

الجمهورية الجزائرية الديمقراطية الشعبية

REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE

وزارة التعليم العالي والبحث العلمي

Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique

جامعة أبي بكر بلقايد - تلمسان -

Université Aboubakr Belkaïd – Tlemcen –

Faculté de TECHNOLOGIE



THESE

Présentée pour l'obtention du grade de **DOCTORAT** en **Génie Civil**

Spécialité : Géotechnique, Eau et Risques Sismiques

Par : **Hachimi DAHHAOUI**

Sujet

**Influence de la non saturation et de la température sur
le fluage des sols argileux**

Soutenue publiquement, le **17/10/2018**, devant le jury composé de :

Abdelmalek BEKKOUCHE	Professeur	UAB. Tlemcen	Président
Mohammed Amine ALLAL	Professeur	UAB. Tlemcen	Examineur
Habib TROUZINE	Professeur	UDL. Sidi Bel Abbès	Examineur
Abdeldjalil ZADJAOUI	Professeur	UAB. Tlemcen	Directeur de thèse
Naïma BELAYACHI	Maître de conférences –HDR-	Université d'Orléans. France	Co-Encadreur

« La lecture de tous les bons livres est comme une conversation avec les plus honnêtes gens des siècles passés »

René Descartes (1596-1650)

« Rien n'est mieux que de lire et d'avoir de plus en plus de connaissances »

Stephen Hawking (1942-2018)

REMERCIEMENT

Cette thèse est le fruit d'un travail collectif qui n'aurait pas vu le jour sans :

Mon directeur de thèse, monsieur **Abdeldjalil ZADJAOUI**, professeur à la faculté de technologie de l'université de Tlemcen, pour la direction et le suivi des travaux menés. Je lui suis reconnaissant pour sa disponibilité et son soutien continu et inconditionné. Je l'exprime toute ma gratitude pour la confiance qu'il m'a accordée afin de mener à bien mes recherches.

Mon encadrante, madame **Naima BELAYACHI**, maître de conférences HDR à l'École Polytechnique de l'université d'Orléans — France, pour ses capacités scientifiques, ses conseils et son soutien... qui m'ont permis l'achèvement de ce travail. Qu'elle trouve dans cette thèse le fruit de toutes nos discussions et complicités pour lesquelles elle n'a ménagé ni son temps ni ses efforts.

Durant quatre ans passés en thèse, j'ai beaucoup apprécié la générosité scientifique de mes encadrants ainsi leurs compétences profondes et leurs qualités humaines. Je leur serais éternellement reconnaissant.

Je remercie profondément monsieur **Abdelmalek BEKKOUCHE**, professeur à la faculté de technologie de l'université de Tlemcen, de nous avoir honoré de présider ce jury, d'examiner et de rapporter ce travail.

Je remercie également mes deux examinateurs monsieur **Mohammed Amine ALLAL**, professeur à la faculté de technologie de l'université de Tlemcen, et monsieur **Habib TROUZINE**, professeur à la faculté de technologie de l'université de Sidi Bel Abbès, pour leur lecture profonde ; leur évaluation et d'avoir accepté la tâche de rapporter cette thèse. La version définitive tient en compte de l'ensemble des remarques et suggestions proposées.

J'exprime mes vifs remerciements à mademoiselle **Myriam DUC**, chargée de recherche, physico-chimiste à l'Institut Français des Sciences et Technologies des Transports de l'Aménagement et des Réseaux (IFSTTAR-Paris), pour son accueil dans le laboratoire Sols,

Roches et Ouvrages (SRO) et sa collaboration dans le cadre de la caractérisation physico-chimique des matériaux étudiés dans cette thèse.

J'ai eu l'opportunité de faire un stage pratique sur le matériel d'essai au niveau de l'Université Polytechnique de Catalogne (Barcelone) chez le professeur **Eduardo ALONSO** et le professeur **Enrique ROMERO**. Qu'ils veuillent bien d'accepter mes sincères remerciements pour leur aide et remarques sur le développement de l'appareillage.

Monsieur **Anh Minh TANG** chercheur senior au CERMES pour les discussions passionnantes que j'ai pu avoir avec lui lors de mon séjour scientifique à Orléans.

Je remercie mes collègues que j'ai connus depuis ma thèse entre l'Algérie et la France, surtout ceux qui m'ont donné de sérieux coups de main : **Brahim ISMAIL** et **Issam AALIL**.

J'exprime mes sincères remerciements et la plus profonde reconnaissance à **ma mère** qui est satisfaite et contente de voir ce travail fini. Son soutien quotidien a été important, et je lui dois beaucoup... je n'arrive pas à trouver les mots pour exprimer ma reconnaissance et mon amour éternel à **Papa** et **Maman** ! Je vous dédie modestement ce travail.

Mes derniers remerciements iront à **mon épouse**, qui m'a soutenue pendant ma thèse sans oublier ma petite fille **Leila** qui vient de rejoindre mon foyer ! La voir grandir et s'épanouir sera une source d'émerveillement ! Puis sa vie être faite de rires, d'allégresse, et de découvertes !

Un clin d'œil pour **mes frères** et **ma sœur** (et leurs familles !)

À tous ceux qui, de près ou de loin, ont contribué à l'aboutissement de cette thèse sans oublier ceux qui sont venus me supporter le jour J.

C'est grâce à vous que je suis là maintenant !

Merci à tous !

RÉSUMÉ

Influence de la non saturation et de la température sur le fluage des sols argileux

Cette thèse est consacrée à l'étude du comportement au fluage des matériaux argileux, en se basant sur deux démarches complémentaires : une démarche expérimentale et une approche de modélisation numérique.

Dans un premier temps, le comportement au fluage de deux matériaux a été étudié expérimentalement, en effectuant une série de tests œdométriques à haute pression. Ces tests ont mis en évidence l'effet hydrique et thermique sur le phénomène de fluage des deux matériaux. Dans un second temps, une modélisation a été proposée en prenant en compte l'influence à la fois de la microstructure, de la température et de la non saturation sur le comportement macroscopique du matériau en utilisant une approche d'homogénéisation numérique. La représentation de la microstructure a été basée ici sur la définition d'un volume élémentaire représentatif pour les milieux périodiques.

L'extension de la modélisation dans le cas thermo-mécanique et hydromécanique a été réalisée en considérant la variation de certains paramètres en fonction de la température et l'humidité. La comparaison entre les simulations numériques et les résultats expérimentaux montre non seulement l'efficacité de l'approche utilisée et sa faisabilité mais aussi ses limites et difficultés d'identification de paramètres.

Mots-clés : Fluage, Bentonite, Température, Non saturé, Homogénéisation numérique, ANSYS.

SUMMARY

Unsaturation and temperature effects on creep behavior of clay soils

This thesis is devoted to the study of the creep behavior of clay materials, based on two complementary approaches: an experimental process and a numerical modeling approach.

In a first step, the creep behavior of two materials was studied experimentally, by performing a series of high pressure oedometric tests. These tests have demonstrated the hydric and thermal effect on the creep phenomenon of two materials. In a second step, a modeling was proposed taking into account the influence of microstructure, temperature and unsaturation on the macroscopic behavior of the material using a numerical homogenization approach. The representation of the microstructure was based on the definition of a representative volume elementary for periodic media.

The extension of the modeling in the thermomechanical and hydromechanical case was carried out by considering the variation of certain parameters as a function of temperature and humidity. The comparison between the numerical simulations and the experimental results shows not only the effectiveness of the approach used and its feasibility but also its limitations and difficulties in identifying parameters.

Key-words: Creep, Bentonite, Temperature, Unsaturated, Numerical homogenization, ANSYS.

ملخص

تأثير عدم التشبع بالماء والحرارة على التشوه البطيء للأتربة الطينية

هذه الأطروحة مخصصة لدراسة سلوك التشوه البطيء للمواد الطينية، استنادا الى خطتين تكميليتين: خطة تجريبية ومنهجية النمذجة الرقمية.

في بادئ الامر، تمت دراسة سلوك التشوه البطيء لنوعين من الأتربة وهذا بإجراء سلسلة من تجارب تحميل التربة ذات الضغط العالي. وقد أظهرت هذه التجارب تأثير دور الحرارة والرطوبة على ظاهرة التشوه البطيء لهاتين الترتبتين.

في المرحلة الثانية، تم اقتراح نموذج مع الأخذ بعين الاعتبار تأثير البنية الدقيقة، الحرارة، وعدم التشبع للمادة على السلوك الماكروسكوبي باستخدام منهجية التجانس الرقمي. يستند تمثيل البنية المجهرية هنا على تعريف الحجم العنصري التمثيلي للوسط الدوري.

تم تمديد النموذج الى الحالة الهيدروميكانيكية والحرارة الميكانيكية من خلال النظر في العلاقة والتغير بين بعض ميزات النموذج مع الحرارة والرطوبة. المقارنة ما بين النتائج العددية والنتائج التجريبية توضح ليس فقط نجاعة الطريقة المستعملة وتطبيقها ولاكن أيضا حدودها ومشاكل تعريف عوامل النموذج المقترح.

الكلمات المفتاحية : التشوه البطيء، البنتونايت، الحرارة، عدم التشبع، التجانس الرقمي، ANSYS.

TABLE DES MATIERES

REMERCIEMENT	I
RÉSUMÉ	III
SUMMARY	IV
ملخص	V
TABLE DES MATIERES	VI
NOTATIONS	IX
LISTE DES FIGURES	XII
LISTE DES TABLEAUX	XVI
INTRODUCTION GÉNÉRALE	1
CHAPITRE I ETAT DE CONNAISSANCES SUR LE FLUAGE DES SOLS ARGILEUX	1
1.1 Introduction.....	4
1.2 Généralités et définitions sur le fluage	4
1.3 Etude du fluage	5
1.3.1 Cas œdométrique.....	6
1.3.2 Cas triaxial	12
1.4 Modélisation du comportement au fluage des géomatériaux	17
1.4.1 Approches macroscopiques	17
1.4.2 Approches microscopiques	25
1.5 Conclusion	29
CHAPITRE II ETUDE EXPERIMENTALE DE FLUAGE : EFFET DE LA TEMPÉRATURE ET DE L'HUMIDITÉ RELATIVE	34
2.1 Introduction.....	30
2.2 Matériaux utilisés	30
2.2.1 Caractéristiques physiques.....	31
2.2.2 Caractéristiques hydriques : la perméabilité intrinsèque	31
2.2.3 Caractéristiques thermiques : essai de conductivité	33
2.3 Banc d'essai de fluage	34
2.3.1 Dispositif œdométrique sans température.....	36
2.3.2 Dispositif œdométrique avec température	37
2.3.3 Dispositif œdométrique à succion contrôlée.....	38
2.4 Préparation des éprouvettes.....	39

2.4.1 Eprouvettes compactées au voisinage de l'Optimum Proctor.....	39
2.4.2 Eprouvettes compactées à succion imposée	40
2.5 Résultats expérimentaux.....	42
2.5.1 Caractérisation de la consolidation secondaire	44
2.5.2 Effet de l'humidité relative.....	47
2.5.3 Effet de la température.....	49
2.6 Conclusion	50
CHAPITRE III ETUDE NUMERIQUE DU COMPORTEMENT AU FLUAGE PAR UNE MÉTHODE D'HOMOGENÉISATION	61
3.1 Introduction.....	51
3.2 Caractérisation microstructurale des matériaux.....	51
3.2.1 Analyse minéralogique (diffraction par des rayons X)	52
3.2.2 Analyse de porosité avec porosimétrie par intrusion de mercure.....	58
3.2.3 Analyse par microscope électronique à balayage environnementale (MEBE)	62
3.3 Volume élémentaire représentatif des matériaux.....	65
3.4 Formulation du modèle et validation par des résultats expérimentaux	67
3.4.1 Homogénéisation et formulation numérique sans température.....	70
3.4.2 Homogénéisation et formulation du couplage T-M.....	75
3.5 Analyse numérique.....	79
3.5.1 Distributions des contraintes et déformations dans le VER.....	79
3.5.2 Influence de la porosité et des minéraux.....	80
3.6 Conclusion	81
CHAPITRE IV PRISE EN COMPTE DE LA NON SATURATION DANS LA MODÉLISATION DU COMPORTEMENT AU FLUAGE.....	82
4.1 Introduction.....	82
4.2 Modèles de fluage d'une argile non saturée.....	82
4.2.1 Modèles améliorés par Lai et al. 2010 et 2014	82
4.2.2 Modèles améliorés par Zou et al. 2013.....	85
4.3 Comportement au fluage des sols non saturés : proposition d'un modèle.....	87
4.3.1 Modèles de fluage primaire « Modified Time Hardening »	87
4.3.2 Prise en compte de la succion	87
4.3.3 Validation avec les résultats d'essais expérimentaux.....	90
4.5 Courbes de fluage à différentes humidités	94
4.6 Conclusion	95

CHAPITRE V MODÉLISATION DU COMPORTEMENT AU FLUAGE D'UNE ROCHE ARGILEUSE HÉTÉROGÈNE	97
5.1 Introduction.....	97
5.2 Revue de littérature sur le fluage de l'argilite Callovo-Oxfordian.....	97
5.3 Procédure de modélisation par homogénéisation numérique	99
5.3.1 Description du matériau, représentation du VER et conditions aux limites	99
5.3.2 Comportement local des constituants	101
5.3.3 Homogénéisation	104
5.4 Résultats et discussions.....	106
5.4.1 Validation de la modélisation avec les résultats expérimentaux.....	106
5.4.2 Comparaison avec d'autres modèles	108
5.4.3 Influence de la fraction volumique des constituants	109
5.4.4 Distributions des contraintes et déformations dans le VER.....	110
5.5 Conclusion	112
CONCLUSIONS	113
PERSPECTIVES	116
RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES	118

NOTATIONS

Notations générales de la mécanique :

σ	Tenseur de contrainte microscopique
Σ	Tenseur de contrainte macroscopique
σ'	Contrainte effective
σ_1	Contrainte axiale
σ_3	Contrainte latérale
σ_y	Limite d'élasticité
$\sigma'_{z,0}$	Contrainte effective verticale et initiale
σ'_z	Contrainte effective verticale
$\sigma'_{z,pc}$	Contrainte de pré consolidation verticale
σ'_u	Contrainte effective unitaire
q	Déviateur
q_f	Résistance au cisaillement induisant la rupture
D^r	Niveau de déviateur (q/q_f)
P	Pression appliquée
P_{atm}	Pression atmosphérique
P_1	Pression de l'injection
P_m	Pression moyenne
ε	Tenseur de déformation microscopique
E	Tenseur de déformation macroscopique
ε^e	Déformation élastique
ε^{vp}	Déformation viscoplastique
ε_z	Déformation verticale
$\dot{\varepsilon}$	Tenseur du taux de déformation microscopique
\dot{E}	Tenseur du taux de déformation macroscopique
$\dot{\varepsilon}_V$	Taux de déformation volumétrique
$\dot{\varepsilon}_q$	Taux de déformation déviatorique
$\dot{\varepsilon}_1$	Taux de déformation unidimensionnel
ε_∞	Déformation limite
t	Temps
t_i	Temps de référence
t_{100}	Fin de la consolidation primaire
Ψ	Angle de dilatance du matériau
E	Module de Young

ϑ	Coefficient de Poisson
ϕ'	Angle de frottement interne
c'	Cohésion
η	Viscosité dynamique du matériau
k_s	Variable d'écroutissage
f_d	Surface de charge dynamique
f_0^{ep}	La fonction de la ligne de temps de référence
f_∞^{ep}	La fonction de la ligne de temps limite
ϕ	Noyau visqueux
g	Fonction du potentiel plastique
$\langle \rangle$	Crochets de macaulays
Λ	Multiplicateur viscoplastique non négatif
β	Coefficient de Klinkenberg
μ	Viscosité dynamique de l'azote
γ	Tension de surface du mercure
θ	Angle de contact
C_i ($i=1\sim 7$)	Coefficient de fluage dépendant du matériau
R (et R^2)	Coefficient de corrélation (et de détermination) d'une relation entre deux grandeurs physiques avec sa courbe de tendance

Notations des paramètres physiques

e_0	Indice de vide initial
e	Indice des vides
n	Porosité
γ_h	Poids volumique humide
γ_s	Poids volumique des particules solides
γ_w	Poids volumique de l'eau
γ_h	Poids volumique humide
γ_d	Poids volumique sec
G_d	Densité sèche
C_{re}	Indice de recompressibilité
C_c	Indice de compressibilité
C_{ce}	Indice de compressibilité par rapport à (e)
$C_{c\varepsilon}$	Indice de compressibilité par rapport à (ε)
C_α	Indice de fluage
$C_{\alpha e}$	Indice de fluage par rapport à (e)
$C_{\alpha\varepsilon}$	Indice de fluage par rapport à (ε)
m'	Paramètre définit par la relation (C_c/C_α)

w_L	Limite de liquidité
I_P	Indice de plasticité
v	Volume spécifique ($v=1+e$)
d	Diamètre de l'éprouvette
h	Hauteur de l'éprouvette
D	Diamètre des pores
L	Hauteur de l'échantillon
A	Section de l'échantillon

Notations des paramètres hydriques

Q_1	Débit volumique
HR	Humidité relative
s	succion
w	Teneur en eau
S_r	Degré de saturation
K_a	Perméabilité apparente
K_v	Perméabilité intrinsèque
γ	Paramètre de fluidité
u_a	Pression de l'eau

Notations des paramètres thermiques

T	Température
λ	Conductivité thermique
α	Dilatation thermique
c	Chaleur spécifique

Abréviations

BTV	Bentonite tout venant
BC	Bentonite commerciale
VER	Volume élémentaire représentatif
MTH	Modified Time Hardening
CTH	Combined Time Hardening
UU	Essai non consolidé non drainé
CD	Essai consolidé drainé
CU	Essai consolidé non drainé
C_U	Essai de mesure de résistance au cisaillement non drainé

LISTE DES FIGURES

CHAPITRE I

Fig. 1. 1 : Essai de fluage (a) relation contrainte-déformation ; (b) histoire de chargement ; (c) histoire des déformations (Augustesen et al. 2004).....	5
Fig. 1. 2 : Croquis de l'Oedomètre (le schéma n'est pas à l'échelle) (Degago 2011).....	6
Fig. 1. 3 : (a) Œdomètre haute pression (b) cellule d'œdomètre et système de contrôle de succion (Ye et al. 2014).....	7
Fig. 1. 4 : Œdomètre haute pression modifié pour des tests à température contrôlée avec un élément chauffant « tapis chauffant » (Favero et al. 2016).....	8
Fig. 1. 5 : Schéma de principe du banc d'essai destiné pour des tests de fluage a température contrôlée avec un bain thermostatique (Boisson et al. 1993).....	8
Fig. 1. 6 : Evolution de l'indice des vides en fonction du logarithme du temps montrant le comportement de consolidation primaire et secondaire (Khoshghalb 2013)	9
Fig. 1. 7 : Les trois types de courbes déformation verticale-logarithme du temps résultant d'essai œdométrique sur une argile saturée (Ladd & Preston 1965).....	10
Fig. 1. 8 : Courbes déformation-temps illustrant les hypothèses A et B (Augustesen et al. 2004).....	11
Fig. 1. 9 : Effet du temps sur la relation contrainte indice des vides en compression unidimensionnelle (Liingaard et al. 2004).....	12
Fig. 1. 10 : dispositif expérimental ; (a) appareillage mis au point (b) cellule triaxiale conventionnelle	13
Fig. 1. 11 : Appareil triaxial à succion contrôlée (FSR-6) (Zou et al. 2013).....	15
Fig. 1. 12 : Les trois stades de fluage en considérant un test triaxial à contrainte constante (Augustesen et al. 2004).....	16
Fig. 1. 13 : Courbes illustrant différentes formes de comportement au fluage sur le chemin triaxial (Mitchell et Campanella 1963).....	16
Fig. 1. 14 : Réponse d'un modèle de Bingham. Les courbes supérieures correspondent à des conditions viscoplastiques. Les courbes inférieures montrent la réponse élastique : (a) réponse de fluage ; (b) réponse de relaxation ; et (c) réponse pour un taux de déformation constant (Liingaard <i>et al.</i> 2004)	19
Fig. 1. 15 : Représentation du VER (a) représentation statistique (b) cellule unitaire (Wetzel <i>et al.</i> 2017).....	26
Fig. 1. 16 : Etapes d'homogénéisation à deux échelles (Badillo Almaraz 2011).....	27
Fig. 1. 17 : Représentation schématique du programme d'éléments finis (Smit et al. 1998).....	29

CHAPITRE II

Fig. 2. 1 : Localisation du gisement de bentonite de Maghnia (Debieche & Kaoua 2014)	31
Fig. 2. 2 : Mesure de la perméabilité au gaz (K_a) selon la méthode Cembureau (1 : bouteille d'azote (N_2), 2 : cellule d'essai, 3 : éprouvettes de bentonite, 4 : logiciel d'acquisition de pression et débit, 5 : capteur de pression).....	32
Fig. 2. 3 : Détermination de la perméabilité à gaz à partir du graphe $K_a = f(1/P_m)$	33
Fig. 2. 4 : Mesure de la conductivité thermique (1 : Transfert de chaleur entre deux éprouvettes superposées, 2 : appareil NEOTIM FP2C, 3 : logiciel d'acquisition de conductivité thermique)	34
Fig. 2. 5 : Effet de l'humidité relative sur l'évolution de la conductivité thermique	34

Fig. 2. 6 : Chemin de distribution d'une pression constante (1 : seringue-raccords tuyaux, 2 : chemin réservoir-pompe, 3 : pompe de pression GILSON 305, 4 : module manométrique GILSON 805, 5 : chemin pompe-vanne d'alimentation	35
Fig. 2. 7 : Aperçu sur la partie seringue-raccords tuyaux	36
Fig. 2. 8 : Dispositif expérimental de fluage sans température, (1 : pompe de pression, 2 : l'huile de pression, 3 : vanne d'évacuation, 4 : manomètre de déplacement, 5 : vanne d'alimentation, 6 : cellule œdométrique)	37
Fig. 2. 9 : Dispositif expérimental de fluage avec température, (1 : ruban chauffant, 2 : vanne d'alimentation, 3 : raccord (T) de distribution de pression, 4 : manomètre de déplacement, 5 : data logger de mesure de température, 6 : régulateur de température, 7 : vanne de purge).....	38
Fig. 2. 10 : Evolution de la température du régulateur et celle du milieu de l'échantillon	38
Fig. 2. 11 : Dispositif expérimental de fluage à succion imposée, (a : aperçu global sur le branchement, 1 : pompe de pression, 2 : Cellule œdométrique, b : zoom sur la cellule œdométrique, 3 : solution saline, 4 : récipient étanche en plexiglas).....	39
Fig. 2. 12 : Aspects visuels du BTV et BC à différentes valeurs d'humidités relatives	41
Fig. 2. 13 : Evolution des masses sous phase vapeur jusqu'à l'équilibre	41
Fig. 2. 14 : Evolution de l'indice des vides en fonction de log (t) (tests OS et OSI).....	42
Fig. 2. 15 : Evolution de l'indice des vides en fonction de log (t) (tests OT).....	43
Fig. 2. 16 : Evolution de l'indice de fluage C _œ avec la contrainte et l'HR – BTV-	44
Fig. 2. 17 : Evolution de l'indice de fluage C _œ avec la contrainte et l'HR – BC-.....	45
Fig. 2. 18 : Evolution de l'indice de fluage C _œ avec la contrainte et température –BTV-.....	47
Fig. 2. 19 : Evolution de l'indice de fluage C _œ avec la contrainte et température –BC-	47
Fig. 2. 20 : Résultats du test de fluage sous différentes valeurs d'humidité relative	48
Fig. 2. 21 : Effet de l'humidité relative -comparaison entre le BTV et BC.....	48
Fig. 2. 22 : Résultats du test de fluage de la bentonite BC sous température constante	49
Fig. 2. 23 : Résultats du test de fluage de la bentonite BTV sous températures constante	49

