La phase liquide contient l'eau et l'air dissous et la phase gazeuse contient l'air et la vapeur d'eau.

Les équations d'équilibre sont résolues simultanément pour tenir compte des diverses combinaisons entre les phénomènes. Ces équations sont écrites en termes d'inconnus lorsque les équations constitutives sont y substituées. Les variables dépendantes sont reliées avec les inconnues par les restrictions d'équilibre.

Les équations d'équilibre

Pour résoudre les équations d'équilibre dans le code de calcul éléments finis Code-Bright, les hypothèses suivantes sont considérées :

- L'air est considéré comme un élément et constitue la composante principale de la phase gazeuse ;
- L'équilibre thermique entre la phase solide, la phase liquide et la phase gazeuse est supposé, ce qui veut dire que les trois phases ont la même température ;
- Les variables d'état sont : la pression de l'eau P_l ; la pression du gaz P_g ; le déplacement u et la température T ;

- L'équilibre du milieu est régi par l'équation d'équilibre dans laquelle la loi de comportement du matériau est substituée permettant de relier les contraintes aux déformations ;
- L'équilibre des éléments dissous et la phase liquide sont régis par les équations constitutives (la loi de Darcy et la loi de Fick) ;
- Les paramètres physiques des lois constitutives sont en fonction de la température et de la pression.

Le programme Code_Bright utilise la méthode des éléments finis pour résoudre le couplage des équations présentées ci-dessous. Les principaux éléments dans le programme sont les suivants :

- Une fonction d'interpolation linéaire est utilisée pour les segments, les triangles, les quadrilatères, les tétraèdres, les prismes triangulaires et les prismes quadrilatères. L'intégration analytique est utilisée pour les segments, les triangles et les tétraèdres. Pour les éléments quadrilatères, prismes triangulaire arbitraire et les prismes quadrilatères, l'intégration numérique est utilisée ;
- La méthode des différences finis avec le schéma implicite est utilisée pour l'intégration dans le temps ;
- La méthode de Newton-Raphson est utilisée pour résoudre le système d'équation algébrique non linéaire après la discrétisation spatiale et temporelle

Les équations d'équilibre sont données ici :

Equation de conservation du solide (Inconnue : porosité ϕ):

$$\frac{\partial}{\partial t}(\theta_s(1-\phi)) + \nabla \cdot (j_s) = 0 \quad (1)$$

Equation de conservation de la masse d'eau (Inconnue : pression du liquide P_l):

$$\frac{\partial}{\partial t}(\theta_l^w S_l \phi + \theta_g^w S_g \phi) + \nabla \cdot (j_l^w + j_g^w) = f^w \quad (2)$$

Equation de conservation de la masse d'air (Inconnue : pression du gaz P_g):

$$\frac{\partial}{\partial t}(\theta_l^a S_l \phi + \theta_g^a S_g \phi) + \nabla \cdot (j_l^a + j_g^a) = f^a \quad (3)$$

Equation de conservation de l'énergie interne (Inconnue : température T):

$$\frac{\partial}{\partial t} (E_s \rho_s (1 - \phi) + E_l \rho_l S_l \phi + E_g \rho_g S_g \phi) + \nabla \cdot (i_c + j_{Es} + j_{El} + j_{Eg}) = f^Q \quad (4)$$

Equation d'équilibre mécanique (Inconnue : le déplacement u):

$$\nabla \sigma + b = 0 \quad (5)$$

Avec : ϕ : la porosité ; θ : la teneur en eau volumique unitaire de phase ; j : le flux de masse total ; j_E : le flux d'énergie dus au mouvement de masse ; S_l , S_g : le degré de saturation des phases liquides et gazeuses, respectivement ; E : l'énergie interne spécifique ; i_c : flux de chaleur conducteur ; b : les forces volumiques ; les indices inférieurs s , l et g se rapportent à la phase solide, liquide et gazeuse, respectivement. Les indices supérieurs w et a se rapportent à l'eau et à l'air, respectivement.

Les restrictions d'équilibre

La masse de la vapeur d'eau par unité de volume de la phase gazeuse (θ_g^w) est reliée à la succion de sol par la loi de Kelvin :

$$\theta_g^w = (\theta_g^w)^0 \exp \left[-\frac{(P_g - P_l) M_w}{R(T + 273.15) \rho_l} \right] \quad (6)$$

Avec : $(\theta_g^w)^0$: la densité de vapeur à une succion nulle ; M_w : est la masse moléculaire de l'eau (0,018 kg/mol); R : la constante de gaz parfait (8,314 J/mol.K).