CHAPITRE III

Fig. 3. 1 : Diffractogramme sur poudre : en noir BC et en bleu BTV.....	52
Fig. 3. 2 : Diffractogramme sur poudre : en noir BC et en bleu BTV avec identification des phases à l'aide du logiciel EVA	53
Fig. 3. 3 : Diffractogramme sur poudre avec identification des phases à l'aide du logiciel EVA.....	53
Fig. 3. 4 : Diffractogramme sur lames orientées à partir des argiles extraites de BTV (en noir : lame naturelle, en vert : lame avec EG (gonflement) et lame en rouge : lame chauffée à 550°C).	54
Fig. 3. 5 : Diffractogramme sur lames orientées à partir des argiles extraites de BC (en noir : lame naturelle, en vert : lame avec EG (gonflement) et lame en rouge : lame chauffée à 550°C).	55
Fig. 3. 6 : Exemple d'ajustement du diffractogramme - poudre de la montmorillonite BTV par la méthode Reitvelt	56
Fig. 3. 7 : Résultats d'analyse thermiques ATD/ATG de la bentonite BTV : perte au feu à 1100°C et perte de masse entre 230° et 1100°C correspondant à la perte d'eau haute température et à la perte de CO ₂	56
Fig. 3. 8 : Résultats d'analyse thermiques ATD/ATG de la bentonite BC : perte au feu à 1100°C et perte de masse entre 230° et 1100°C correspondant à la perte d'eau haute température et à la perte de CO ₂	57
Fig. 3. 9 : Variation de la densité de pores du BTV à différents processus de séchage	59
Fig. 3. 10 : Famille de pores présents dans les échantillons BTV	60
Fig. 3. 11 : Volume cumulé de mercure introduit dans les échantillons BTV	60
Fig. 3. 12 : Famille de pore présents dans les échantillons BC.....	61

Fig. 3. 13 : Volume de mercure introduit dans les échantillons BC	62
Fig. 3. 14 : Analyse au MEBE de la bentonite BTV-OPM à différentes échelles	64
Fig. 3. 15 : Analyse au MEBE de la bentonite BTV-OPM à différentes échelles	65
Fig. 3. 16 : Illustration de la microstructure de la bentonite à l'échelle microscopique	66
Fig. 3. 17 : (a) Répartition d'inclusions sphériques dans un composite triphasé. (b) Cellule cubique périodique de la bentonite de Maghnia réduite à 1/8 par symétrie.....	67
Fig. 3. 18 : Phases de consolidation au cours du temps sous chemin œdométrique	68
Fig. 3. 19 : Géométrie du VER et conditions aux limites de la bentonite de Maghnia.....	71
Fig. 3. 20 : Relation entre le paramètre C1 et l'indice des vides.....	72
Fig. 3. 21 : Algorithme de formulation numérique sans température	73
Fig. 3. 22 : Simulation d'essais de fluage de la bentonite BTV sans température	74
Fig. 3. 23 : Simulation d'essais de fluage de la bentonite BC sans température.....	74
Fig. 3. 24 : Relation entre le paramètre C4 et la température	77
Fig. 3. 25 : Simulation d'essais de fluage de la bentonite BC avec température	78
Fig. 3. 25 : Algorithme de formulation numérique avec température.....	78
Fig. 3. 27 : Répartition du champ de contrainte axiale dans le VER (t=7 jours)	79
Fig. 3. 28 : Répartition de champ de fluage unidimensionnel dans le VER (t=7 jours)	79
Fig. 3. 29 : Influence de la porosité sur le comportement au fluage de la bentonite.....	80
Fig. 3. 30 : Influence de la fraction volumique de quartz sur le comportement au fluage de la bentonite	80

CHAPITRE IV

Fig. 4. 1 : Relation entre le paramètre R_f et le rapport s/Pa (Lai <i>et al.</i> 2014).....	85
Fig. 4. 2 : Modèle de fluage de Burgers (Zou <i>et al.</i> 2013).....	85
Fig. 4. 3 : Modèle de fluage « Burgers étendu » (M-2K) (Zou <i>et al.</i> 2013).....	86
Fig. 4. 4 : Relation entre le paramètre C1 et le rapport s/Pa	88
Fig. 4. 5 : Relation entre le paramètre C2 et le niveau de déviateur D^r	89
Fig. 4. 6 : Simulation d'essais de fluage triaxiaux à succion $s=250$ kPa et différents niveaux de contrainte déviatorique	91
Fig. 4. 7 : Simulation d'essais de fluage triaxial à succion $s=200$ kPa et niveau de contrainte déviatorique $D^r=0,55$	91
Fig. 4. 8 : Relation entre le paramètre C1 et l'humidité relative.....	92
Fig. 4. 9 : Modification de formulation numérique du chapitre 3.....	93
Fig. 4. 10 : Algorithme de formulation numérique avec la prise en compte de l'humidité relative	93
Fig. 4. 11 : Simulation d'essais de fluage à humidité relative - bentonite BTV –	94
Fig. 4. 12 : Simulation d'essais de fluage à humidité relative - bentonite BC –.....	94
Fig. 4. 13 : Simulation d'essais de fluage à humidité relative - bentonite BC –.....	95

CHAPITRE V

Fig. 5. 1 : Géométrie du VER et conditions aux limites de l'argilite Callovo-Oxfordian (Belayachi <i>et al.</i> 2012).....	99
Fig. 5. 2 : Variation des fractions volumiques de la matrice argileuse, de quartz et de calcite en fonction de la profondeur (forage EST-205) (Guéry <i>et al.</i> 2008).....	100
Fig. 5. 3 : Influence de type d'élément sur la sensibilité des résultats.....	101
Fig. 5. 4 : Schéma de principe de la réponse de déformation en fluage au cours du temps sous un chargement constant.....	102

Fig. 5. 5 : Evolution de la déformation inélastique de la roche dans un essai de fluage triaxial à deux paliers de déviateur.....	103
Fig. 5. 6 : Algorithme de modélisation numérique	105
Fig. 5. 7 : Essais triaxial de fluage monopulier : comparaison entre l'expérimentation et la simulation	107
Fig. 5. 8 : Essais de fluage multipulier : comparaison entre l'expérimentation et la simulation	108
Fig. 5. 9 : Comparaison entre les prédictions de différents modèles micromécanique.....	108
Fig. 5. 10 : Comparaison avec le modèle macroscopique L&K	109
Fig. 5. 11 : Influence de la fraction de volume de l'inclusion sur le comportement de fluage de la roche argileuse.....	110
Fig. 5. 12 : Evolution du champ de contrainte équivalente dans le VER.....	110
Fig. 5. 13 : Evolution du champ de fluage dans le VER (a) t=1 jour (b) t= 14 jours.....	111
Fig. 5. 14 : Erreur d'évolution de la contrainte macroscopique moyenne	111

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 1. 1 : Généralités sur le comportement au fluage des sols (Mitchell & Soga 2005)	5
Tableau 1. 2 : Programme d’essai de fluage à succion contrôlée (Ye et al. 2014)	7
Tableau 1. 3 : Modèles de fluage rhéologiques.....	18
Tableau 1. 4 : Exemples de modèles de fluage empiriques (Liingaard <i>et al.</i> 2004)	20
Tableau 1. 5 : Modèles a surcontrainte (Liingaard <i>et al.</i> 2004)	22
Tableau 1. 6 : Modèles a surface d’écoulement non stationnaire (Liingaard <i>et al.</i> 2004)	24
Tableau 1. 7 : Exemples de modèles de fluage avec température (Kurz 2014)	25
Tableau 2. 1 : Propriétés physiques de la bentonite de Maghnia	31
Tableau 2. 2 : Programme expérimental	36
Tableau 2. 3 : Caractéristiques des échantillons de la bentonite de Maghnia compactés après l’équilibre dans les différentes humidités relatives.	40
Tableau 2. 4 : Paramètres caractérisant la consolidation secondaire d’essais OS et OSI	45
Tableau 2. 5 : Paramètres caractérisant la consolidation secondaire d’essais OT	46
Tableau 3. 1 : Semi quantification des argiles à partir des lames orientées	55
Tableau 3. 2 : Pourcentages de phases dans les bentonites BC et BTV donnés par l’analyse Rietveld (les valeurs doivent être arrondies)	58
Tableau 3. 3 : Pourcentages de phases dans les bentonites BC et BTV donnés par l’analyse Rietveld (les valeurs doivent être arrondies)	58
Tableau 3. 4 : Pourcentages de phases dans les bentonites BTV	61
Tableau 3. 5 : Pourcentages de phases dans les bentonites BC	62
Tableau 3. 6 : Quantification par EDX couplé au MEBE.....	63
Tableau 3. 7 : Propriétés mécanique des constituants locales.....	71
Tableau 3. 8 : Propriétés thermoélastiques des constituants locales de la bentonite BC	76
Tableau 4. 1 : Paramètres du modèle en fonction de la succion.....	88
Tableau 4. 2 : Paramètres du modèle pour différents niveaux du déviateur	89
Tableau 4. 3 : Conditions et paramètres du modèle amélioré	90
Tableau 5. 1 : Compositions minéralogiques (Zhang 2012)	100
Tableau 5. 2 : Paramètres mécaniques matrice-inclusions.....	106

INTRODUCTION GÉNÉRALE

Nous assistons depuis plus d'une vingtaine d'années, à une importance de plus en plus accrue vis-à-vis de l'analyse Thermo-Hydro-Mécanique (THM) des sols argileux, en raison du large spectre de leurs applications géotechniques, comme : le stockage souterrain des déchets radioactifs, les structures énergétiques, la séquestration du CO₂, et les barrières de confinement. Cependant, la prise en compte du facteur temps est primordiale et la prévision des déformations irréversible à long terme reste indispensable pour assurer la pérennité et la sûreté de tels ouvrages.

Plusieurs types d'argiles ont été étudiés en raison des caractéristiques recherchées (perméabilité, compacité, cisaillement...etc.), tels que l'argile à Opalinus- Mont Terri (Wild 2016), l'argile de Boom (Trung Tinh 2008), l'argile d'Avonlea (Yong *et al.* 1997), et les bentonites compactées, comme FEBEX (Cuevas *et al.* 2002), GMZ01 (Ye *et al.* 2012), le MX80 (Navarro *et al.* 2016) et BENTAL (Demdoum *et al.* 2016).

À l'échelle nationale, les travaux sur la bentonite portent essentiellement sur les propriétés hydromécanique (Kouloughli & Lehocine 2007) (Gueddouda *et al.* 2011). Cependant, il reste beaucoup à faire pour des recherches plus poussées, valorisant les gisements d'argiles nationaux. Notre contribution s'inscrit parmi les efforts développés dans ce sens. Il s'agit d'un travail particulier qui s'articule sur l'étude du comportement au fluage de la bentonite BENTAL provenant du gisement situé à l'ouest Algérien de la région de Maghnia- Tlemcen.

Malgré les stratégies que l'Algérie adopte actuellement pour la gestion des déchets spéciaux, qui s'inscrit dans la Stratégie Nationale Environnementale (SNE), ainsi que dans le Plan National d'Actions Environnementales et du Développement Durable (PNAE-DD), à travers l'adoption d'un programme national de gestion intégrée des déchets ménagers. Une procédure de réflexion (tenant compte de cette étude) devrait être considérée par le gouvernement Algérien, pour préparer la transition vers d'autres modèles de stockage, dans un secteur porteur d'avenir pour l'économie et la croissance du pays.

Le développement d'un banc d'essai répondant à la problématique exposée ci-dessus et permettant de réaliser un essai de fluage à humidité et température contrôlée reste une tâche très délicate et coûteuse malgré les différentes études expérimentales (Belmokhtar *et al.* 2017) (Liu *et al.* 2018). La difficulté principale réside essentiellement dans le maintien d'une pression

constante, combinée avec la succion, et la température le plus longtemps possible (François & Laloui 2010) Ceci implique un processus complexe liée au montage du matériel, difficultés expérimentales avec des conditions permettant la prise en compte des sollicitations THM lors d'un essai de fluage. Un des objectifs de la thèse est de proposer une méthodologie simple et peu coûteuse pour réaliser un essai de fluage à température/ humidité contrôlée. L'idée retenue repose sur la modification d'un banc d'essai d'un œdomètre haute pression développé à l'université d'Orléans par l'ajout d'un système de chauffage permettant de réaliser un essai de fluage avec un gradient de température ou de succion en utilisant une solution saline. Ce qui décompose la combinaison hydro-thermique à l'étude de l'influence de la température indépendamment de la succion et vice versa.

La partie numérique de cette thèse a pour objectif de prédire le comportement macroscopique du matériau en se basant sur les données de la microstructure en utilisant une approche d'homogénéisation numérique périodique. Une étude texturale complète (porosimétrie au mercure, observation au MEBE...etc.) a été réalisée également dans le cadre de cette thèse permettant une meilleure connaissance de la bentonite, en terme de microstructure pour une description convenable du Volume Élémentaire Représentatif (VER), intégrant les propriétés des différentes phases constitutives et leur répartition spatiale (fraction volumique, forme et taille des inclusions/pores) de manière à pouvoir mener la modélisation micromécanique. La particularité du travail numérique par rapport aux travaux de (Huang *et al.* 2014) (Huang *et al.* 2015) (Guéry *et al.* 2009), se trouve dans la prise en compte simultanément de la microstructure, de la température et/ou de l'état de saturation du matériau.

Le travail réalisé est le fruit d'une collaboration entre le laboratoire de mécanique Gabriel Lamé (LaMé) de l'université d'Orléans – France et le département de génie civil de l'université de Tlemcen– Algérie.

La thèse comporte une partie bibliographique sur l'état de l'art du comportement au fluage, une étude expérimentale et des simulations numériques sur les matériaux choisis dans le cadre de cette thèse ou encore des exemples de matériaux de la littérature. Le manuscrit est composé de cinq chapitres :

Le **premier chapitre**, de caractère bibliographique analyse les techniques expérimentales et l'aspect pratique du phénomène de fluage. Les approches de modélisation prenant en compte l'effet du temps y sont également présentées et discutées.

Le **deuxième chapitre**, est consacré à la présentation du matériau et du matériel. Les résultats des essais de fluage, pour le cas mécanique, le cas thermique et hydrique sont présentées et discutées également dans ce chapitre.

Le **troisième chapitre**, est dédié à la modélisation de l'influence de la température sur le comportement au fluage, par une approche d'homogénéisation numérique. Une caractérisation microstructurale permet la définition de la cellule unitaire utilisée dans la simulation. La pertinence du modèle et de l'approche utilisée est validée en utilisant les données expérimentales du chapitre précédent en terme de réponse déformation-temps.

La prise en compte de la non saturation dans le **quatrième chapitre** a été étudiée. Après le recensement des modèles de fluage utilisés pour les sols non saturés, un nouveau modèle est proposé. L'expression mathématique a été donnée puis une évaluation de ses limites a été détaillée.

Le **cinquième et dernier chapitre** montre l'application de la méthodologie utilisée précédemment aux roches argileuses. Les résultats numériques sont en accord qualitativement avec les résultats expérimentaux publiés dans la littérature. Dans cette partie, la modélisation a été réalisée sans tenir compte de l'influence de la température et de la succion.

Les principales conclusions de ce travail de recherche sont données à la fin du manuscrit.

Des perspectives pour des travaux futurs seront présentées également à la fin.

**CHAPITRE I ETAT DE
CONNAISSANCES SUR LE
FLUAGE DES SOLS ARGILEUX**

1.1 Introduction

Le fluage des sols a été étudié d'abord au début du dix-neuvième siècle par Terzaghi, et suscite l'intérêt de plusieurs chercheurs ayant des problématiques différentes. L'étude de fluage des sols est importante non seulement pour l'application immédiate des résultats aux analyses de problèmes pratiques, mais aussi parce que les résultats peuvent être utilisés pour obtenir des informations fondamentales sur la structure du sol et les liaisons interparticulaires des mécanismes de résistance au cisaillement.

Cette étude bibliographique a pour but de présenter un aperçu sur les progrès expérimentaux et numériques, qui ont été menés sur l'analyse du comportement au fluage des géomatériaux, et des sols argileux en particulier. Après la définition du phénomène dans le paragraphe 1.2, une variété de techniques expérimentales pour l'analyse de fluage est présentée dans la suite. Les représentations graphiques des courbes de fluage et le comportement des sols sous les deux chemins œdométrique et triaxial sont ainsi résumés. Finalement ; une analyse du phénomène de fluage par des approches microscopiques et macroscopiques, analytiques et numériques sera détaillée avec son apport à la fin de ce chapitre.

1.2 Généralités et définitions sur le fluage

Un test de fluage (chemin de déformation A-B) est illustré sur la Fig. 1.1. Considérant l'état de contrainte-déformation du sol au point A (Fig. 1.1(a)). A ce stade un processus de fluage proprement dit est initié suivant l'état de contrainte qui se déplace jusqu'au point B (Fig. 1.1(b)). Au cours de ce processus, la déformation augmente progressivement, c'est ce qu'on appelle le fluage du sol (Fig. 1.1(c)). Par conséquent, le fluage est défini par la déformation obtenue au cours du temps lorsque le sol est soumis à un état de contrainte permanent.

En raison de la complexité du phénomène de fluage et du grand nombre de facteurs qui l'influencent (Tableau 1.1), plusieurs théories de fluage ont été développées pour décrire le comportement dépendant du temps. La déformation de fluage (ε) dépend de deux fonctions (f) et (g), introduisant séparément l'effet de la contrainte $f(\sigma)$ et l'effet du temps $g(t)$:

$$\varepsilon = f(\sigma) g(t) \quad [1.1]$$

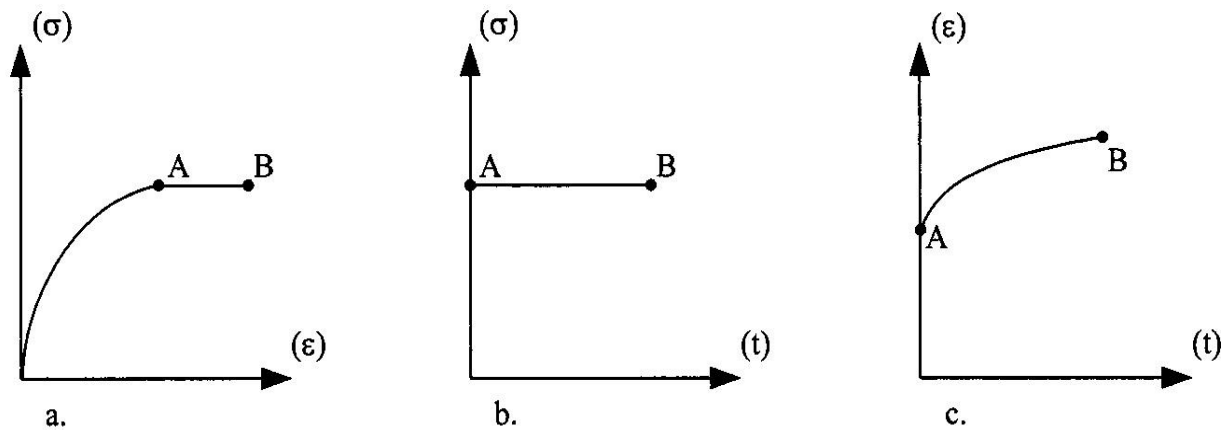


Fig. 1. 1 : Essai de fluage (a) relation contrainte-déformation ; (b) histoire de chargement ; (c) histoire des déformations (Augustesen *et al.* 2004)

Tableau 1. 1: Généralités sur le comportement au fluage des sols (Mitchell & Soga 2005)

Paramètres	Influence sur le fluage
La teneur en eau	Le taux de fluage augmente avec l'augmentation de la teneur en eau
Types d'argile	Les argiles les plus actives présentent généralement les plus grandes déformations de fluage (smectite > illite > kaolinite). En effet, plus la taille des particules est petite, plus la surface spécifique est grande et plus l'adsorption d'eau est importante.
Rapport de consolidation	Les sols normalement consolidés présentent une plus grande amplitude de fluage que les sols surconsolidés.
Niveau de contrainte	Une augmentation du niveau de contrainte déviatorique entraîne une augmentation du taux de fluage jusqu'à la rupture du sol.
La pression interstitielle	Les argiles molles saturées dans des conditions non drainées sont les plus sensibles à la perte de résistance pendant le fluage en raison de la réduction de la contrainte effective causé par l'augmentation de la pression de l'eau interstitielle avec le temps. Les argiles sur-consolidées dans des conditions drainées sont également sensibles à la rupture par fluage due au ramollissement associé à l'augmentation de la teneur en eau par dilatation et gonflement.
Température	Une augmentation de la température diminue la contrainte effective, augmente la pression interstitielle et affaiblit la structure du sol.
Type de tests	Le fluage axiale est à peu près le même pour les sols consolidés de manière isotrope et testés en compression secondaire dans des essais œdométrique ou des essais de type K_0 (à déformation latérale nulle).

1.3 Etude du fluage

La revue de littérature révèle une large gamme d'essais réalisés sur les sols argileux avec des conditions d'essais variés que nous discutons dans les sections suivantes :

1.3.1 Cas œdométrique

L'essai œdométrique (Fig. 1.2) est un test de consolidation unidimensionnelle, dans lequel l'échantillon se déforme dans une direction verticale.

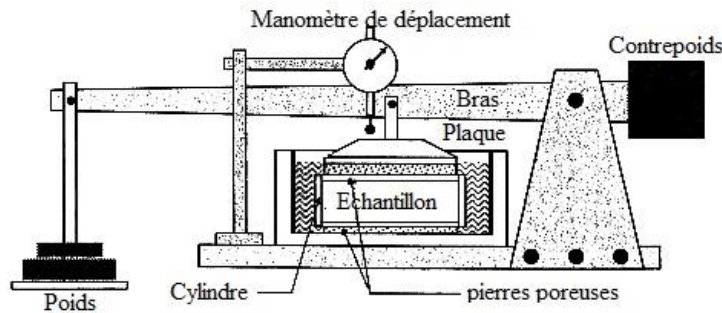


Fig. 1. 2 : Croquis de l'Oedomètre (le schéma n'est pas à l'échelle) (Degago 2011)

La cellule œdométrique ne permet pas de créer un champ de contrainte isotrope dans l'échantillon (Purwodihardjo 2004). Cependant, l'avantage de la cellule est de permettre une mesure directe de la variation relative de volume de l'échantillon c.-à-d. la variation relative de hauteur.

1.3.1.1 Essais standard

Le principe de l'essai de fluage standard, en compression œdométrique consiste à mesurer le tassement de l'éprouvette pendant une période de durée au moins égale à 7 jours sous plusieurs charges appliquées successivement (Magnan *et al.* 1985). Cependant, d'autres catégories de test impliquant d'autres modes opératoires, ont été adoptés pour la détermination des paramètres de fluage des sols fin en compression unidimensionnelle, comme :

- ❖ Les essais menés par (Félix 1980) sur des échantillons d'argile plastique molle prélevés à Cubzac-les-Ponts, comportant des tests à très long terme, sous chargement par paliers égaux à intervalles réguliers, et des essais à moyen terme soumis à un régime unique de chargement mais présentant des conditions de drainage différentes.
- ❖ Des essais de courte durée dont l'application de chaque palier est supérieure à 24 heures, effectués par (Félix *et al.* 1981) sur une argile à poterie de la Roche Chalais (France), et (Zhao *et al.* 2016) sur le Kaolin K13 et l'argile de Shanghai.
- ❖ Les investigations effectuées par (Feng *et al.* 2017) sur les gisements marins de Hong Kong se distinguent par des tests œdométriques multipalier caractérisés par un cycle de

chargement et déchargement d'une durée comprise entre 1 et 7 jours, ce mode opératoire est destiné pour combiner le comportement au fluage avec le gonflement des sols argileux.

1.3.1.2 Essais à succion contrôlée

Les essais de fluage à succion contrôlée permettent un mode opératoire basé sur un protocole précis adaptés aux différentes techniques de contrôle de la succion. Le dispositif utilisé par (Ye *et al.* 2014) (Fig. 1.3) repose sur un système de contrôle de succion avec une solution saline connecté à la fois en haut et au bas de l'échantillon, permettant la succion souhaitée. La procédure décrite recommande l'application d'une contrainte initiale (0,1 MPa) pour assurer le contact de piston avec l'échantillon. Après stabilisation de la succion, le test de fluage commence, jusqu'à ce que la déformation mesurée soit inférieure à 0,001 mm en 24 heures. Le protocole suggère une série de charge multipalier allant de 0,5 jusqu'à 30 MPa (Tableau 1.2).

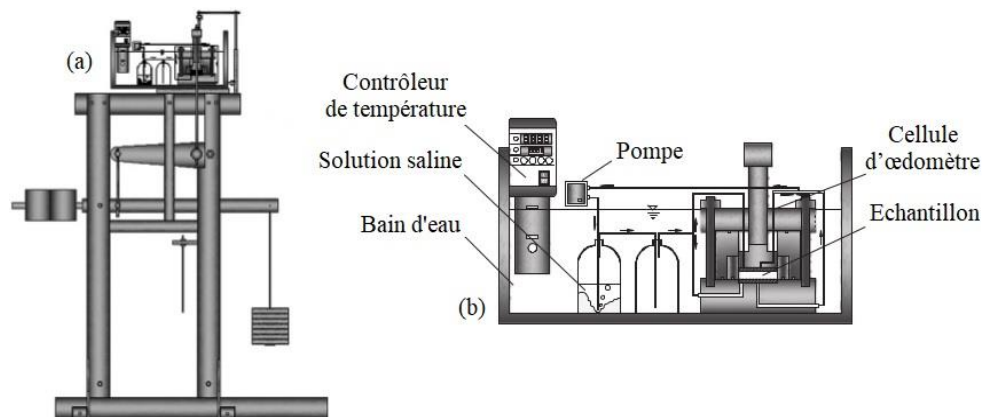


Fig. 1.3 : (a) Œdomètre haute pression (b) cellule d'œdomètre et système de contrôle de succion (Ye *et al.* 2014)

Tableau 1.2 : Programme d'essai de fluage à succion contrôlée (Ye *et al.* 2014)

Succion [MPa]	Pression verticale [MPa]									
	0,5	1	2	3	5	10	15	20	25	30
0		x	x	x	x	x				
4	x	x	x	x	x	x		x		
9	x	x	x	x	x	x	x	x	x	
14	x	x	x	x	x	x	x	x	x	x
38	x	x	x	x	x	x		x		x
110	x	x	x	x	x	x		x		x

1.3.1.3 Essais à température

L'environnement thermique autour de la cellule œdométrique fait l'objet de deux techniques de contrôle et d'imposition de la température. Soit avec un élément chauffant (tapis, câble, cordon ou ruban chauffant) placés à l'intérieur, ou autour et à l'extérieur de la cellule (Fig. 1.4). Soit avec un bain thermostaté dans lequel la cellule est immergée (Fig. 1.5).

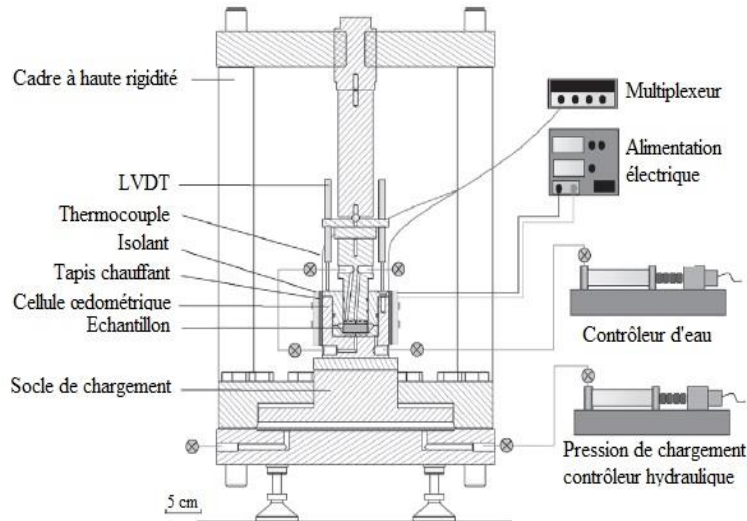


Fig. 1. 4 : Œdomètre haute pression modifié pour des tests à température contrôlée avec un élément chauffant « tapis chauffant » (Favero *et al.* 2016)

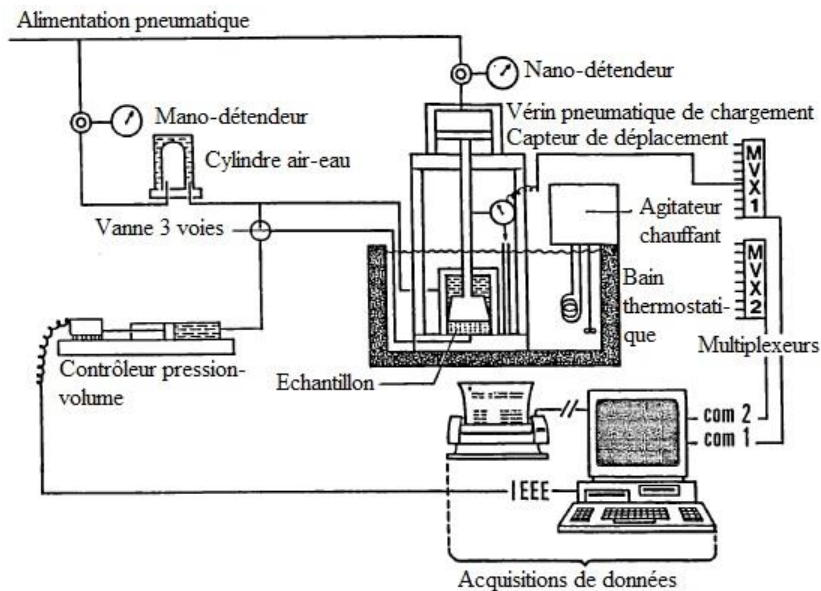


Fig. 1. 5 : Schéma de principe du banc d'essai destiné pour des tests de fluage a température contrôlée avec un bain thermostatique (Boisson *et al.* 1993)

L'objet principal est d'assurer une homogénéité thermique optimale dans l'échantillon du sol (Tinh 2008). Cependant, au cours des dernières années la première solution reste une alternative intéressante grâce à sa simplicité de mise en œuvre, pour une technologie offrant la même homogénéité de température dans la cellule œdométrique.

1.3.1.4 Observations et aspects expérimentaux

La déformation peut être représentée linéairement dans une échelle semi-logarithmique avec le temps (Suhonen 2018). Le processus de consolidation est divisé en consolidation primaire et secondaire, comme illustré dans la Fig. 1.6.

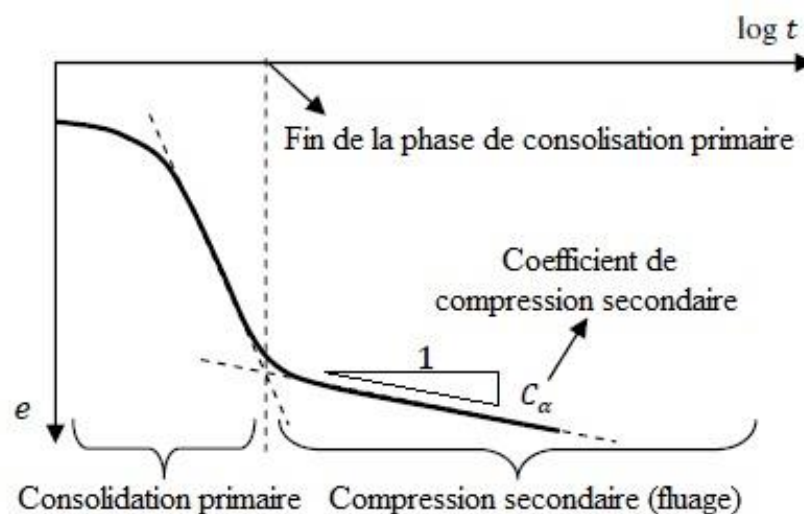


Fig. 1. 6 : Evolution de l'indice des vides en fonction du logarithme du temps montrant le comportement de consolidation primaire et secondaire (Khoshghalb 2013)

Selon les travaux expérimentaux, les courbes de déformation-logarithme du temps sont classées en trois types, comme le montre la Fig. 1.7 (Jain & Nanda 2010) :

- ❖ Le type I des courbes montre une courbe de consolidation primaire et secondaire bien définie : la compression secondaire présente une droite après la consolidation primaire. Ces types de courbes sont le résultat d'un rapport d'augmentation de pression important.
- ❖ La courbe II est causée par un rapport d'accroissement de la charge intermédiaire, elle montre une courbe de transition qui a un comportement entre les deux types I et III.
- ❖ La courbe III montre une accélération du taux de consolidation secondaire, et elle résulte de l'application de faibles rapports d'accroissement de la charge au sol.

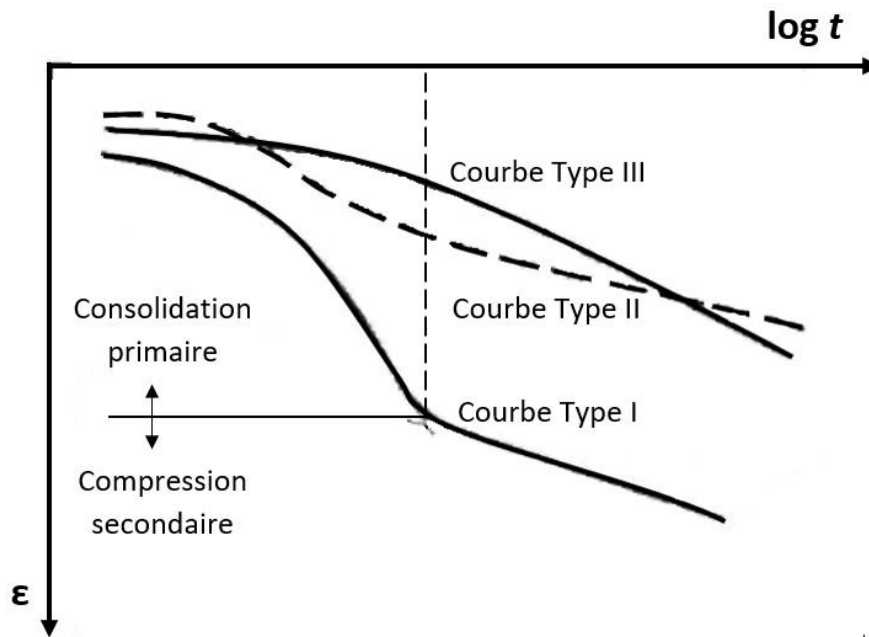


Fig. 1. 7 : Les trois types de courbes déformation verticale-logarithme du temps résultant d'essai œdométrique sur une argile saturée (Ladd & Preston 1965)

Comme il a été mentionné précédemment, le principal sujet de débat a été de savoir si le fluage est important au cours de la consolidation primaire. (Ladd *et al.* 1977) ont présenté deux hypothèses différentes, afin de discuter les tests de fluage à court et long terme.

L'hypothèse (A) suggère que le fluage ne se produit qu'après la fin de la consolidation primaire, c'est-à-dire après la dissipation de la pression interstitielle et que, par conséquent, la courbe de déformation-temps ne dépend pas de la durée de la consolidation.

L'hypothèse (B) suggère que le fluage survient lors de la consolidation primaire en raison de la viscosité structurale, et que la courbe de déformation-temps des échantillons épais coïncide avec la courbe des échantillons minces en consolidation secondaire puisqu'elle dépend de la durée de consolidation.

Dans la Fig. 1.8, l'hypothèse (A) montre une seule fin de consolidation primaire (t_{100}) contrairement à l'hypothèse (B). Dans l'hypothèse (A), la déformation liée à la fin de consolidation primaire (t_{100}) des échantillons minces et épais sont égaux et indépendante de la durée de la consolidation. Au contraire l'hypothèse (B) indique que la déformation enregistrée à la fin de consolidation primaire (t_{100}) dépend de la durée de consolidation, de sorte que la déformation liée à la fin de la consolidation primaire de l'échantillon épais est plus grande que la déformation à l'instant (t_{100}) de l'échantillon mince.

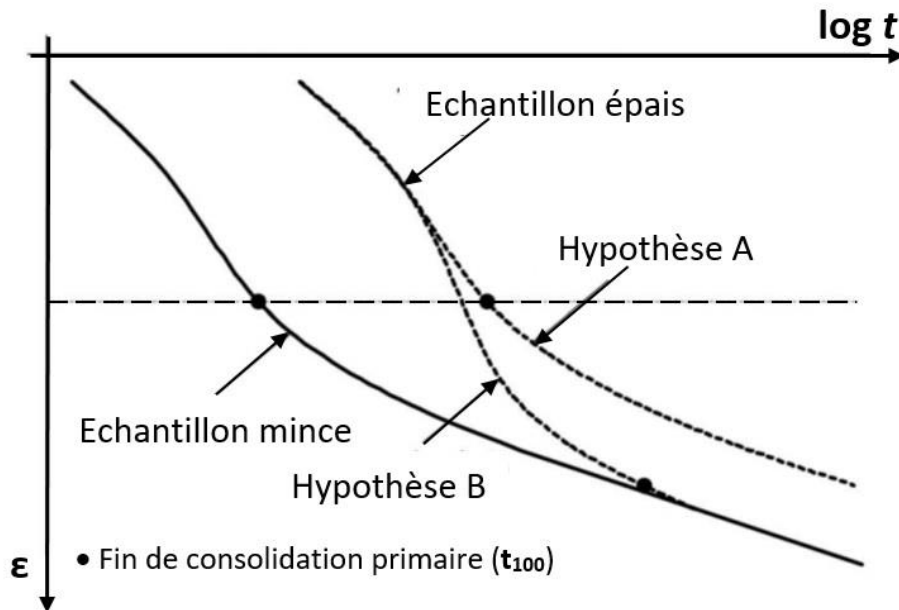


Fig. 1. 8 : Courbes déformation-temps illustrant les hypothèses A et B (Augustesen *et al.* 2004)

Les travaux expérimentaux menés sur le fluage au cours du processus de consolidation ne trouvent pas un accord entre les chercheurs. (Aboshi 1973) et (Mesri *et al.* 1995) ont soutenu l'hypothèse (A) en fonction de leurs données expérimentales. Contrairement à (Taylor 1942), (Degago 2011) et (Yin & Feng 2017) qui soutiennent l'hypothèse (B).

Lorsque le sol est soumis à une contrainte effective constante pendant une longue période, l'indice des vides et le taux de déformation diminue progressivement. (Taylor 1942) rapporte que suite à la compression secondaire, il n'y a pas une seule courbe de contrainte-déformation pour la compression unidimensionnelle de l'argile, mais une famille de courbes, appelées (lignes de temps), chaque courbe correspond à une durée différente de la charge appliquée dans un essai œdométrique standard. L'une des caractéristiques des lignes de temps est que l'ampleur de la pression de pré consolidation est différente pour chaque ligne. (Bjerrum 1967) a confirmé les observations de (Taylor 1942) et a proposé que la compression différée puisse être décrites par des lignes parallèles dans un diagramme (e - $\log \sigma$) représentant une série de relation d'équilibre après différentes périodes de chargements (Fig. 1.9).

La définition de Bjerrum et Taylor sur les lignes de temps est la suivante : 'les lignes de temps sont des lignes de durée constante. Ils peuvent être déterminés comme une ligne de temps d'un jour par un incrément de contrainte de 24h, ou par l'interprétation d'autres intervalles de chargement dans les tests œdométriques classiques. En se référant à la Fig. 1.9, nous pouvons effectuer un test de fluage unidimensionnel sous contrainte verticale constante du point (A) au

point (A') (chemin 1 : A-A'). Il est bien connu que la vitesse de déformation au fluage diminue avec le temps dans ce cas. La déformation dans ce point (A') est notée par $\epsilon_{A'}$ (chemin 1).

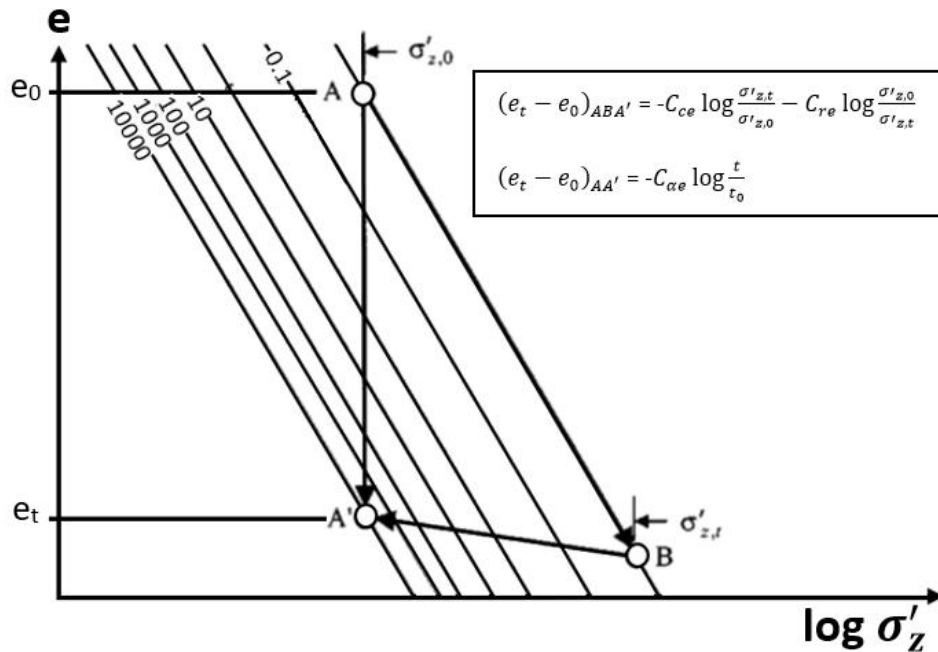


Fig. 1.9 : Effet du temps sur la relation contrainte indice des vides en compression unidimensionnelle (Liingaard *et al.* 2004)

Dans une autre approche comme indiqué sur la Fig. 1.9, nous pouvons augmenter la contrainte verticale du point (A) au point (B), et décharger au point (A'), puis effectuer un autre test de fluage (chemin 2 : A-B-A'). Sous ce chemin de chargement-déchargement, nous avons le taux de déformation de fluage $\epsilon_{A'}$ (chemin 2). Nous avons $\epsilon_{A'} \text{ (chemin 1)} = \epsilon_{A'} \text{ (chemin 2)}$. Cela signifie que le taux de fluage au point A' dépend de la contrainte-déformation (ou l'indice de vide) et non pas du chemin de chargement (Yin 2015). Les équations des chemins A-A' et ABA' sont reportées dans la Fig. 1.9.

1.3.2 Cas triaxial

L'essai triaxial (Fig. 1.10) présente l'outil de base qui sert à obtenir la plupart des connaissances sur le comportement des sols et des roches. Il est classé suivant qu'il soit consolidé ou non (avant le chargement axial jusqu'à une contrainte isotrope) ou drainé ou non (pendant le chargement axial).

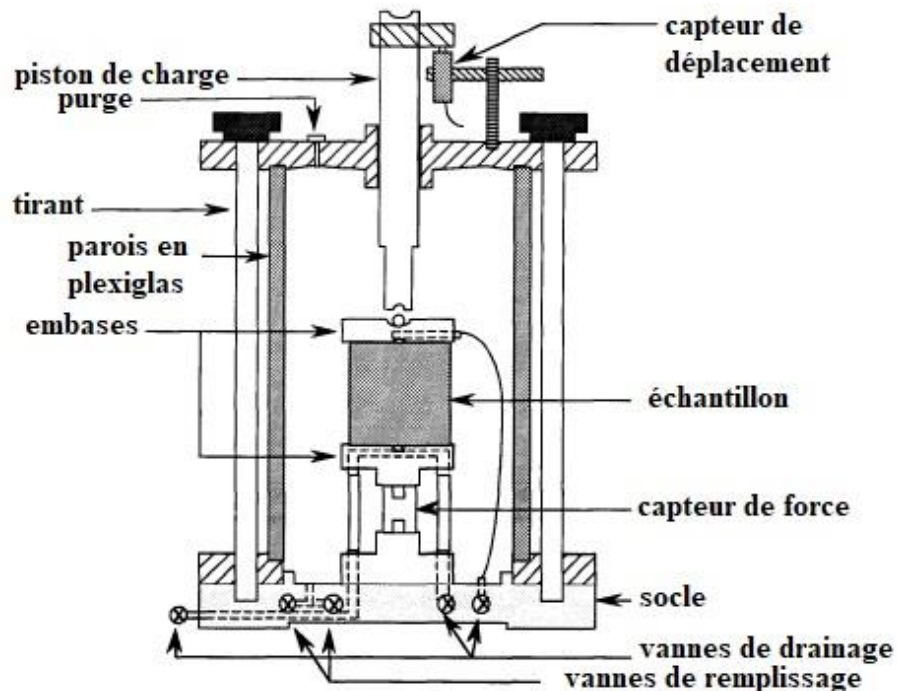


Fig. 1. 10 : dispositif expérimental ; (a) appareillage mis au point (b) cellule triaxiale conventionnelle

Les types d'essais triaxiaux les plus courants sont :

- ❖ L'essai non consolidé non drainé (UU) qui est le plus simple et le plus rapide à réaliser, la première étape de l'essai est effectuée à drainage fermé, de même que le cisaillement. L'essai mesure la résistance de cisaillement non drainée C_U du matériau.
- ❖ L'essai consolidé drainé (CD) est adapté au matériau granulaire (sable, gravier). La consolidation de l'échantillon jusqu'à une contrainte isotrope est effectuée avec drainage dans cette phase, ensuite le drainage est ouvert et une charge axiale est appliquée à une vitesse de déformation axiale constante jusqu'à la rupture. L'essai est souvent appliqué à la description de la réponse à long terme et fournit des paramètres intrinsèques du squelette granulaire (ϕ' et c') déterminant la résistance de cisaillement effective (drainée).
- ❖ L'essai consolidé non drainé (CU) est la procédure triaxiale la plus courante. La consolidation de l'échantillon jusqu'à une contrainte isotrope est effectuée avec un drainage ouvert, ensuite on ferme le drainage, puis une charge axiale est appliquée à une vitesse rapide jusqu'à la rupture. A cette étape, la mesure de la pression interstitielle pendant le chargement jusqu'à la rupture peut être mesurée (on parle alors d'essais CU avec mesure de u). Cet essai mesure la résistance de cisaillement non drainé C_U .

1.3.2.1 Essais standard

L'essai le plus aisé à réaliser en laboratoire est l'essai de fluage triaxial, où les contraintes effectives axiales et latérales sont maintenues constantes et la valeur des déformations axiales et volumiques sont mesurées en fonction du temps. Si le test de fluage réalisé est non drainé, les contraintes totales sont constantes, et ces essais sont en fait mixtes c.-à-d. le déviateur $q = \sigma'_1 - \sigma'_3$ et le volume de l'échantillon sont constants : on a donc une relaxation sur le volume se traduisant par des variations de pression interstitielle (Alhusein 2001). Ce type de test a été utilisé pour les roches qui ont suscité l'intérêt des chercheurs au cours de ces dernières années (Zhang *et al.* 2015) (Liu *et al.* 2015) (Mishra & Verma 2015) (Liu *et al.* 2016b) (Zhang *et al.* 2016) (Liu *et al.* 2017). Pour le fluage des sols argileux, l'essai triaxial est effectué avec drainage, on fixe la pression de confinement, et on maintient le niveau de déviateur constant. Pour que les déformations de fluage puissent être étudiées sur une durée appréciable. La durée d'application des charges est fixée d'une à deux semaines (Kenana 1984).