L'air dissous dans la phase liquide est donné par la loi d'Henry :

$$\omega_l^a = \frac{P_a M_a}{H M_w} \quad (7)$$

Avec : ω_l^a : la fraction de la masse de l'air dans la phase liquide ; P_a : la pression partielle de l'air ; M_a : la masse moléculaire de l'air (0,02895 kg/mol) ; H : la constante d'Henry (10000 Mpa).

Les équations constitutives

Thermique

Le flux de chaleur conducteur est régi par la loi de Fourier :

$$i_c = -\lambda \nabla T$$

(8)

La variation de la conductivité thermique en fonction des paramètres du milieu est donnée dans le chapitre 02 (partie 4.4.1).

Les énergies internes spécifiques par unité de masse du liquide E_l , du gaz E_g et du solide E_s sont données par (Gens et al. 1998) :

$$E_l (J / kg) = 4180T\omega_l^w + 1006T\omega_l^a \quad (9)$$

$$E_g (J / kg) = (2.5 \times 10^6 + 1900T)\omega_g^w + 1006T\omega_g^a \quad (10)$$

$$E_s (J / kg) = c_s T \quad (11)$$

Avec : c_s : la chaleur spécifique du solide ; T : la température en °C ; ω : la fraction de la masse de l'espèce (w ou a) dans la phase (l ou g).

Hydraulique

Les écoulements de l'eau et du gaz dans le milieu poreux sont régis par la loi Darcy :

$$q_\alpha = -\frac{k_{r\alpha} k}{\mu_\alpha} (\nabla P_\alpha - \rho_\alpha g) \quad (\alpha = l, g) \quad (12)$$

Avec : q : le flux advective ; k : le tenseur de la perméabilité intrinsèque qui dépend de la structure des pores du milieu poreux ; $k_{r\alpha}$: la perméabilité relative qui contrôle la variation de la perméabilité dans un milieu non saturé ; μ_α : la viscosité dynamique ; g : le vecteur de la gravité ; P_α : la pression de la phase α . Dans ces expressions l'indice inférieur α s'adresse à la phase liquide et la phase gazeuse.

La variation de la perméabilité intrinsèque en fonction de la porosité du milieu est donnée par :

$$k = k_0 \frac{\phi^3}{(1-\phi)^2} \frac{(1-\phi_0)^2}{\phi_0^3} \quad (13)$$

Avec : k_0 : la perméabilité intrinsèque correspondant à ϕ_0 (porosité de référence).

La relation de la perméabilité relative à l'eau en fonction de degré de saturation utilisée dans le cadre de cette thèse est donnée par la loi généralisée de puissance :

$$k_{rl} = AS_e^n \quad (14)$$

La perméabilité relative à l'air est donnée par :

$$k_{rg} = 1 - k_{rl} \quad (15)$$

La relation reliant le degré de saturation et la succion du sol est déterminée dans le chapitre 2 (partie 2.3.4.4).

La diffusion moléculaire de la vapeur d'eau dans l'air est gouvernée par la loi de *Fick* :

$$i_g^w = -D_g^w \nabla \omega_g^w = -(\phi \rho_g S_g \tau D_m^w I) \nabla \omega_g^w \quad (16)$$

Avec i_g^w : flux non-advective de la masse d'eau dans la phase gazeuse ; D_g^w : tenseur de dispersion ; ω_g^w : la fraction de la masse de l'eau dans la phase gazeuse ; τ : la tortuosité du milieu . Le coefficient de diffusion moléculaire de la vapeur d'eau dans la phase gazeuse est donné par :

$$D_m^w = 5,9 \times 10^{-12} \frac{(273,15 + T)^{2,3}}{P_g} \quad (17)$$

Mécanique

Plusieurs modèles mécaniques sont intégrés dans ce code de calcul : élastique linéaire ; élastique non linéaire ; viscoplasticité pour les matériaux salins ; viscoplasticité pour les sols non saturés ;... ; Thermo-élasto-plasticité pour les sols (BBM).

Dans le cadre de cette thèse, ce dernier modèle est utilisé. Le détail de modèle est développé dans le chapitre 01 (partie 4.2).