1.3.2.2 Triaxial avec succion contrôlée et température

Récemment, avec le développement moderne des pratiques d'ingénierie, l'essai triaxial conventionnel ne répond pas aux critères des applications géotechniques incluant les effets de la température et de la succion. Trois techniques sont généralement utilisées pour contrôler la succion dans un échantillon de sol : la technique de translation d'axe, la technique osmotique, et le contrôle par phase vapeur. Plusieurs méthodes sont également utilisées pour contrôler la température de l'essai triaxial, notamment le chauffage direct de l'eau cellulaire, le chauffage de l'eau cellulaire par des serpentins placés autour des parois du dispositif, l'immersion de l'appareil dans un bain thermostaté dans une salle à température contrôlée (Cai *et al.* 2014).

Le dispositif triaxial FSR-6, modifié à partir d'un dispositif conventionnel, présente l'un des derniers modèles utilisés pour étudier le fluage d'une argile non saturée (Lai *et al.* 2010) (Zou *et al.* 2013) (Lai *et al.* 2014). En utilisant cet appareil Fig. (1.11), des essais de fluage triaxiaux drainés ont été réalisés et la succion a été contrôlée par la technique de translation d'axe.

La consolidation de l'échantillon a été réalisée après l'équilibre de la succion. Le mode opératoire repose sur des tests de fluage multipalier (à différents niveaux de déviateurs). Lorsque la vitesse de déformation axiale était inférieure à 0,005 mm/jours, la stabilisation de la déformation est supposée atteinte. La durée de la stabilisation à chaque niveau de déviateur dure

environ 1 à 2 semaines.

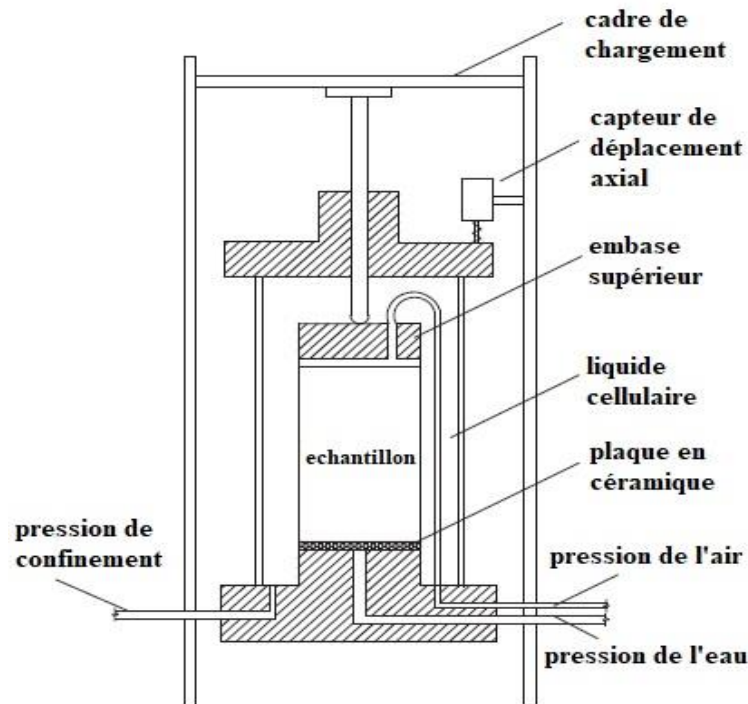


Fig. 1. 11 : Appareil triaxial à succion contrôlée (FSR-6) (Zou *et al.* 2013)

1.3.2.3 Observations et aspects expérimentaux

Le comportement typique d'une éprouvette d'argile sous un déviateur constant en conditions drainées ou non drainées est représenté sur la Fig. 1.12a :

- ❖ Sous des contraintes de cisaillement relativement petites, correspondant à une valeur de $q_1 = \sigma_1 - \sigma_3$ inférieure à 30 % de la résistance au cisaillement mesurée par un essai CD ou CU classique, n'importe quel écoulement de fluage reste petit et cesse après une certaine période (courbe I) ;
- ❖ Sous des contraintes d'intensité plus élevée, caractérisées par q_2 , l'écoulement de fluage pourrait continuer plus ou moins indéfiniment (courbe II) ;
- ❖ Sous des contraintes élevées, caractérisées par une valeur de q_3 au moins égale à 90% de la résistance au cisaillement, l'éprouvette se rompra (rupture par fluage).

Dans ce cas, le fluage de l'argile passe par trois régimes successifs (Fig. 1.12b) :

- ❖ Fluage primaire avec une vitesse de déformation décroissante.
- ❖ Fluage secondaire avec une vitesse de déformation stationnaire.
- ❖ Fluage tertiaire avec une vitesse de déformation croissante menant à la rupture.

La Fig. 1.13 illustre la grande variété des courbes de fluage qui peuvent être obtenues en

fonction du type d'argile et des conditions d'essais.

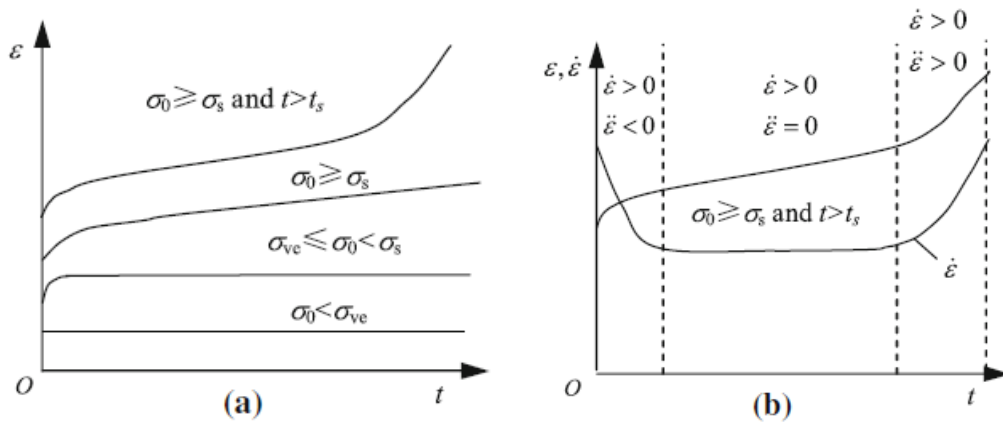


Fig. 1. 12 : Les trois stades de fluage en considérant un test triaxial à contrainte constante (Augustesen et al. 2004)

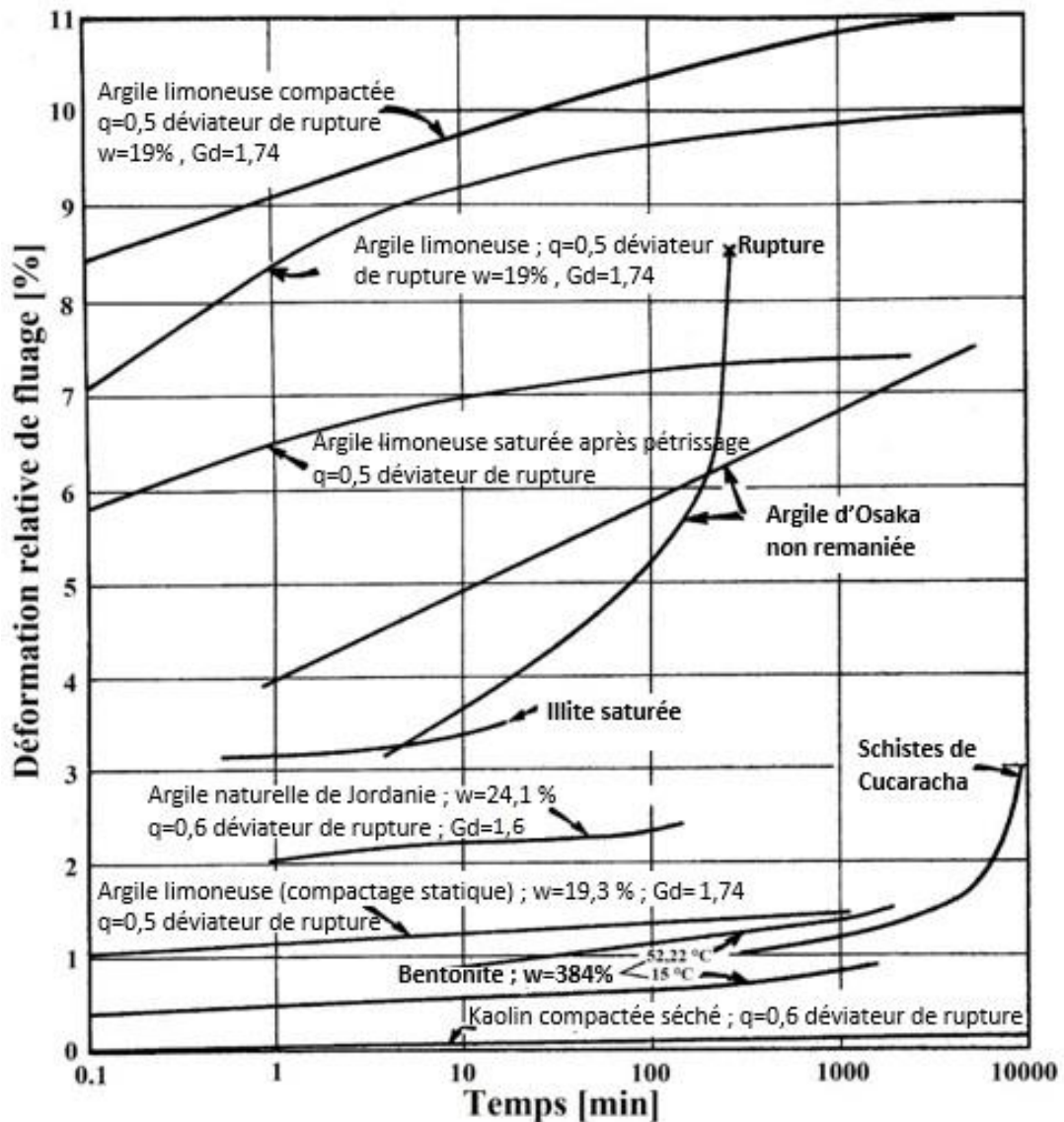


Fig. 1. 13 : Courbes illustrant différentes formes de comportement au fluage sur le chemin triaxial (Mitchell et Campanella 1963)

1.4 Modélisation du comportement au fluage des géomatériaux

Les études du comportement au fluage des argiles peuvent être classées en deux familles : celles fondées sur une approche macroscopique de la loi de comportement du sol et celles fondées sur une approche microscopique.

La première approche est couramment utilisée dans la quasi-totalité des applications pratiques. Elle consiste à assimiler les matériaux à des milieux continus, en leur attribuant des paramètres dont les valeurs peuvent être déterminées à partir des essais de laboratoire. La modélisation mathématique repose soit sur des corps idéaux (corps de Maxwell, de Kelvin-Voigt ou combinaisons entre ces deux) construits par assemblage de ressorts, amortisseurs et patins de plasticité, soit sur la simulation des résultats d'essais par des fonctions obtenues au moyen des théories de viscoélasticité ou de viscoplasticité (voir la section 1.4.1)

L'approche microscopique traite la déformation de fluage à partir des modifications élémentaires des particules du squelette intergranulaire. Parmi les paramètres non exhaustifs qu'on peut considérer dans ces modèles :

- ❖ L'orientation des particules et le développement des défauts (cavités, pores, microfissures, fissures) sur une coupe de l'échantillon (Cao *et al.* 2018).
- ❖ Les forces de contact intergranulaire (Mchirgui 2012) .
- ❖ L'énergie d'activation liée aux défauts et aux réarrangements des particules, ce paramètre est utilisé lors d'une description analytique du comportement de l'argile analogue à celui des molécules d'un liquide ou d'un gaz, au moyen d'une théorie cinétique moléculaire (Ichikawa *et al.* 2004),

1.4.1 Approches macroscopiques

Différentes classes de modèles constitutifs ont été développées pour simuler le fluage observé dans les sols. En général, les modèles du comportement de fluage qui existent, peuvent être groupés en trois classes :

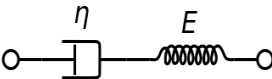
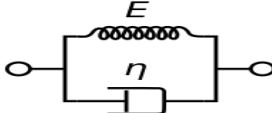
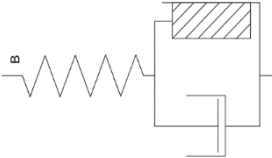
- ❖ Modélisations à base de modèles rhéologiques monodimensionnels
- ❖ Modélisations basés sur des concepts empiriques
- ❖ Modélisations par une loi de comportement viscoplastiques

En relation avec les trois classes susmentionnées, d'autres modèles spécifiques peuvent être distingués, en tenant compte de l'effet de la non saturation et de la température :

1.4.1.1 Modèles rhéologiques

Ces modèles décrivent les conditions uniaxiales et sont donnés sous forme de solution différentielle. Souvent ils sont utilisés pour obtenir une compréhension conceptuelle sur le comportement dépendant du temps. Ces modèles ont été principalement développés pour décrire le comportement des métaux dans lesquelles les modèles rhéologiques représentent principalement le comportement visqueux. Cependant, dans le cas du sol, ils incluent également le comportement plastique. Les modèles rhéologiques sont principalement divisés en trois catégories (Tableau 1.3).

Tableau 1. 3 : Modèles de fluage rhéologiques

Modèles rhéologiques				
Théories	Modèles	Expressions	Avantages/ limites	
Viscoélasticité (Purwodihardjo 2004)	Maxwell	$\epsilon_z = \frac{\sigma}{E} + \frac{\sigma}{2\eta(1+\nu)} t$		<ul style="list-style-type: none"> - Décrit le fluage secondaire par restauration des déformations élastiques dans le temps. - Une extension à un modèle 3D peut être proposée en considérant uniquement déviatoires du tenseur des contraintes et des déformations.
	Kelvin-Voigt	$\epsilon_z = \frac{\sigma}{E} \left[1 - e^{\frac{-E}{2\eta(1+\nu)} t} \right]$		<ul style="list-style-type: none"> - Décrit le fluage primaire de type exponentiel asymptotique. - Ce modèle n'est en aucun cas relaxant car le montage en parallèle d'un ressort et d'un amortisseur empêche tout rééquilibrage de la contrainte axiale à déformation axiale maintenue constante. - Une extension à un modèle 3D peut être proposée en considérant uniquement déviatoires du tenseur des contraintes et des déformations.
Viscoplasticité (Liingaard et al. 2004)	Modèle de Bingham	$\dot{\epsilon} = \frac{\dot{\sigma}}{E} + \frac{(\sigma - \sigma_y)}{\eta} \text{ si } \sigma > \sigma_y$ $\dot{\epsilon} = \frac{\dot{\sigma}}{E} \text{ si } \sigma \leq \sigma_y$		<ul style="list-style-type: none"> - L'écoulement visqueux n'apparaît qu'en cisaillement après franchissement d'un certain seuil de contrainte. - La réponse au fluage, de relaxation et à la vitesse de déformation du modèle de Bingham est présentée sur la Fig. 1.17.
Ingénierie de fluage (Liingaard et al. 2004)	Total Strain Model	$\epsilon = f(\sigma)g(t)$	- La déformation visqueuse à contrainte constante est directement liée au temps t.	
	Time Hardening Model	$\dot{\epsilon} = f(\sigma)g(t)$	-Le temps est introduit sous forme explicite dans le modèle.	

L'équation constitutive pour un modèle de Bingham est égale à l'équation pour un ressort élastique si $\sigma \leq \sigma_y$ comme indique l'équation du modèle. La réponse au fluage, à la relaxation et à la vitesse de déformation du modèle de Bingham est représentée sur la Fig. 1.14.

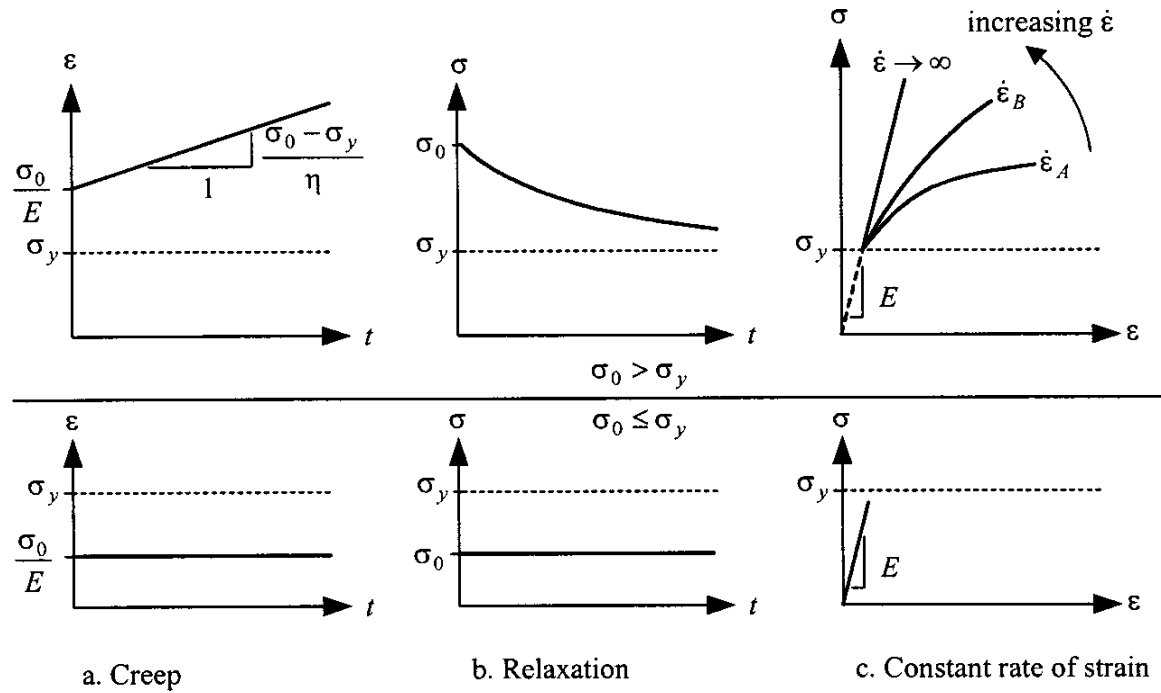


Fig. 1.14 : Réponse d'un modèle de Bingham. Les courbes supérieures correspondent à des conditions viscoplastiques. Les courbes inférieures montrent la réponse élastique : (a) réponse de fluage ; (b) réponse de relaxation ; et (c) réponse pour un taux de déformation constant (Liingaard *et al.* 2004)

1.4.1.2 Modèles empiriques

Ces modèles sont principalement obtenus en ajustant directement les résultats d'essai de fluage ou en combinant deux ou plusieurs modèles empiriques.

Le domaine d'application de ces modèles est pour la plupart des cas limités à certaines conditions aux limites.

Les relations empiriques pour les sols sont fortement influencées par la compréhension classique de la rhéologie des matériaux. C'est-à-dire que le fluage, est considéré comme étant dus au même mécanisme de base du « principe de correspondance ».

Ces relations constitutives sont généralement données par une solution de forme implicite ou parfois par des équations différentielles.

Ils reflètent souvent le comportement réel du sol en raison de leur simplicité et certains d'entre eux sont largement répandu (Tableau 1.4).

Tableau 1. 4 : Exemples de modèles de fluage empiriques (Liingaard *et al.* 2004)

Modèles empiriques			
Catégori es	Approches / Modèles	Expressions	Avantages/ limites
Relations empiriques primaires	Lois de fluage semi logarithmique	$\varepsilon_z = C_{\alpha e} \log \left(1 + \frac{t}{t_i} \right)$	- Une réduction continue et progressive du taux de compression. - Loi de fluage limité pour la gamme des sols normalement consolidée.
		$\varepsilon_z = \frac{1}{m'} \log \left(1 + \frac{t}{t_i} \right)$ Avec : $m' = \frac{C_{ce}}{C_{\alpha e}}$	-La contrainte verticale effective est prise en compte par le paramètre Cc. - Une surestimation de déformations calculées lorsque le temps tend vers l'infini.
		$\varepsilon_z = \frac{\psi}{v} \ln \left(\frac{t + t_0}{t_0} \right)$ Avec : $\frac{\psi}{v} = \frac{\psi'_0}{1 + \left(\frac{\psi'_0}{\varepsilon_{\infty}} \right) \ln \left[\frac{(t+t_0)}{t_0} \right]}$	- Le paramètre (ψ/v) n'est pas constant et dépend du temps. - La déformation à l'infini (ε_{∞}) est limitée et considéré comme paramètre du modèle. - Lorsque (t) est infini, la déformation de fluage tend vers le paramètre (ε_{∞}).
	Modèle de fluage de Singh et Mitchell	$\dot{\varepsilon} = A \exp(\alpha q) \left(\frac{t_1}{t} \right)^m$	- Décrit le fluage unidimensionnel a un niveau de contrainte constant. - Le modèle n'est valable que pour un sol particulier.
Relations secondaires semi-empiriques	Approche de Kavazanjian et Mitchell	$\dot{\varepsilon}_v \cong \frac{C_{\alpha e}}{\ln(10)} \frac{1}{t}$ $\dot{\varepsilon}_1 = A \exp(\alpha q) \left(\frac{t_1}{t} \right)^m$ $\dot{\varepsilon}_q = \dot{\varepsilon}_1 - \frac{\dot{\varepsilon}_v}{3}$	- Composants volumétriques et déviatorique séparés. - Une composante instantanée et différé constituent les expressions volumétriques et déviatorique.
	Approche de Tavenas	$\dot{\varepsilon}_v = B f(\sigma'_{ij}) \left(\frac{t_1}{t} \right)^m$ $\dot{\varepsilon}_q = A g(\sigma'_{ij}) \left(\frac{t_1}{t} \right)^m$ $\frac{\dot{\varepsilon}_v}{\dot{\varepsilon}_q} = \frac{f(\sigma'_{ij})}{g(\sigma'_{ij})} = h(\sigma'_{ij})$	- Composants volumétriques et déviatorique séparés. - Basé sur les résultats des tests de comportement au fluage de l'argile légèrement surconsolidée. -valable seulement si le paramètre (m) de fluage déviatorique coïncide avec la valeur (m) de fluage volumétrique.
	Modèle de Bjerrum	$e = e_0 - C_{re} \log \frac{\sigma'_{z,pc}}{\sigma'_{z,0}} - C_{ce} \log \frac{\sigma'_z}{\sigma'_{z,pc}} - C_{\alpha e} \log \frac{t_i + t}{t_i}$	-prise en compte de la surconsolidation des argiles normalement consolidées.
	Modèles de Yin et Graham	$\dot{\varepsilon}_z = \frac{k}{v} \frac{1}{\sigma'_z} \dot{\sigma}'_z + \frac{\psi}{v t_0} \exp \left[-(\varepsilon_z - \varepsilon_{z0}) \frac{v}{\psi} \right] \left(\frac{\sigma'_z}{\sigma'_{z0}} \right)^{\frac{\lambda}{\psi}}$ $\dot{\varepsilon}_z = a_2 n_1 \left(\frac{\sigma'_z}{\sigma'_u} - \frac{\sigma'_{z0e}}{\sigma'_u} \right)^{n_1-1} \dot{\sigma}'_z + (f_{\infty}^{ep} - f_0^{ep}) \frac{n_3}{t_0} \left(1 - \frac{\varepsilon_z - f_0^{ep}}{f_{\infty}^{ep} - f_0^{ep}} \right)^{(n_3+1)/n_3}$	- Deux types de modèles généraux élastiques-visco-plastiques peuvent être résolus pour des solutions de fluage, de relaxation, de vitesse de déformation et taux de contrainte constant. -le deuxième modèle implique la détermination de 11 paramètres et le premier seulement 5.

1.4.1.3 Lois de comportement viscoplastiques

Cette section est consacrée exclusivement aux lois de comportement générales, qui décrivent non seulement les effets visqueux, mais aussi le comportement non visqueux des sols, dans toutes les conditions de chargement possibles. Une attention particulière est accordée aux modèles élasto-viscoplastiques, qui associent le comportement élastique avec le comportement plastique dépendant du temps.

Les modèles élastiques-viscoplastiques peuvent être divisés en deux classes :

- ❖ Les modèles élastoviscoplastiques basés sur le concept de surcontrainte, ils sont désignés par « Overstress Models » dans la littérature anglaise et la théorie est appelée la théorie de surcontrainte.
- ❖ Les modèles élastoviscoplastiques basés sur le concept d'une surface d'écoulement non stationnaire, ils sont désignés par « Nonstationary Flow Surface Models » NSFS dans la littérature anglaise et la théorie est appelée la théorie de surface d'écoulement non stationnaire.

i. Viscoplasticité du type surcontrainte

Les modèles (Tableau 1.5) sont basés sur la théorie de (Perzyna 1966). Ils appartiennent à la catégorie elasto-viscoplastique, et ignorent les déformations visqueuses dans le domaine élastique. Ainsi, seule la partie plastique est visqueuse :

$$d\varepsilon = d\varepsilon^e + d\varepsilon^{vp} \quad [1.2]$$

La déformation viscoplastique suit une loi de comportement non associée :

$$d\varepsilon^{vp} = \gamma \langle \phi(F) \rangle \frac{\partial g}{\partial \sigma} \quad [1.3]$$

Avec :

γ	Paramètre de fluidité
ϕ	Noyau visqueux, fonction de la variable de surchargement F déterminée expérimentalement
g	Fonction du potentiel plastique
$\langle \rangle$	Crochets de Macaulays qui sont définis comme dans l'équation [1.3]

$$\langle \phi(F) \rangle = \begin{cases} 0 & F \leq 0 \\ \phi(F) & F > 0 \end{cases} \quad [1.4]$$

F est défini en fonction de l'état de contrainte actuel et du travail viscoplastique produit par le chargement W^{VP} :

$$W^{VP} = \int \sigma \, d\varepsilon^{VP} \quad [1.5]$$

$$F = \frac{f_d(\sigma, W^{VP})}{k_s(W^{VP})} - 1 \quad [1.6]$$

Où :

f_d	Surface de charge dynamique sur laquelle se trouve le point représentatif de l'état de contraintes actuel
k_s	Variable d'érouissage, qui dépend de la surface de charge statique

Tableau 1. 5 : Modèles a surcontrainte (Liingaard *et al.* 2004)

Modèles a surcontrainte	Caractéristiques
Modèle de Adachi et Okano (1974)	Modélise l'argile saturée normalement consolidé.
Modèle de Oka (1981)	Le modèle est capable de décrire plus de phénomènes liés au temps associés à l'argile saturée et normalement consolidée.
Modèle de Katona (1984)	L'objectif du modèle est de modéliser une large gamme de matériaux géologiques, en particulier des sols et des roches.
Modèle de Di Prisco et al. (1996)	L'objectif est de décrire les effets du temps dans le sable meuble.
Modèle de Oka et el. (1988)	Décrit le comportement de l'argile surconsolidée.
Modèle de Zienkiewicz et al. (1975)	Accent sur le comportement associé et non associé des sols. En outre, une certaine importance aux algorithmes numériques et aux exemples résolus numériquement.
Modèle de Akai et al. (1977)	L'objectif du modèle est d'obtenir une relation contrainte-déformation-temps pour la roche.
Modèle de Desai et Zhang (1977)	Le but du modèle est de décrire le comportement viscoplastique de matériaux géologiques tels que le sable et la roche.

Les crochets de Macaulays, impliquent que la déformation viscoplastique n'est présente que quand l'état de contrainte est au-delà de la surface statique, caractérisant par la condition $F > 0$.

La position de surface statique f_s est en réalité difficile à déterminer ; elle ne peut être déterminée qu'en réalisant des essais à vitesse de chargement très lente (Hinchberger & Rowe 1998).

ii. Viscoplasticité avec surface d'écoulement non stationnaire

La théorie de surface d'écoulement non stationnaire (NSFS) est caractérisée par l'introduction d'une ou plusieurs variables dans la description de la surface de charge. Cette théorie a été présentée dans (Olszak & Perzyna 1966). La surface de charge est évolutive en fonction de ces variables : $f(\sigma, \varepsilon^{vp}, \beta) = 0$, ou β est une fonction dépendante du temps. Le matériau est considéré comme un état viscoplastique unique si $f = 0$. Comme les modèles à surchargement, la déformation est décomposée en une part élastique et une autre part viscoplastique : $d\varepsilon = d\varepsilon^e + d\varepsilon^{vp}$.

La déformation viscoplastique est déterminée par l'équation :

$$d\varepsilon^{vp} = \langle \Lambda \rangle \frac{\partial g}{\partial \sigma} \quad [1.7]$$

Avec :

$$\begin{array}{l} \Lambda \\ g \end{array} \left| \begin{array}{l} \text{Multiplicateur viscoplastique non négatif} \\ \text{Potentiel viscoplastique} \end{array} \right.$$

Λ est déterminé à partir de la condition de consistance ($\dot{f} = 0$) :

$$\Lambda = - \frac{\frac{\partial f}{\partial \sigma} \dot{\sigma} + \frac{\partial f}{\partial \beta} \dot{\beta}}{\frac{\partial f}{\partial \varepsilon^{vp}} \frac{\partial g}{\partial \sigma}} = \Lambda_1 + \Lambda_2 \quad [1.8]$$

Où :

$$\Lambda_1 = - \frac{\frac{\partial f}{\partial \sigma} \dot{\sigma}}{\frac{\partial f}{\partial \varepsilon^{vp}} \frac{\partial g}{\partial \sigma}} \quad [1.9]$$

Et

$$\Lambda = - \frac{\frac{\partial f}{\partial \beta} \dot{\beta}}{\frac{\partial f}{\partial \varepsilon^{vp}} \frac{\partial g}{\partial \sigma}} \quad [1.10]$$

Le paramètre Λ_1 est similaire au multiplicateur λ dans les équations élastoplastiques classiques. On peut donc conclure que la seule différence entre λ et Λ est que ce dernier est composé d'un terme additionnel qui est $\frac{\partial f}{\partial \beta} \dot{\beta}$, caractérisant le comportement visqueux.

Lors du fluage, la surface de charge évolue bien que la contrainte soit constante. Cette évolution de surface de charge fait que le chargement ultérieur se déroule d'abord dans la zone élastique. De nombreux modèles élastoviscoplastiques basés sur la théorie NSFS sont répertoriés dans le Tableau 1.6.

Tableau 1. 6 : Modèles a surface d'écoulement non stationnaire (Liingaard *et al.* 2004)

Modèles NSFS	Caractéristiques
Modèle de Sekiguchi (1977)	Capable de décrire la rupture par fluage dans des conditions non drainées. Modélise l'argile normalement consolidée.
Modèle de Dragon et Mroz (1979)	Basés sur le concept de la théorie NSFS dans la mesure où l'évolution de la microfissuration dans le temps est responsable du comportement macroscopique. L'objectif du modèle est de décrire le comportement au fluage des matériaux rocheux.
Modèle de Nova (1982)	L'objectif du modèle est de modéliser l'argile normalement consolidée.
Modèle de Matsui et Abe (1985)	Le modèle est valable pour l'argile normalement consolidée.

1.4.1.4 Modèles spécifiques

i. Modèles de fluage des sols non saturés

La modélisation de fluage des sols non saturés se situe au centre de l'actualité scientifique ces dernières années. (De Gennaro *et al.* 2003) ont proposé une approche multiphasique, incluant des effets de fluage sous des niveaux de succion contrôlés. Un comportement élastoviscoplastique (modèle 3C) tenant en compte du degré de saturation est ainsi formulé par (Deng *et al.* 2011). On cite également, le modèle constitutif viscoplastique pour les géomatériaux non saturés présenté par (De Gennaro & Pereira 2013), et la solution numérique de (Azari *et al.* 2015) qui décrit le fluage non-linéaire, incorporée dans les équations de consolidation, tenant en compte des effets des propriétés de zone perturbées sur le comportement dépendant du temps. (Liu *et al.* 2016) ont montré que la déformation des sols non saturés sous contrainte constante est conforme aux équations de fluage avec deux corps de Kelvin, compte tenu de l'effet de couplage de la rhéologie et de la consolidation. D'autres modèles ont été développés dans le cadre du programme de suivi et d'auscultation du grand glissement de terrain de la région du réservoir des Trois Gorges en Chine, dont le détail figure à la section 4.2 du présent document.

ii. Modèles de fluage avec température

Pour décrire le comportement thermomécanique des sols, de nombreux modèles ont été proposés. (Hueckel et *al.* 2009) ont proposé un modèle thermoplastique basé sur un modèle de Cam-clay modifié. Tout en traitant de l'effet thermique, ce modèle introduit une variable d'état dans l'expression de la surface d'écoulement et de la dilatation réversible dans la partie élastique. Sur la base des résultats des tests thermiques, (Cui et *al.* 2006) et (Graham et *al.* 2001) ont développé des modèles thermomécaniques pour les argiles. Dans ces modèles, des modifications ont été apportées pour modéliser l'effet du taux de surconsolidation sur le comportement thermomécanique des sols. (Zhang et *al.* 2009) (Zhang et *al.* 2012) ont proposé un simple modèle thermo-élastoplastique basé sur un modèle de Cam-clay, où le concept de contrainte équivalente a été présenté pour simuler l'effet mécanique provoqué par une augmentation de la température. Cependant, la plupart des modèles mentionnés visaient à modéliser les propriétés à court terme des géomatériaux, peu d'études ont prêté leur attention au comportement dépendant du temps des sols à température élevée (Tableau 1.7).

Tableau 1. 7 : Exemples de modèles de fluage avec température (Kurz 2014)

Modèles a surcontrainte	Caractéristiques
Modèle de Modaressi et al. (1997)	L'angle de frottement dans la formulation du modèle dépend de la température et de la surface d'écoulement cyclique. La performance du modèle est moins satisfaisante que les modèles thermoplastiques et viscoplastiques. Cependant il est plus facile à implémenter ce modèle dans les logiciels d'éléments finis et à réintroduire des effets de temps.
Modèle de Yashima et al. (1998)	Le modèle s'appuie sur le modèle d'Adachi et Oka (1982), il reproduit le comportement des argiles à différentes vitesses de déformation et température.
Modèle de Kelln (2007)	Décrit séparément le comportement dépendant du temps et de la température des argiles. La calibration du modèle est difficile.

1.4.2 Approches microscopiques

Les approches microscopiques cherchent à déduire la réponse macroscopique d'une structure hétérogène considérée comme une matrice avec des inclusions séparées, dépend fortement de la taille, de la forme, des propriétés et de la distribution des constituants à une échelle dont les grains et les pores sont visible et distincts.

L'homogénéisation multi-échelle est apparue comme l'une des méthodes les plus

prometteuses pour calculer la réponse des structures composites. Cette procédure micromécanique est étudiée par un volume élémentaire représentatif (VER) décrivant le milieu hétérogène et déterminant le comportement du matériau équivalent homogénéisé. Parmi les différentes façons de caractérisation du VER, il y a deux approches significativement différentes (Drugan & Willis 1996) .

La réponse macroscopique selon la première approche repose sur la connaissance de la nature statistique de la microstructure des composites. Cette approche implique que le VER doit inclure un très grand nombre d'hétérogénéités telles que les grains, les inclusions, les vides, les fissures et les fibres (Fig. 1.15a).

Dans la deuxième approche le VER est défini comme étant le plus petit élément du composite. La représentation macroscopique du module globale est un modèle suffisamment précis pour calculer la réponse moyenne. C.-à-d. un VER à microstructure périodique (Fig. 1.15b).

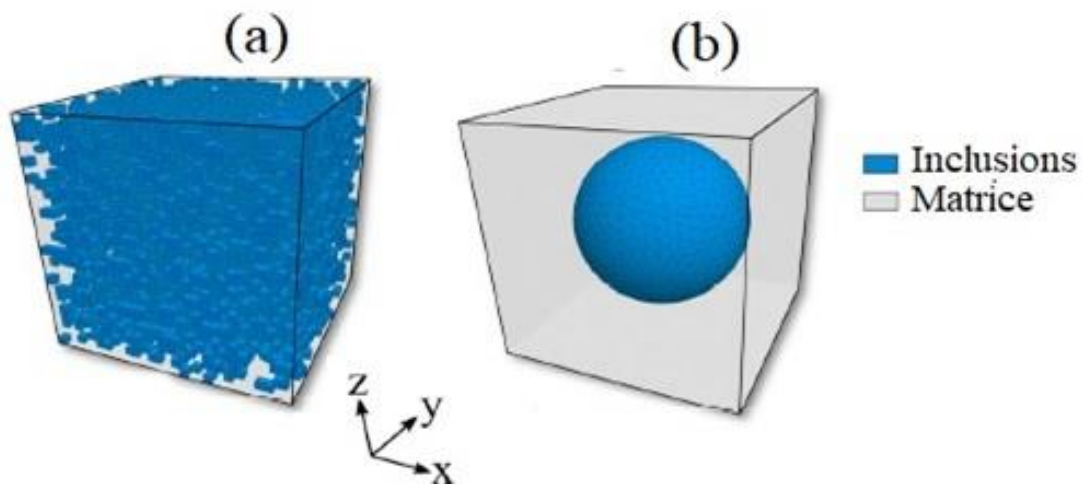


Fig. 1. 15 : Représentation du VER (a) représentation statistique (b) cellule unitaire (Wetzel *et al.* 2017)

Les aspects théoriques de l'approche microscopique ont été couramment abordés dans la littérature. Nous nous contentons dans cette section de faire un bref rappel sur le principe d'homogénéisation. Nous renvoyons le lecteur à (Belayachi 2006) pour avoir plus de détails sur la théorie et les approches d'homogénéisation classiques. De manière générale, et comme montre la Fig. 1.16 l'homogénéisation des matériaux composites se résume en trois étapes principales :

- Définition et représentation du VER de la microstructure matérielle considérée.

- La localisation (transition macro-micro) dans laquelle les conditions aux limites microscopiques sont obtenues à partir des variables d'entrée macroscopique (par exemple, le tenseur de déformation), en tenant compte de la géométrie, la loi de comportement, etc.
- Homogénéisation (transition micro-macro), les variables de sortie macroscopiques sont obtenues à partir du calcul du comportement microscopique du VER et les propriétés macroscopiques du milieu homogène équivalent sont évaluées à partir des relations de moyennes sur le volume (Hill 1963).

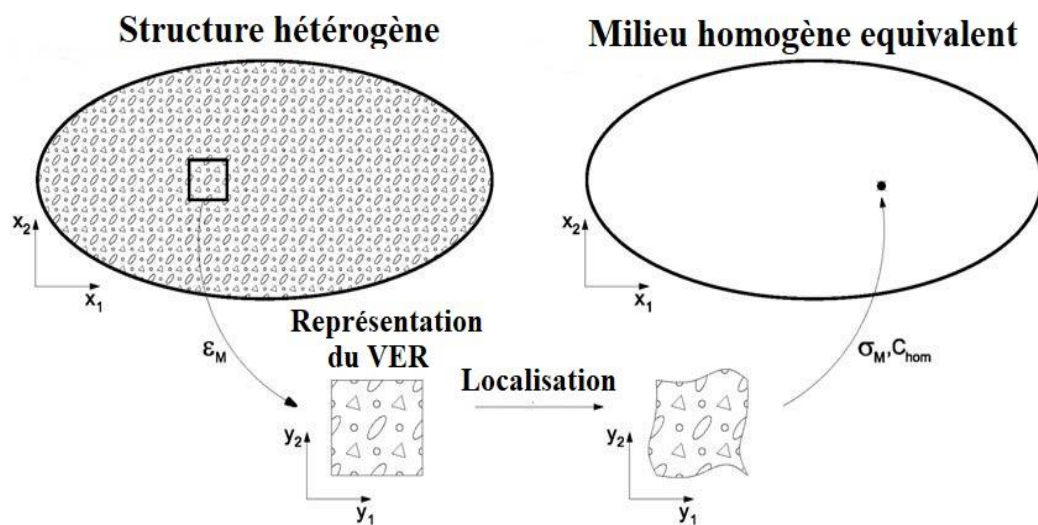


Fig. 1. 16 : Etapes d'homogénéisation à deux échelles

L'approche microscopique basé sur le principe d'homogénéisation présenté ci-avant a été largement utilisée dans le domaine élastique (Paiboon et al. 2013) (de Buhan & Hassen 2008) (Wang *et al.* 2002). Cependant, les géomatériaux (sols, roches, béton, etc.) présentent une réponse non linéaire dépendant du temps. Dans les sections suivantes nous présentons la théorie d'homogénéisation dans le cadre du comportement viscoplastique des matériaux hétérogènes.

1.4.2.1 Méthodes analytiques

Le principe des méthodes analytiques de changement d'échelle dans le cas de comportement non linéaire viscoplastique, est basé sur la linéarisation du comportement local, c.-à-d. le passage vers à un comportement de type élastique à chaque pas de résolution, en utilisant des transformées inverses de Laplace-Carsan. Le résultat de l'homogénéisation dépend fortement du choix de l'approximation faite lors de la linéarisation du comportement local

(Pipard 2012). Les lecteurs sont invités à se référer aux travaux de (Mercier *et al.* 2012) (Berbenni 2002), qui fournissent une description sur les principaux modèles de transition d'échelles élasto-viscoplastique, tels que :

- ❖ la linéarisation effectuée par un module viscoplastique tangent à travers une démarche incrémentale (Hill 1965) et le module viscoplastique sécant (Hutchinson 1976);
- ❖ l'utilisation du module tangent proposé initialement par (Molinari *et al.* 1987) et (Lebensohn & Tomé 1993);
- ❖ la linéarisation affine développée par (Masson *et al.* 2000) via un schéma auto-cohérent du premier ordre ou d'autres formulations du second ordre développées par (Castañeda 1996) et (Lebensohn *et al.* 2007) ;
- ❖ modélisation auto-cohérente avec la combinaison d'une formulation affine et la méthode des champs translatés (Mareau & Berbenni 2015).

Les méthodes d'homogénéisations présentées dans le cadre du comportement au fluage sont caractérisées par une transition micro-macro en général assez complexe, pour laquelle des solutions analytiques sont difficiles à obtenir, même pour des problèmes simplifiés. Une méthode appropriée pour résoudre ce problème est la procédure numérique par éléments finis que nous présentons dans la section suivante.

1.4.2.2 Méthodes numériques

Lorsque l'on utilise l'approche microscopique dans le contexte de la mise en œuvre par la méthode numérique, le comportement des matériaux hétérogènes complexes, y compris ceux à comportement non linéaire des constituants est étudié d'une façon relativement simple et unifiée. Le comportement est déterminé par la modélisation détaillée de la microstructure. Le cœur de ces méthodes consiste à imposer des conditions aux limites adaptées sur un VER, et à résoudre le problème résultant par des codes numériques (souvent aux éléments finis).

En 1998, (Smit *et al.* 1998) ont présenté une méthode d'homogénéisation qui tient compte des grandes déformations et du comportement des matériaux viscoélastiques. Cette méthode est basée sur un programme d'éléments finis, et mis en œuvre sur la base de la théorie d'homogénéisation classique, en supposant une périodicité de la microstructure telle que représentée dans la la Fig. 1.17.

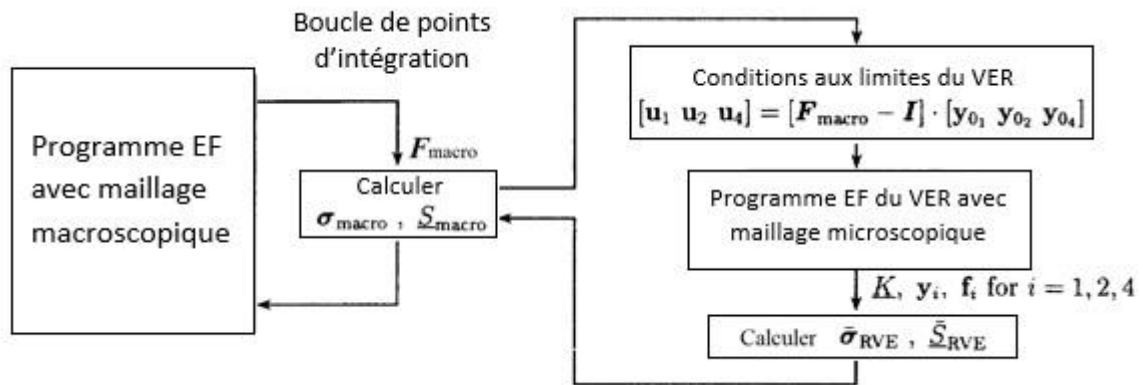


Fig. 1. 17 : Représentation schématique du programme d'éléments finis (Smit *et al.* 1998)

La contrainte macroscopique est obtenue par un calcul de moyenne volumique après l'application d'une déformation macroscopique locale, représentée par le tenseur de déformation et imposant des conditions aux limites appropriées. A chaque cycle d'itération lors du calcul numérique par la procédure des éléments finis, le point d'intégration de la contrainte σ_{macro} et de la rigidité $\underline{S}_{\text{macro}}$ sont obtenus par une analyse séparée d'éléments finis sur le VER qui est assignée à ce point d'intégration macroscopique. Le calcul de la contrainte moyenne σ_{moy} et de la rigidité $\underline{S}_{\text{moy}}$ sont calculés à partir du VER suivant la direction y_i , la force f_i , et la matrice de rigidité \underline{K} . Dans cette étude (Smit *et al.* 1998) ont démontrés que la méthode d'homogénéisation numérique prédisait avec succès la réponse mécanique du comportement non linéaire des matériaux hétérogènes. Très récemment, de nouvelles méthodologie numériques décrivant le fluage des géomatériaux ont été présentées, à savoir (Giorla & Dunant 2018) pour le béton et (Dahhaoui *et al.* 2018) pour l'argilite de Meuse/ Haute-Marne.

1.5 Conclusion

Cette étude bibliographique nous a permis de créer le cadre scientifique auquel les principaux points à considérer sont ceux de l'influence de la non saturation et de la température sur le fluage des sols argileux.

Une revue détaillée sur les procédures d'essais de laboratoire, principalement focalisée sur les essais de fluage œdométriques, et les essais de fluage triaxiaux a été exposée. Les constatations établies dans cette partie nous a permis de mettre en exergue l'utilisation de l'œdomètre haute pression pour étudier le fluage de la bentonite dans le chapitre suivant.

Compte tenu de la complexité morphologique microscopique des argiles, et l'influence de la microstructure et les effets thermiques et hydriques, nous utilisons le principe de modélisation par homogénéisation périodique dans cette étude.

**CHAPITRE II ETUDE
EXPERIMENTALE DE FLUAGE :
EFFET DE LA TEMPÉRATURE
ET DE L'HUMIDITÉ RELATIVE**

2.1 Introduction

Cette partie est consacrée à la présentation de l'étude expérimentale réalisée sur la bentonite de Maghnia qui a été choisie pour ce travail de thèse. Cette argile est considérée comme un matériau de référence dans plusieurs recherches en Algérie. Une quantité de 50 kg de cette bentonite nous a été fourni par l'entreprise locale- unité de production BENTAL Maghnia. Ce chapitre est dédié à l'étude des effets hydriques et thermiques sur le fluage unidimensionnel de l'argile. La classe du matériau est également mise en valeur. Trois groupes de tests de fluage œdométrique sous chargement vertical multipalier ont été réalisés.

Après la description des matériaux, nous présentons les dispositifs utilisés et les procédures expérimentales adoptées pour réaliser cette investigation. Dans le premier groupe, des essais de fluage standard ont été menés sur des éprouvettes compactées à l'optimum Proctor normal. Dans le second groupe, les tests de fluage ont été effectués sur des échantillons pour différentes humidités relatives (HR=98%, HR=86% et HR= 66%). Enfin, des tests sur des éprouvettes dans des conditions isothermes à températures constante (20, 40, 60 et 80°C) ont été réalisés dans le troisième groupe d'essais. Les résultats expérimentaux peuvent aider à évaluer les déformations de fluage de la bentonite de Maghnia pour une meilleure compréhension du comportement.

2.2 Matériaux utilisés

Les bentonites utilisées proviennent des gisements de Hammam Bouhrara, situé à l'ouest algérien de la région de Maghnia (à Tlemcen, extrême Nord-Ouest de l'Algérie) et à 600 km de la capitale Alger (Fig. 2.1).

De point de vue géologique, le site d'emprunt se situe entre deux massifs atlasiques développant dans toute l'emprise du barrage de Bouhrara. Dans cette étude deux types de bentonites (type sodique) nous ont été fournies :

- ❖ La bentonite commerciale (BC) finement broyée, sous forme de poudre, fournie en sac de 25 kg. Elle est manufacturée par la société BENTAL et utilisée généralement dans les travaux de forage et filtration. Ce matériau est valorisé dans plusieurs recherches pour la conception de barrière ouvragées destinées à la réalisation des fonds des centres d'enfouissement techniques (CET) (Gueddouda et al. 2011).
- ❖ La bentonite tout venant (BTV), qui est un matériau naturel utilisé dans la fabrication de la bentonite commerciale et dans la construction du noyau du barrage de Bouhrara.

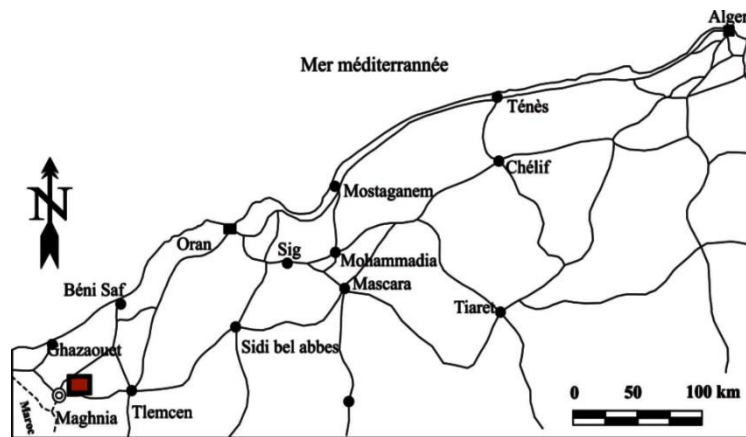


Fig. 2. 1 : Localisation du gisement de bentonite de Maghnia (Debieche & Kaoua 2014)

2.2.1 Caractéristiques physiques

Les propriétés physiques de ces deux types de bentonite ont été déterminées par des essais standards à l'université de Tlemcen. Les principaux résultats ont montré une forte proportion de la fraction argileuse, de façon à ce que la valeur de bleu dépasse 8 cm^3 . Les matériaux étudiés sont classés parmi les sols argileux très plastiques (At) selon la classification LCPC. Les résultats des essais d'identifications sont répertoriés dans le Tableau 2.1.

Tableau 2. 1 : Propriétés physiques de la bentonite de Maghnia

	%< 2 μm	%< 80 μm	w _L (%)	I _p (%)	SST (m ² /g)	w _{OPN} (%)	G _{d OPN}
BTV	89	74	140,3	89,6	528,3	24,2	1,42
BC	100	100	136	90,84	867,93	18,13	1,37
	NFP 94-56/57		NFP 94-51		NFP 94-68	NFP 94-093	

2.2.2 Caractéristiques hydriques : la perméabilité intrinsèque

La cellule de perméabilité de type Cembureau (Saiyouri *et al.* 2008) du laboratoire LaMé a été utilisée (Fig. 2.2). L'utilisation de ce dispositif fait partie des méthodes standard pour déterminer la perméabilité au gaz. Cette méthode de mesure, souvent adoptée pour les bétons semble efficace pour d'autres type de matériau.

Pour notre cas, les mesures de perméabilité apparentes sont effectuées avec des pressions d'injections relativement faibles : 2, 4, et 6 kPa. Des échantillons cylindriques de 50 mm de diamètre et 50 mm de hauteur ont été utilisés. Un séchage préalable d'une période de 7 jours à la température de 40 °C est effectué avant chaque première mesure. Ce type de séchage modéré

n'engendre aucun endommagement de l'éprouvette du sol et permet un séchage suffisant pour initier la percolation du gaz à travers l'éprouvette testée

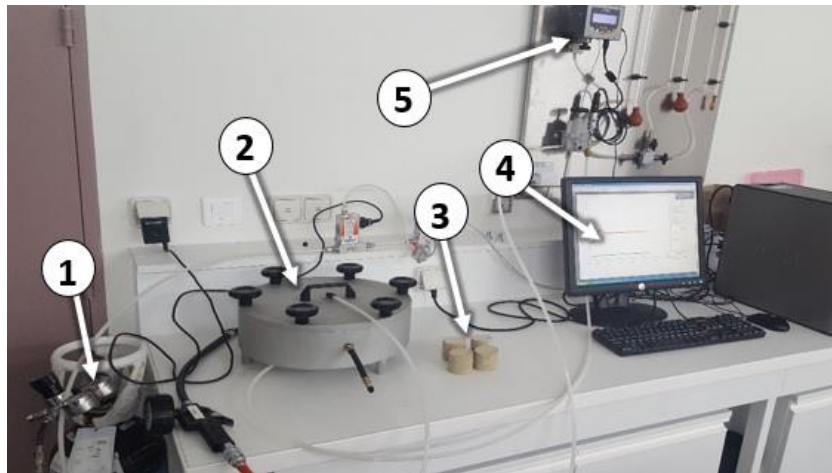


Fig. 2. 2 : Mesure de la perméabilité au gaz (K_a) selon la méthode Cembureau (1 : bouteille d'azote (N_2), 2 : cellule d'essai, 3 : éprouvettes de bentonite, 4 : logiciel d'acquisition de pression et débit, 5 : capteur de pression)

Pour chaque échantillon et chaque pression la perméabilité apparente K_a est calculée à partir de la formule suivante :

$$K_a = \frac{Q_1 2 \mu L P_{atm}}{A (P_1^2 - P_{atm}^2)} \quad [2.1]$$

Avec :

Q_1	Débit volumique à l'entrée (m^3/s)	P_{atm}	Pression atmosphérique (Pa)
μ	Viscosité dynamique de l'azote (Pa.s)	L	Hauteur de l'échantillon (m)
P_1	Pression d'injection (Pa)	A	Section de l'échantillon (m^2)

A partir des mesures de la perméabilité apparente on peut déduire la perméabilité intrinsèque (K_v) selon l'approche de (Klinkenberg 1941) par la relation :

$$K_a = K_v \left(1 - \frac{\beta}{P_m}\right) \quad [2.2]$$

Avec :

P_m	Pression moyenne, égale à $(P_1 + P_{atm})/2$
β	Coefficient de Klinkenberg

L'observation de (Klinkenberg 1941) des effets de la pression sur les perméabilités au gaz

conduit à introduire un terme tendant vers 0 quand la pression moyenne tend vers l'infini. Pour cela, nous traçons les perméabilités apparentes en fonction de l'inverse de la pression moyenne. Ainsi à partir d'un jeu de mesures de perméabilités apparentes à différentes pressions, nous pouvons obtenir la perméabilité intrinsèque des bentonites BC et BTV (Fig. 2.3), qui est une propriété de transfert hydrique représentative de l'écoulement visqueux au sein du matériau. Les perméabilités estimées sont de l'ordre 10^{-13} m^2 et 10^{-12} m^2 pour le matériau BC et le matériau BTV respectivement, c.-à-d. une perméabilité intrinsèque de la bentonite BC inférieure à celle du BTV ($K_{V(BTV)} = 2,24 K_{V(BC)}$).

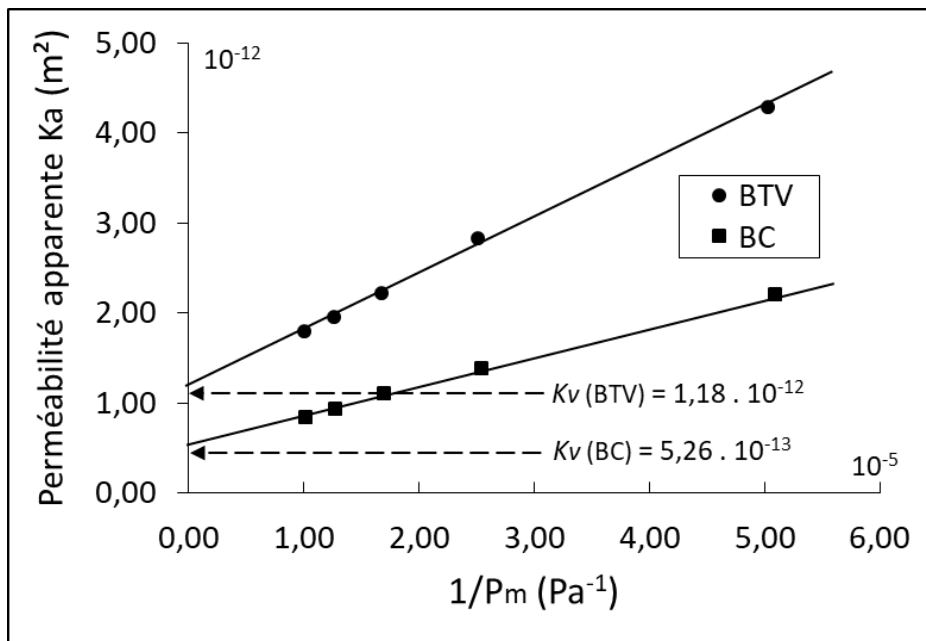


Fig. 2. 3 : Détermination de la perméabilité à gaz à partir du graphe $Ka = f(1/P_m)$

2.2.3 Caractéristiques thermiques : essai de conductivité

La conductivité thermique des éprouvettes (BTV) et (BC) a été déterminée au laboratoire LaMé par un conductimètre thermique (appareil NEOTIM FP2C) (Fig. 2.4), en utilisant la technique du fil chaud selon la norme ASTM D5930-97.

Le test thermique nécessite deux éprouvettes similaires (65mm de diamètre et 20mm de hauteur) à des propriétés identiques. La conductivité thermique moyenne a été déterminée à partir de plusieurs mesures sur plusieurs échantillons. L'évolution de la conductivité thermique en fonction de l'humidité relative est présentée sur la Fig. 2.5.

Les résultats montrent l'influence de l'humidité relative sur la conductivité thermique, qui augmente à mesure que l'HR augmente. Cependant, les valeurs obtenues sur le BTV sont légèrement supérieures par rapport à ceux du BC. Ce résultat est dû à la masse volumique

apparente des deux matériaux après stabilisation de masse à humidité donnée (plus la masse volumique est importante plus la conductivité thermique augmente).

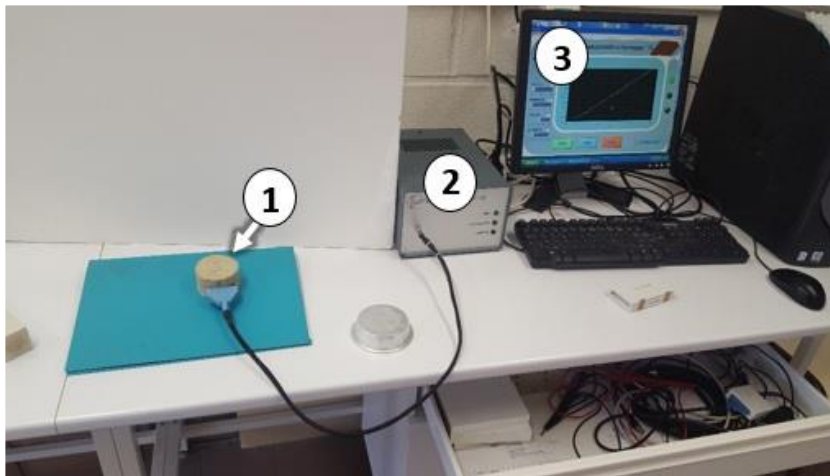


Fig. 2. 4 : Mesure de la conductivité thermique (1 : Transfert de chaleur entre deux éprouvettes superposées, 2 : appareil NEOTIM FP2C, 3 : logiciel d'acquisition de conductivité thermique)

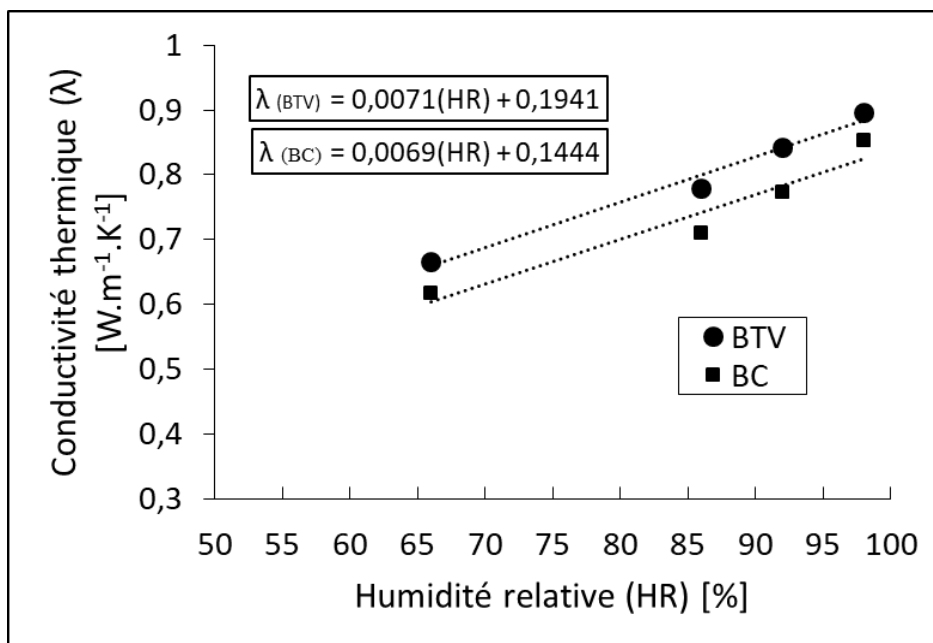


Fig. 2. 5 : Effet de l'humidité relative sur l'évolution de la conductivité thermique

2.3 Banc d'essai de fluage

Les tests de fluage ont été effectués au laboratoire LaMé de l'université d'Orléans en utilisant les cellules œdométriques qui ont été fabriquées pour les essais de compressibilité. L'œdomètre est équipé d'une pompe à l'huile c.-à-d. un chargement hydraulique haute pression.

Chapitre II Etude expérimentale de fluage : effet de la température et de l'humidité relative

Ce dernier nécessite d'amorcer le chargement et purger les bulles d'air qui peuvent empêcher le maintien d'une pression constante (condition principale de l'essai de fluage). Avant l'amorçage, toutes les connexions électriques doivent être faites, et toutes les connexions hydrauliques en place. La pompe utilise un réservoir rempli d'huile afin de distribuer la pression dans la cellule œdométrique. Le chemin de distribution de pression est illustré dans la Fig. 2.6.

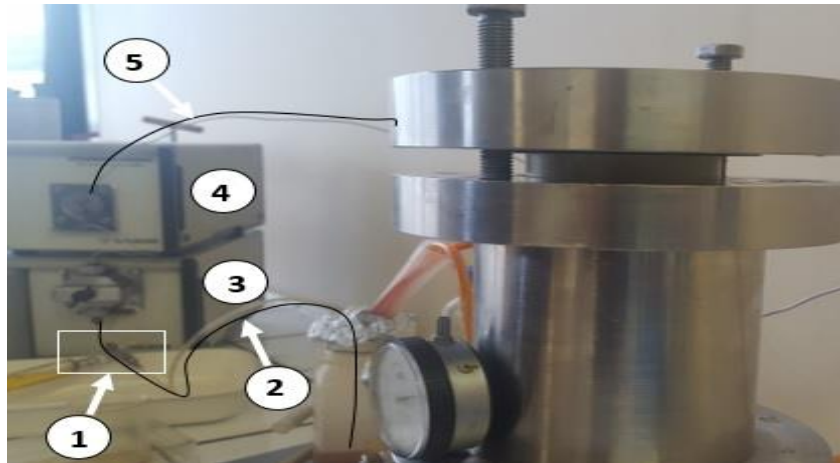


Fig. 2. 6 : Chemin de distribution d'une pression constante (1 : seringue-raccords tuyaux, 2 : chemin réservoir-pompe, 3 : pompe de pression GILSON 305, 4 : module manométrique GILSON 805, 5 : chemin pompe-vanne d'alimentation)

Le branchement tel qu'il est, repose sur une bonne manipulation au niveau de l'élément seringue-raccord tuyaux (1 dans la Fig. 2.6). La manipulation à ce niveau est expliquée par la Fig. 2.7, la position d'injection vers le réservoir permet de renvoyer un peu d'huile et d'éliminer les bulles d'air dans le chemin réservoir-pompe. Ensuite, la pompe sera mise en marche en mode PRIME avec une position de chargement et des raccords HP desserré jusqu'à y avoir plus d'air dans le chemin pompe-vanne d'alimentation.

Le programme expérimental est divisé en trois parties, l'une consacrée à des essais de fluage standard, et les deux autres pour des essais de fluage à température et des essais de fluage à humidité relative imposée. Les états initiaux des échantillons se présentent sous forme d'échantillons préparés à l'optimum Proctor normal. Le détail du programme expérimental est fourni dans le Tableau 2.2.

Un chargement haut pression multipalier a été mené avec des pressions verticales, de 2, 3, 5, 10 et 20 MPa appliquées successivement. L'essai consiste à mesurer le tassement de l'éprouvette pendant une période d'au moins 7 jours pour chaque niveau de chargement (Magnan *et al.* 1985). Pour l'essai de fluage (OT), la température désirée a été imposée à l'échantillon dès que le programme de chargement commence. De cette façon, les déformations

Chapitre II Etude expérimentale de fluage : effet de la température et de l'humidité relative

thermiques sont combinées avec les déformations mécaniques (comportement thermomécanique). Le chargement des essais (OSI) a été imposé à l'échantillon après la stabilisation de l'humidité relative (tests 6, 7, 13 et 14 du tableau 2.2).

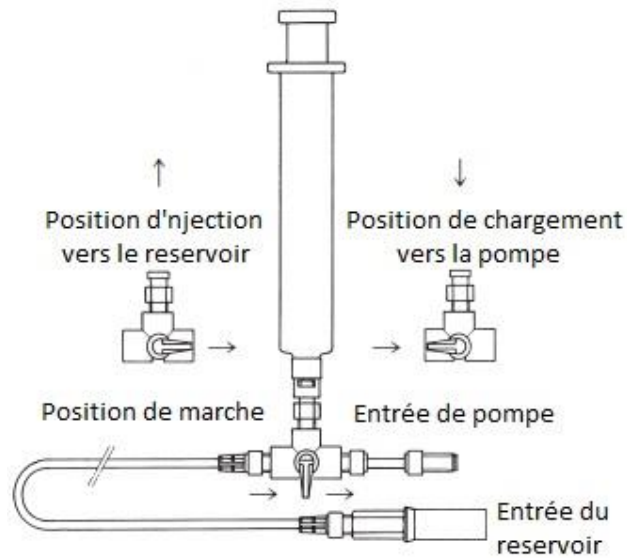


Fig. 2. 7 : Aperçu sur la partie seringue-raccords tuyaux

Tableau 2. 2 : Programme expérimental

Numéro de test	Nom du test	Type de Matériau	Type d'essai	Température T [°C]	HR [%]	Pression verticale [MPa]
1	BTV-OS	BTV	OS	ambiante	-	2-3-5-10
2	BTV-OT20	BTV	OT	20	-	2-3-5
3	BTV-OT40	BTV	OT	40	-	2-3-5
4	BTV-OT60	BTV	OT	60	-	2-3-5
5	BTV-OT80	BTV	OT	80	-	2-3-5
6	BTV-OSI98	BTV	OSI	20	98	2-3-5
7	BTV-OSI66	BTV	OSI	20	66	2-3-5-10
8	BC-OS	BC	OS	ambiante	-	2-3-5-10
9	BC-OT20	BC	OT	20	-	2-3-5-10-20
10	BC-OT40	BC	OT	40	-	2-3-5-10
11	BC-OT60	BC	OT	60	-	2-3-5
12	BC-OT80	BC	OT	80	-	2-3-5-10
13	BC-OSI98	BC	OSI	20	98	2-3-5
14	BC-OSI66	BC	OSI	20	66	2-3-5-10-20

OS Essai de fluage sur Oedomètre standard
OT Essai de fluage sur Oedomètre a température
OSI Essai de fluage sur Oedomètre a succion imposée

2.3.1 Dispositif œdométrique sans température

Le dispositif a été installé et mis en service dans une salle où les fluctuations de température ambiante sont minimales dans le but de stabiliser au maximum l'environnement thermique de

la cellule. La Fig. 2.8 montre le dispositif et les équipements nécessaires pour l'exécution des tests.

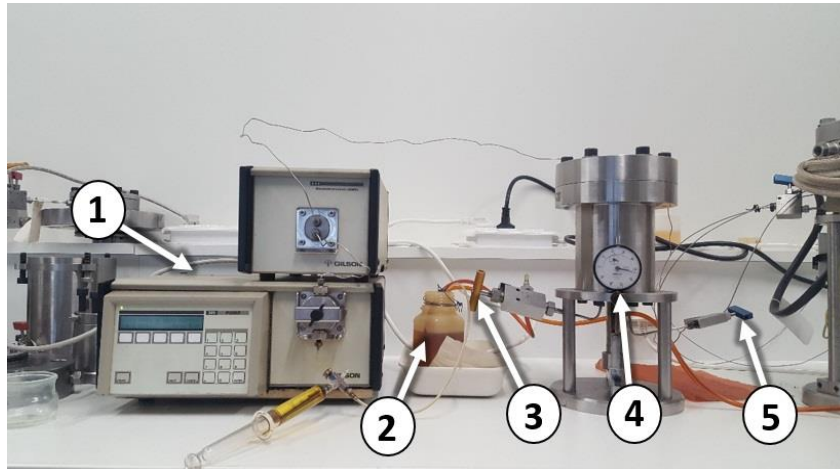


Fig. 2. 8 : Dispositif expérimental de fluage sans température, (1 : pompe de pression, 2 : l'huile de pression, 3 : vanne d'évacuation, 4 : manomètre de déplacement, 5 : vanne d'alimentation, 6 : cellule œdométrique)

L'acier inoxydable de haute rigidité constitue la majeure partie de l'œdomètre. L'échantillon de sol (65 mm de diamètre et 20 mm de hauteur) a été confectionné entre deux pierres poreuse en céramique qui sont mises en place dans les deux plaques métalliques. Ce type de pierres poreuses en céramique est souvent utilisé dans le système de drainage de l'œdomètre standard.

2.3.2 Dispositif œdométrique avec température

La vanne d'alimentation de l'œdomètre (5 sur la Fig. 2.8) est reliée avec un raccord (T) pour permettre l'alimentation d'un second dispositif. Un ruban chauffant de 5 mm d'épaisseur recouvre la cellule œdométrique. Le régulateur contrôle la température de ce ruban ainsi que celle de la cellule avec une fluctuation de $\pm 0,1$ °C. Les tests de fluage avec température sont mis en service à l'aide de ce branchement (Fig. 2.9).

Le thermocouple est installé à l'intérieur de la cellule afin d'évaluer la différence entre le régulateur et la température de l'échantillon indiqué par le data logger (5 sur la Fig. 2.9). Au cours du processus d'étalonnage une paire de thermocouples a été installée à l'intérieur de la cellule en contact avec l'échantillon de la bentonite. La température a été augmentée de 20°C à 80°C par paliers de 20°C. Les changements de température à la fois dans l'échantillon et le régulateur sont indiqués sur la Fig. 2.10.

Les résultats indiquent que la température de régulateur stabilise avant 10 minutes tandis

qu'un délai d'environ 1h sera suffisant pour avoir l'équilibre thermique au sein de la cellule. En utilisant cette cellule instrumentée, des tests de fluage à température constante sont effectués.

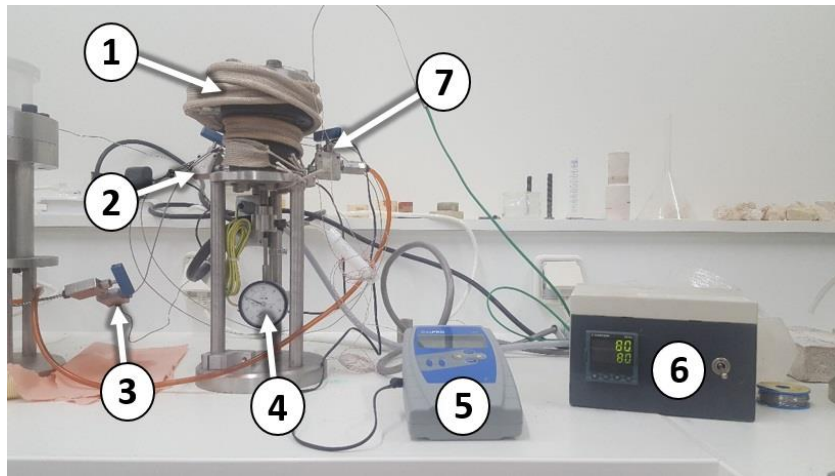


Fig. 2. 9 : Dispositif expérimental de fluage avec température, (1 : ruban chauffant, 2 : vanne d'alimentation, 3 : raccord (T) de distribution de pression, 4 : manomètre de déplacement, 5 : data logger de mesure de température, 6 : régulateur de température, 7 : vanne de purge)

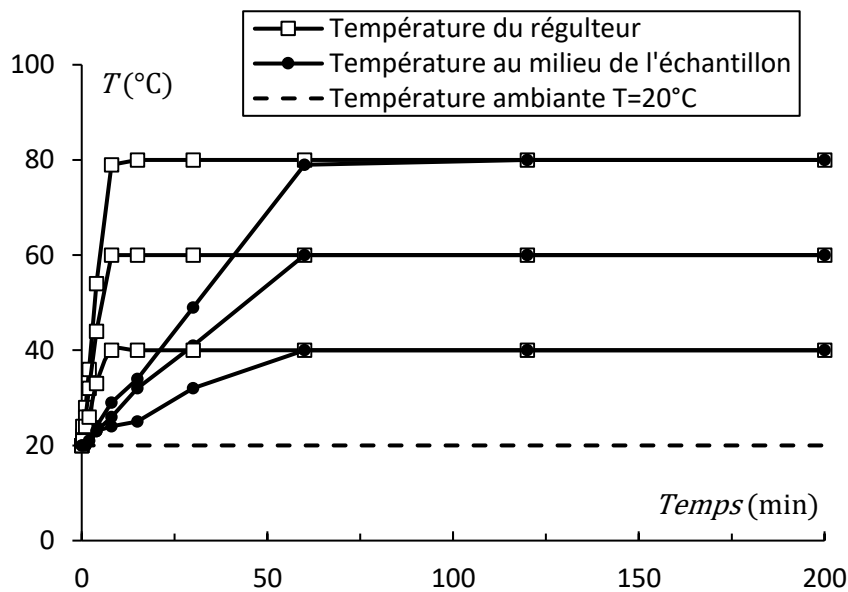


Fig. 2. 10 : Evolution de la température du régulateur et celle du milieu de l'échantillon

2.3.3 Dispositif œdométrique à succion contrôlée

L'œdomètre haute pression standard a également été modifié pour des essais de fluage à succion imposée (Fig. 2.11).

Un récipient étanche en plexiglas est placé dans la partie supérieure de la cellule afin de contenir une solution saline permettant de maintenir une humidité relative donnée. L'intérêt de

cette partie porte essentiellement sur l'influence de l'humidité relative sur le fluage de la bentonite dans le but d'appréhender le comportement de manière approfondie.

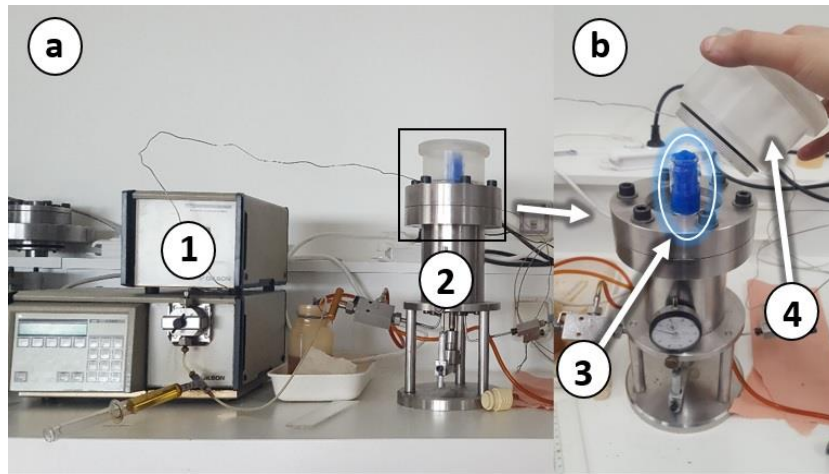


Fig. 2. 11 : Dispositif expérimental de fluage à succion imposée, (a : aperçu global sur le branchement, 1 : pompe de pression, 2 : Cellule œdométrique, b : zoom sur la cellule œdométrique, 3 : solution saline, 4 : récipient étanche en plexiglas)

2.4 Préparation des éprouvettes

2.4.1 Eprouvettes compactées au voisinage de l'Optimum Proctor

Les échantillons testés sont préparés selon la taille ciblée tenant en compte la densité sèche et la teneur en eau liés aux caractéristiques Proctor normales. L'argile bentonite commerciale (BC) sous forme de poudre est séchée à 40°C pendant plusieurs jours (+ de 7 jours). Le matériau est pesé et placé dans un sac plastique. La quantité d'eau nécessaire à la confection est ajoutée ensuite (teneur en eau et compacité correspondant à l'optimum Proctor). L'homogénéisation du mélange se fait par malaxage manuel du sac. Après 24h la quantité de la bentonite homogénéisée est versée à l'intérieur de la cellule du dispositif œdométrique. Ce dernier sert à comprimer l'échantillon jusqu'à ce que le volume visé soit atteint. Cette procédure est répétée pour l'argile bentonite tout venant (BTV), qui est dans un premier temps tamisée à 2 mm, séchée à 40°C pendant plusieurs jours et sous échantillonnée avec un diviseur d'échantillon rotatif (sous-échantillonnage successif jusqu'à l'obtention des quantités de 100g environ).

Le compactage est effectué sous une valeur de pression fixée à 0,6 MPa contrôlée par la pompe GILSON 305 du banc d'essai. Les déplacements du piston sont indiqués par le comparateur de déplacement vertical. Dès que la densité ciblée est atteinte, la pression appliquée est maintenue pendant 1h pour l'homogénéisation de l'échantillon. Après cela, le

programme de chargement et le test de fluage commence.

2.4.2 Echantillons compactés à succion imposée

Les échantillons sont stabilisés dans les différentes humidités relatives avant la mise en place dans l'œdomètre. Des solutions salines saturées sont utilisées avec un suivi de masse jusqu'à stabilité. Les transferts de l'eau s'effectuent sous phase vapeur jusqu'à l'équilibre, qui une fois atteint, la hauteur de l'échantillon est mesurée à l'aide d'un pied à coulisse pour la détermination de l'indice de vide. L'échantillon est réinstallé dans l'œdomètre à haute pression pour subir le test de fluage. Les caractéristiques des échantillons compactés après l'équilibre avec une succion imposée sont données dans le Tableau 2.3.

Tableau 2. 3 : Caractéristiques des échantillons de la bentonite de Maghnia compactés après l'équilibre dans les différentes humidités relatives.

Echantillon	HR [%]	Succion [MPa]	Solution saline	Teneur en eau [%]	Indice des vides
BTV4	98	2,8	CuSO ₄	35,58	0,92
BTV7	86	20	KCl	23,25	0,90
BTV3	66	57	NaNO ₂	10,04	0,89
BC10	98	2,8	CuSO ₄	20,16	1,14
BC12	86	20	KCl	17,40	0,97
BC7	66	57	NaNO ₂	4.27	0,95

La loi de Kelvin permet de relier l'humidité relative générée par solution saline avec la succion totale. La Fig. 2.12 montre l'aspect visuel des échantillons à différentes valeurs d'humidité relatives.

La capacité de sorption de la bentonite BTV et BC est mesurée par la prise de masse des échantillons lors du transfert hydrique sous phase vapeur jusqu'à l'équilibre, tandis que et la capacité de désorption est mesuré par la diminution de la masse (Fig. 2.13).

Après 4 mois, la teneur en eau final du BTV est de 35,6 % et dépasse largement la valeur initiale qui été autour de 24,2 %. Les éprouvettes BTV ont une grande capacité de sorption (Fig. 2.13e) contrairement aux éprouvettes BC (Fig. 2.13f). Ceci peut être justifié par la différence de la perméabilité intrinsèque entre le BTV et le BC (K_v (BTV) = 2,25 K_v (BC)). La capacité de désorption des éprouvettes est ainsi illustrée dans la Fig. 2.13. Pour une période d'environ un mois et demi, la teneur en eau du BC lorsque (HR = 66 %) diminue fortement et passe de 18,13 % à 4,27 %, synonyme d'une capacité de désorption plus grande que celle du BTV (Fig. 2.13b).

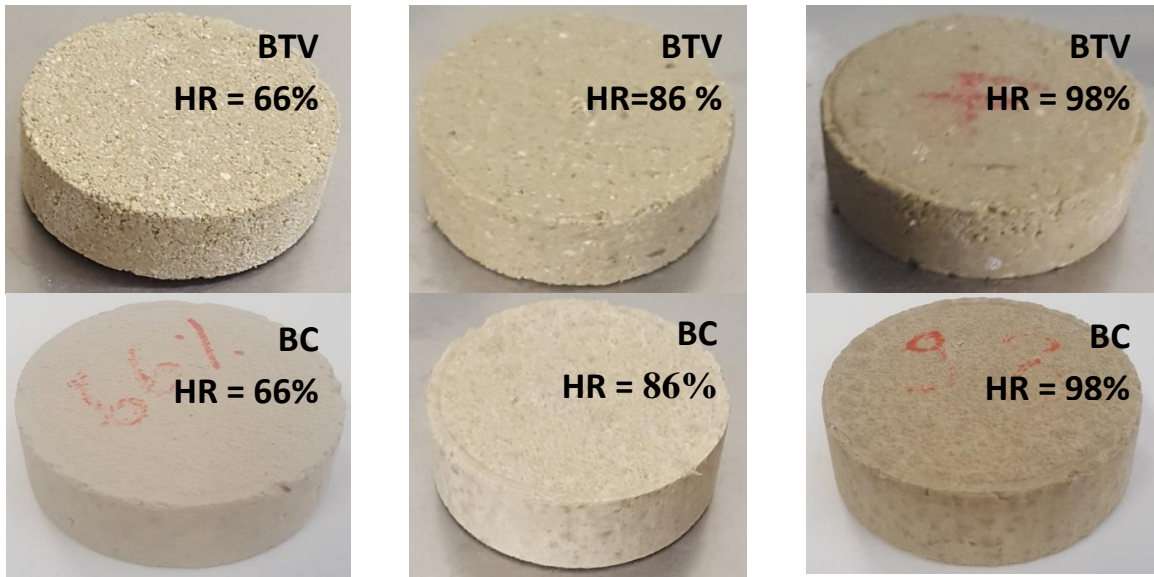


Fig. 2. 12 : Aspects visuels du BTV et BC à différentes valeurs d'humidités relatives

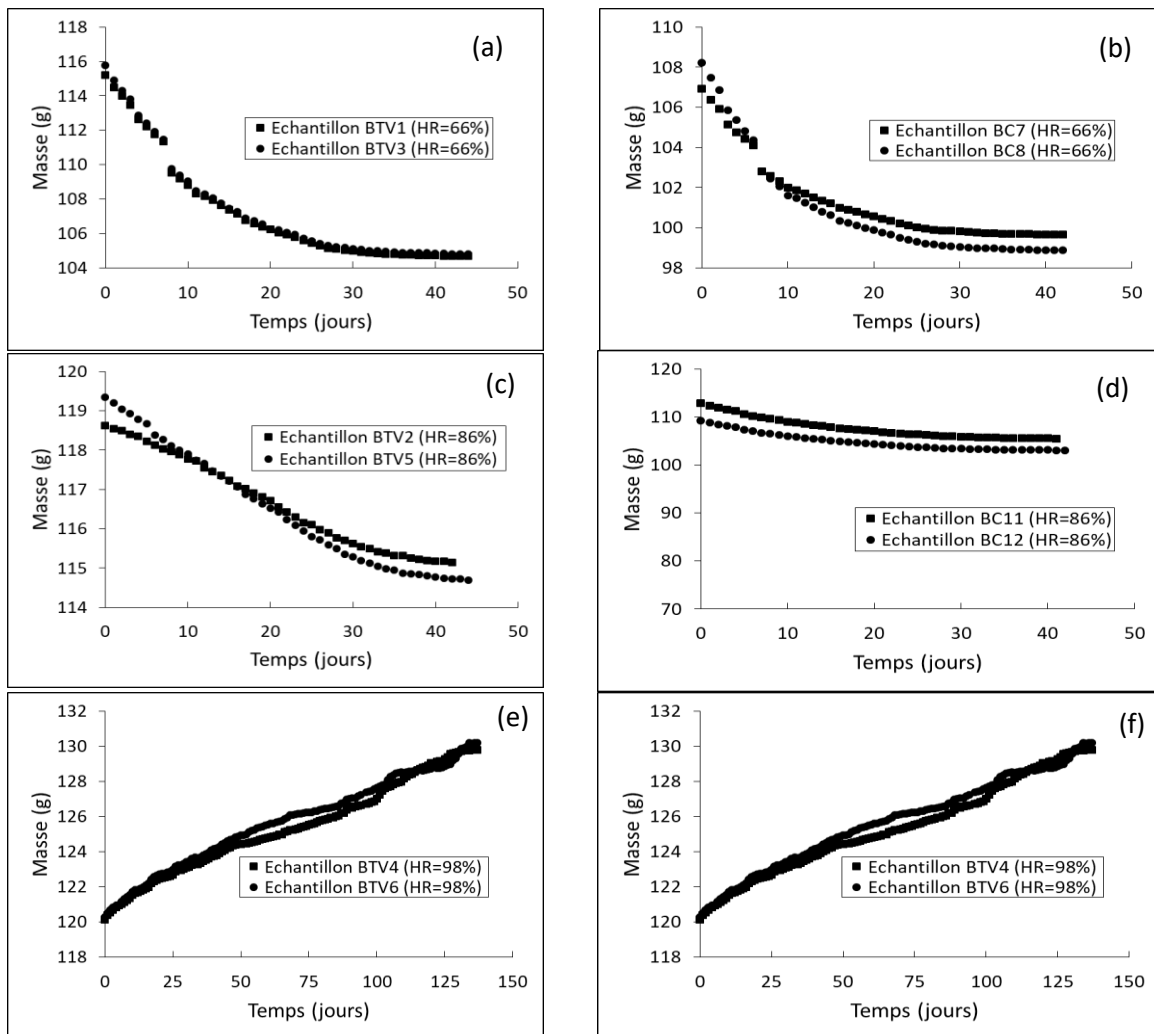


Fig. 2. 13 : Evolution des masses sous phase vapeur jusqu'à l'équilibre

2.5 Résultats expérimentaux

Les courbes, présentées sur les figures (2.14) et (2.15) montrent les résultats de consolidation obtenus via les tests œdométriques (OS, OT et OSI). Pour chacun des matériaux aux différentes conditions, l'évolution de l'indice des vides en fonction du logarithme du temps caractérise la consolidation de la bentonite de Maghnia sous une charge donnée. Les résultats montrent que la phase de fluage appelée consolidation secondaire se présente sous la forme d'une droite suite à l'application d'une charge constante, maintenues au moins sept (07) jours.

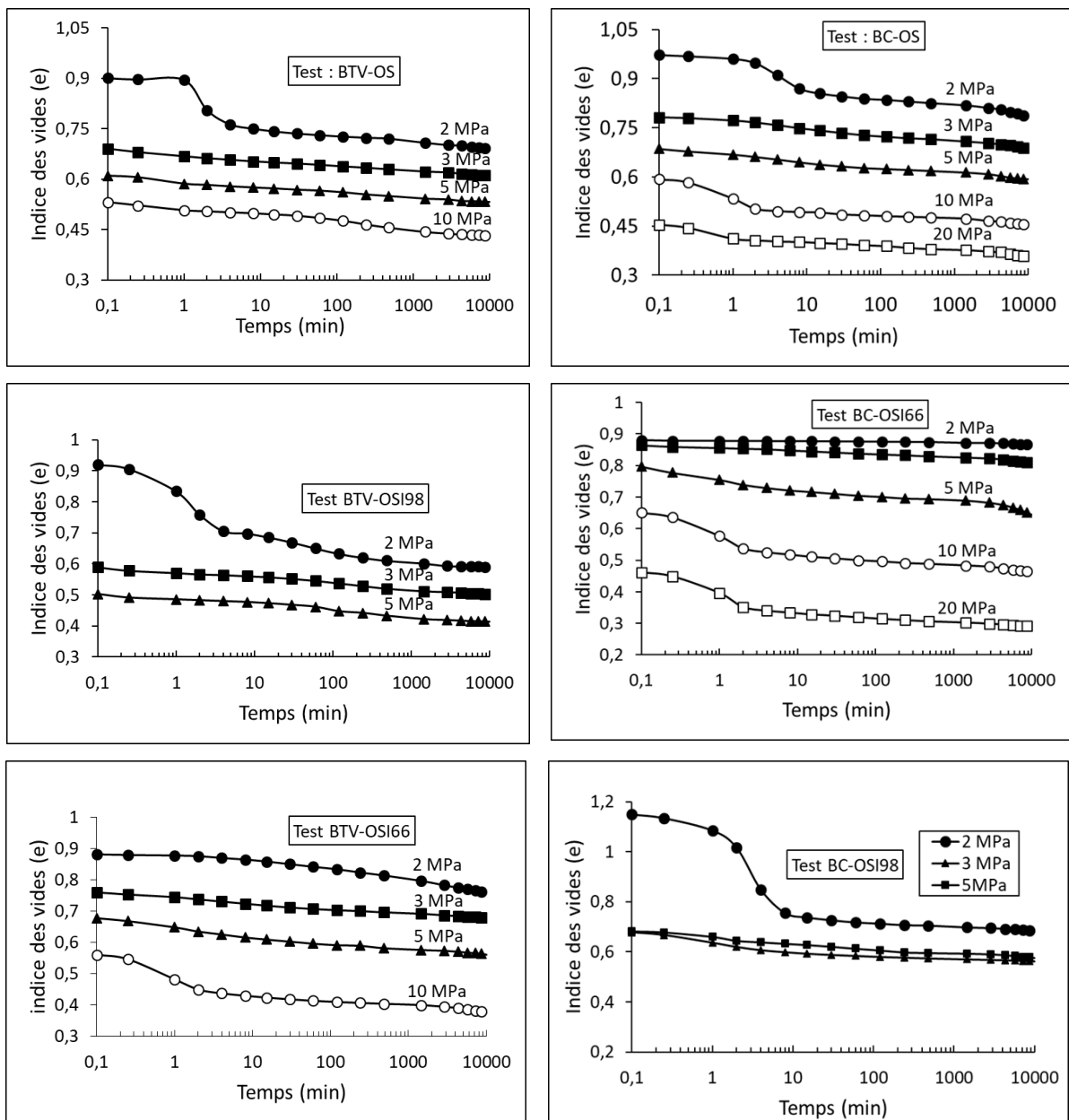


Fig. 2. 14 : Evolution de l'indice des vides en fonction de log (t) (tests OS et OSI)

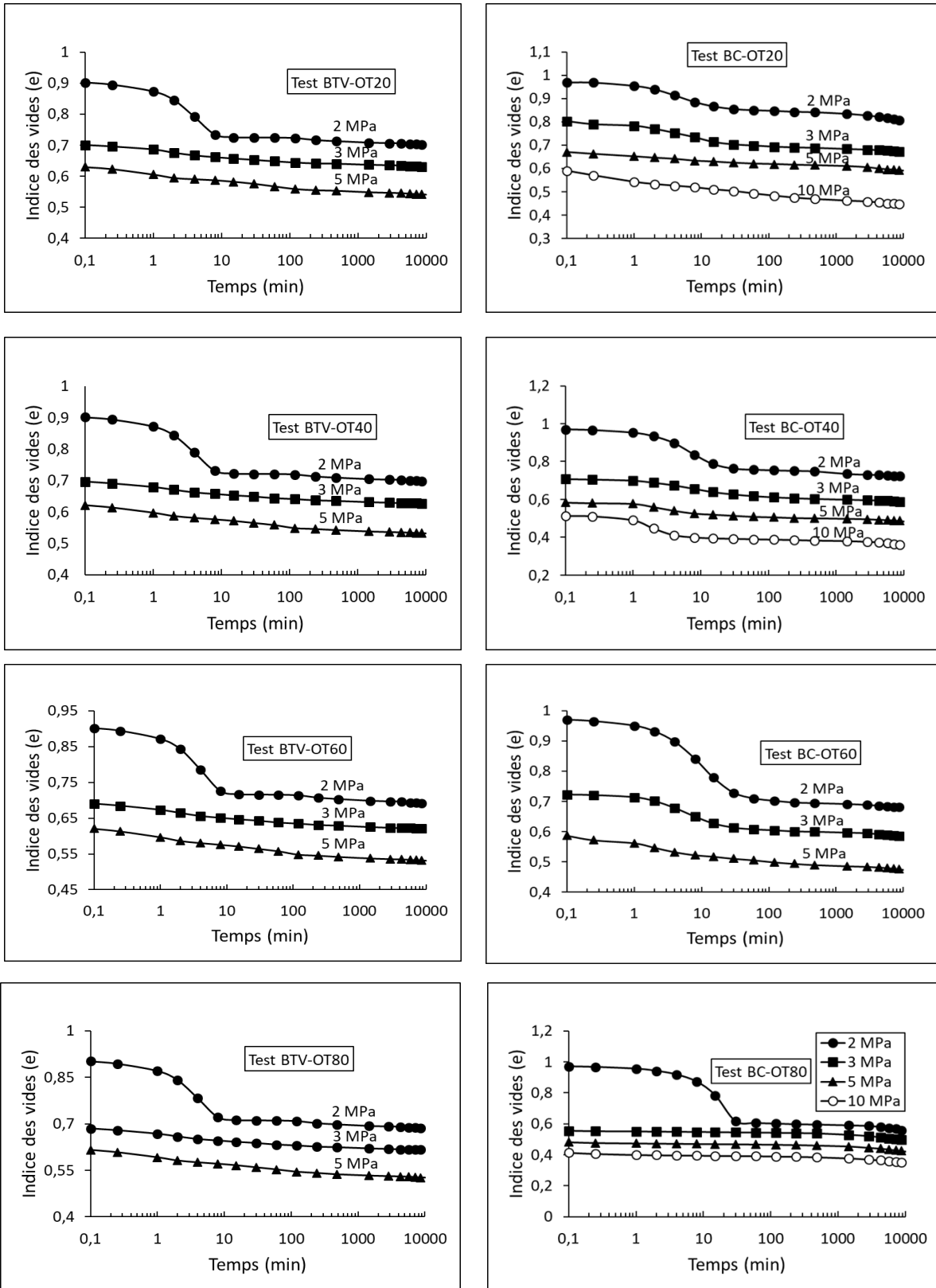


Fig. 2.15 : Evolution de l'indice des vides en fonction de $\log(t)$ (tests OT)

Lors du premier palier de chargement (2 MPa), la consolidation secondaire se produit généralement après la consolidation primaire (réponse traduite par une courbe composée de deux phases de consolidations simultanés) et classés en trois types, de (I) jusqu'à (III). Le temps de début de consolidation secondaire noté t_{100} (ou t_{EOP} dans la littérature anglophone) désigne la fin de la phase primaire pour les courbes de type (I, II et III). Cependant nous attribuons le type (IV) lorsque la courbe est visiblement linéaire, admettons dans l'hypothèse que la consolidation secondaire domine et masque la consolidation primaire, comme observé dans le palier de 2 MPa du test (BC-OSI66). L'indice de fluage ($C_{\alpha\epsilon}$) qui est la pente de la courbe de variation de l'indice des vides sous charge constante est ainsi déterminé afin de caractériser le fluage unidimensionnel pour chaque palier de chargement.

2.5.1 Caractérisation de la consolidation secondaire

Les éprouvettes du BTV et du BC sont testés sous trois valeurs différentes de HR à savoir (HR=66% ; HR= 86% et HR=98%) et sous des chargements constants multipalier. L'objectif est d'étudier les effets de l'humidité relative sur la consolidation secondaire (tests OS et OSI). L'humidité relative augmente le coefficient de fluage moyen (Fig. 2.16) (Fig. 2.17) et retarde le début de consolidation secondaire ($t_{100} \text{ (BTV-OSI-98)} = 6 \text{ min}$ et $t_{100} \text{ (BC-OSI98)} = 9 \text{ min}$, lorsque HR= 98%) Tableau 2.4.

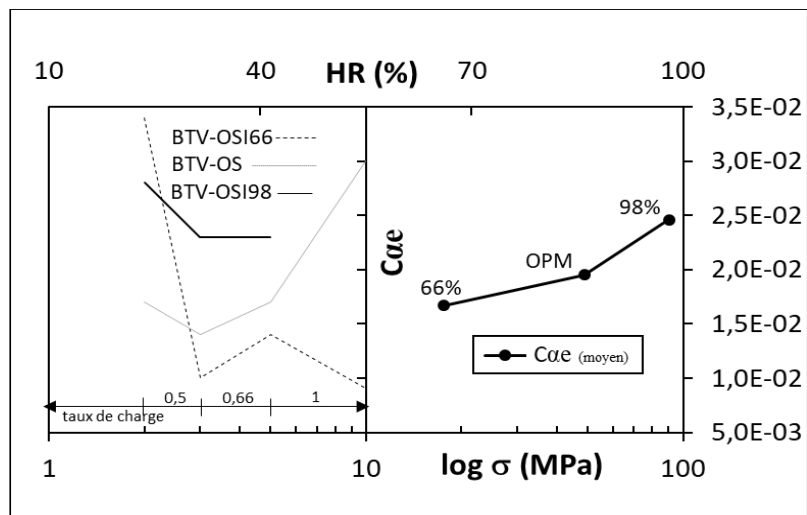


Fig. 2. 16 : Evolution de l'indice de fluage $C_{\alpha\epsilon}$ avec la contrainte et l'HR – BTV-

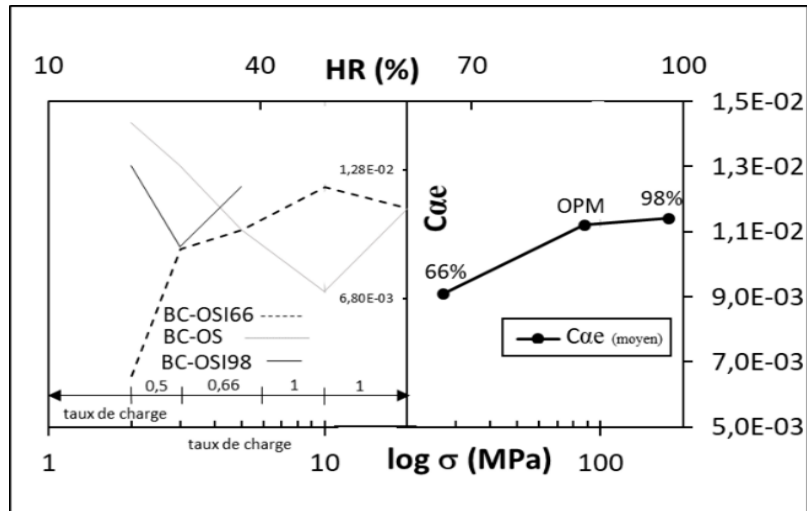


Fig. 2. 17 : Evolution de l'indice de fluage $C_{\alpha\epsilon}$ avec la contrainte et l'HR – BC-

Tableau 2. 4 : Paramètres caractérisant la consolidation secondaire d'essais OS et OSI

Nom du test	Chargement [MPa]	Taux de chargement [-]	Phases de consolidation apparues	Type de courbe	Début de consolidation secondaire (t_{100}) [min]	Coefficient de fluage ($C_{\alpha\epsilon}$) [-]
BTV-OS	2	-	Prim. + Sec.	I	3	0,017
	3	0,5	Sec.	IV	-	0,014
	5	0,66	Sec.	IV	-	0,017
	10	1	Sec.	IV	-	0,03
BTV-OSI98	2	-	Prim. + Sec.	I	6	0,028
	3	0,5	Sec.	IV	-	0,023
	5	0,66	Sec.	IV	-	0,023
BTV-OSI66	2	-	Prim + Sec.	III	1	0,034
	3	0,5	Sec.	IV	-	0,010
	5	0,66	Sec.	IV	-	0,014
	10	1	Prim. + Sec.	II	2	0,0091
BC-OS	2	-	Prim. + Sec.	II	8	0,015
	3	0,5	Sec.	IV	-	0,013
	5	0,66	Sec.	IV	-	0,010
	10	1	Prim. + Sec.	II	2	0,0071
	20	1	Prim. + Sec.	II	1	0,011
BC-OSI98	2	-	Prim. + Sec.	I	9	0,013
	3	0,5	Sec.	IV	-	0,0092
	5	0,66	Sec.	IV	-	0,012
BC-OSI66	2	-	Sec.	IV	-	0,0032
	3	0,5	Sec.	IV	-	0,0091
	5	0,66	Sec.	IV	-	0,010
	10	1	Prim. + Sec.	II	2	0,012
	20	1	Prim. + Sec.	II	2	0,011

Les tests (OT) ont permis d'évaluer l'effet de la température sur la consolidation des matériaux. On peut voir que pour les différentes températures, le comportement du BTV est caractérisé par deux types de courbes. Le type (I) lors du premier palier (2 MPa), et le type (IV)

Chapitre II Etude expérimentale de fluage : effet de la température et de l'humidité relative

pour les chargements qui se succèdent. Le comportement du matériau BC change d'une température à l'autre. La phase de consolidation primaire est observée pour les différentes températures dans une courbe de type (II) soient à : 20 °C pour 2 et 3 MPa ; 40 °C pour 2 et 10 MPa ; et enfin 60 °C pour 3 MPa. Ceci dit que la dissipation de la pression interstitielle n'est pas achevée lors du premier palier, et se fut observée une deuxième fois pour un taux de chargement plus élevée. Sauf pour 80°C, la courbe est de type (I) à 2 MPa puis de type (IV) pour les paliers qui s'enchainent. Les paramètres obtenus sont ainsi répertoriés dans le Tableau 2.5.

Tableau 2. 5 : Paramètres caractérisant la consolidation secondaire d'essais OT

Nom du test	Chargement [MPa]	Taux de chargement [-]	Phases de consolidation apparues	Type de courbe	Début de consolidation secondaire (t_{100}) [min]	Coefficient de fluage (C α e) [-]
BTV-OT20	2	-	Prim. + Sec.	I	10	0,013
	3	0,5	Sec.	IV	-	0,0066
	5	0,66	Sec.	IV	-	0,0098
BTV-OT40	2	-	Prim. + Sec.	I	10	0,013
	3	0,5	Sec.	IV	-	0,0079
	5	0,66	Sec.	IV	-	0,0096
BTV-OT60	2	-	Prim. + Sec.	I	9	0,014
	3	0,5	Sec.	IV	-	0,0088
	5	0,66	Sec.	IV	-	0,0097
BTV-OT80	2	-	Prim. + Sec.	I	10	0,014
	3	0,5	Sec.	IV	-	0,0088
	5	0,66	Sec.	IV	-	0,011
BC-OT20	2	-	Prim. + Sec.	II	15	0,012
	3	0,5	Prim. + Sec.	II	15	0,0091
	5	0,66	Sec.	IV	-	0,0081
	10	1	Sec.	IV	-	0,019
BC-OT40	2	-	Prim. + Sec.	II	30	0,017
	3	0,5	Sec.	IV	-	0,011
	5	0,66	Sec.	IV	-	0,0074
	10	1	Prim. + Sec.	II	4	0,0073
BC-OT60	2	-	Prim. + Sec.	I	35	0,010
	3	0,5	Prim. + Sec.	II	25	0,0073
	5	0,66	Sec.	IV	-	0,012
BC-OT80	2	-	Prim. + Sec.	I	30	0,010
	3	0,5	Sec.	IV	-	0,012
	5	0,66	Sec.	IV	-	0,010
	10	1	Sec.	IV	-	0,011

En ce qui concerne le temps de début de la consolidation secondaire, le fluage débute avant 15 minutes pour les échantillons du BTV, la valeur de t_{100} vaut 10 min pour les différentes températures. En revanche, le fluage de la bentonite BC débute après 15 minutes, la durée de la phase primaire a été prolongée avec l'augmentation de la température, t_{100} vaut 15 min à 20°C puis 35 et 30 min à 60 et 80°C respectivement (Tableau 2.5).

La relation entre l'indice de fluage moyen $C\alpha e_{(moyen)}$ et la température (T) en consolidation secondaire est représenté sur la Fig. 2.18 et la Fig. 2.19. L'indice de fluage $C\alpha e_{(moyen)}$ augmente progressivement avec l'augmentation de la température dans le BTV. En revanche, pour le cas du BC le $C\alpha e_{(moyen)}$ part d'une valeur élevée puis diminue de 20°C jusqu'à 60°C. Au-delà de 60°C, l'indice de fluage augmente pour des températures élevées ($C\alpha e_{(moyen)} = 0,011$ à 80°C).

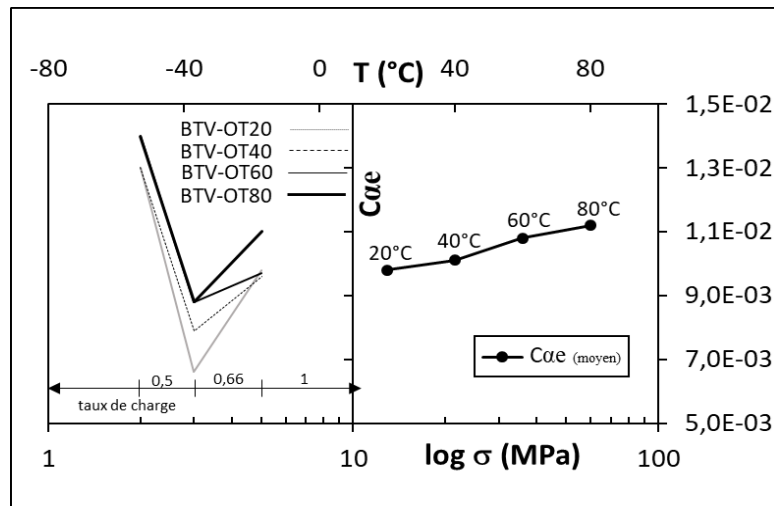


Fig. 2. 18 : Evolution de l'indice de fluage $C\alpha e$ avec la contrainte et température –BTV-

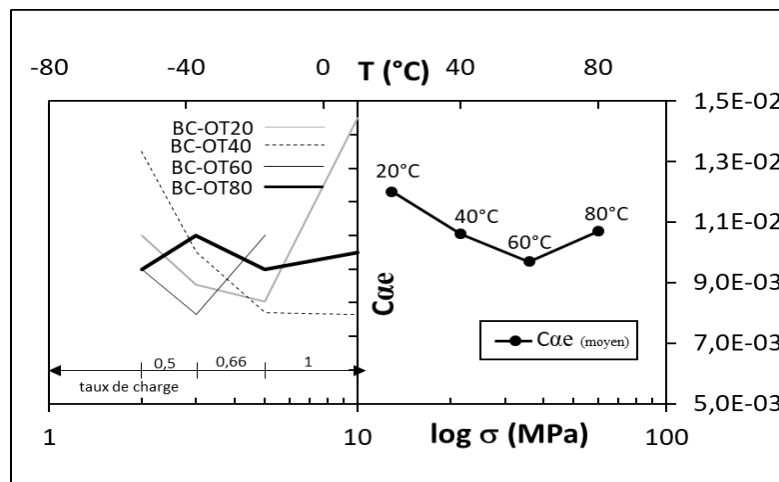


Fig. 2. 19 : Evolution de l'indice de fluage $C\alpha e$ avec la contrainte et température –BC-

2.5.2 Effet de l'humidité relative

Les résultats de déformation de fluage des échantillons BTV et BC sont présentées sur la Fig. 2.20. Les échantillons sont soumis aux mêmes chargements mais sous trois valeurs d'humidité relative différentes. Les déformations axiales sont respectivement de (0,3%) et (0,35%) pour les échantillons ayant une humidité relative de 98%.

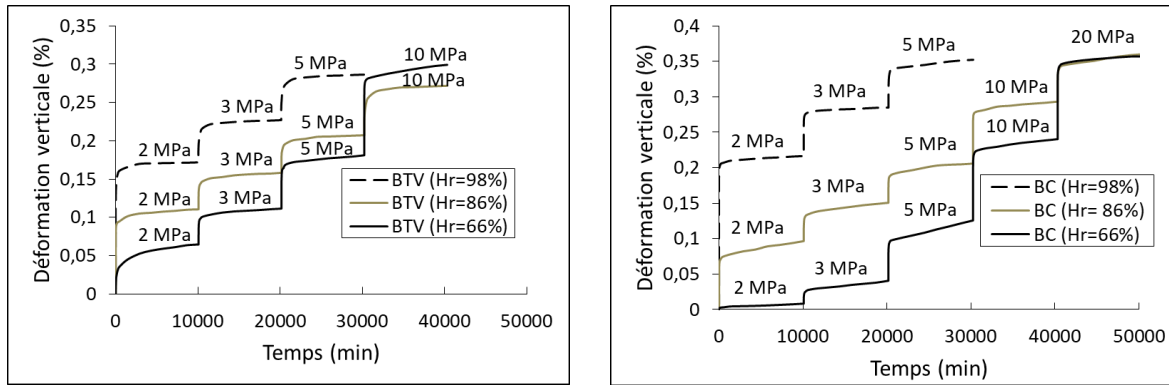


Fig. 2. 20 : Résultats du test de fluage sous différentes valeurs d'humidité relative

Le taux de déformation diminue lorsque $HR = 66\%$. Ceci indique que le processus viscoplastique de l'argile est étroitement lié à l'humidité, et le taux de fluage augmente avec l'augmentation de l'humidité comme il a été souligné par (Li & Yang 2018). La vitesse de déformation verticale diminue progressivement et les courbes obtenus tendent vers une certaine stabilité dans le temps.

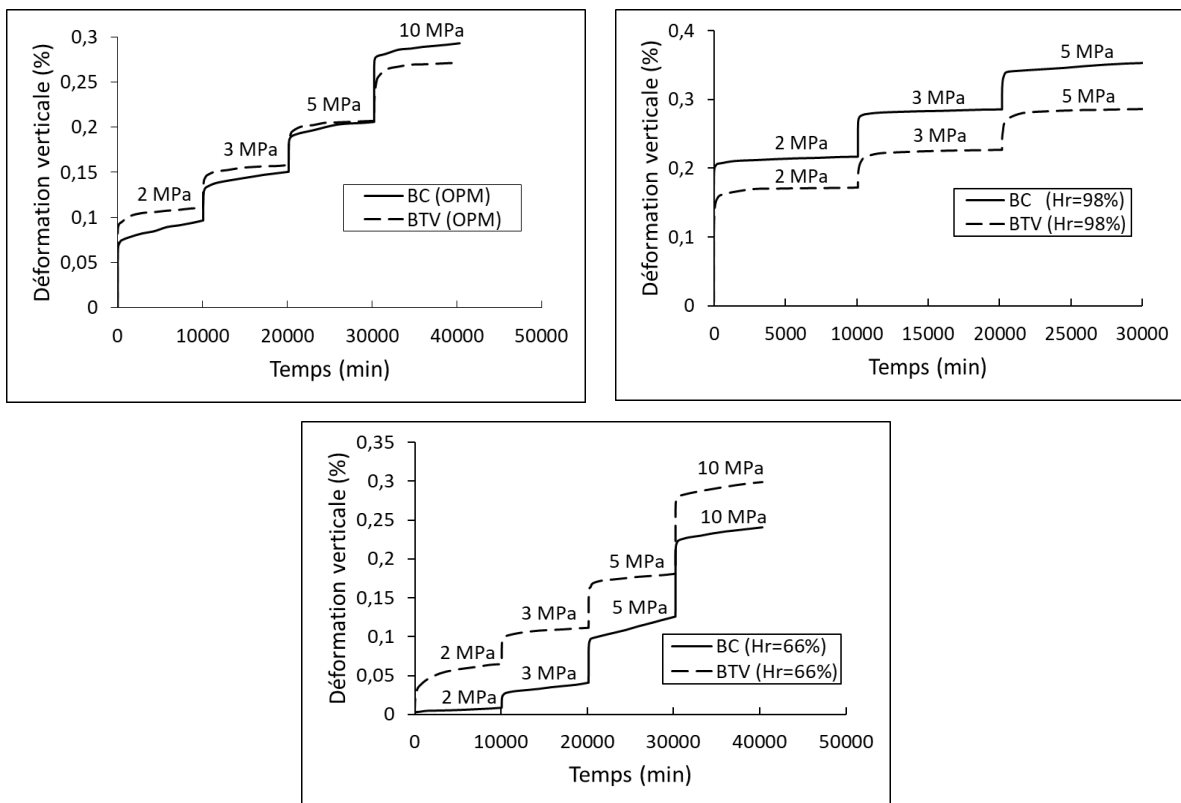


Fig. 2. 21 : Effet de l'humidité relative -comparaison entre le BTV et BC

La comparaison entre le BTV et BC comme indiqué sur la Fig. 2.21a révèle que les déformations de fluage observées sont presque identiques au voisinage de l'OPM. Ceci peut être justifié par les propriétés physiques des deux éprouvettes qui sont légèrement différentes

(Tableau 2.1). En outre, les états initiaux de teneur en eau et de masse volumique sèche, ainsi que la nature du sol, conditionnent l'impact des variations de l'HR sur le fluage (Fig. 2.21b et c).

2.5.3 Effet de la température

Les résultats obtenus permettent de comprendre le comportement dépendant du temps d'une argile locale soumise à des contraintes thermomécaniques, et montrent que les déformations verticales ont continué à augmenter avec le temps sous une contrainte constante. Ceci est un comportement de fluage typique. Ils semblent aussi montrer que le taux de déformation augmente avec l'augmentation du palier de charge et sera d'autant plus élevé si la température est importante. Cependant, la bentonite BC était plus affectée par la température (Fig. 2.22) en comparaison avec le BTV. Par exemple, pour l'argile BTV, à la plus haute température ; 80°C ; l'augmentation observée ne dépasse pas 5% (Fig. 2.23).

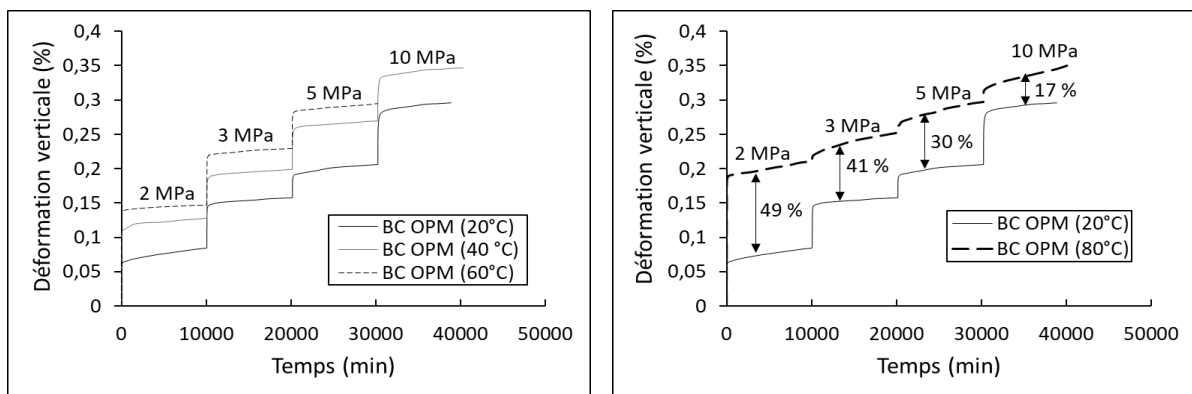


Fig. 2. 22 : Résultats du test de fluage de la bentonite BC sous température constante

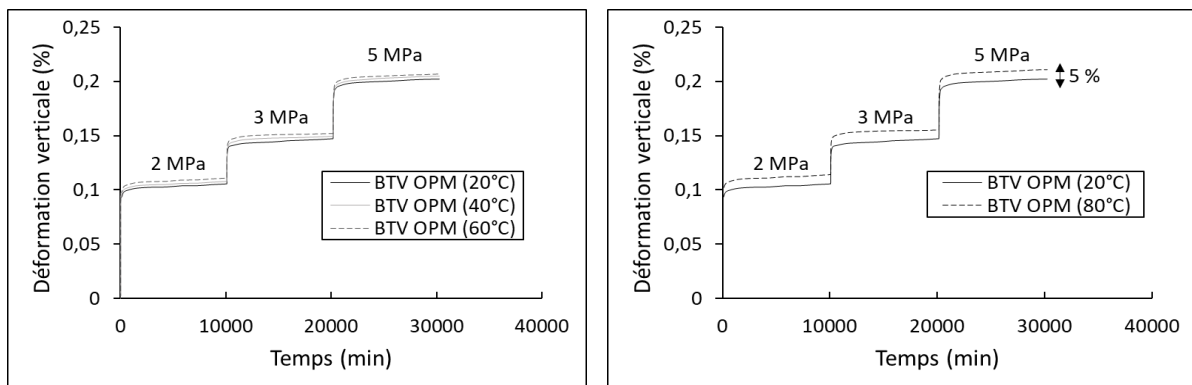


Fig. 2. 23 : Résultats du test de fluage de la bentonite BTV sous températures constante

Il est à noter que les tests à 80°C ont montré des écarts beaucoup plus importants que ceux des autres températures (Fig. 2.22b). Ceci peut être expliqué par le fait que la propagation des fissures sous-critiques dans les échantillons devient aléatoire à une température de 80°C admettant dans l'hypothèse une justification basée sur la théorie de la microfissuration (Ye *et al.* 2015). Par ailleurs, du point de vue physico-chimique, le chauffage provoque une énergie calorifique proportionnelle à l'incrément de température et permet de rompre un nombre de liaisons plus grand par rapport à celui de la température ambiante (Boisson *et al.* 1993). En outre, le taux de la déformation verticale de la bentonite BC produit après le premier chargement est nettement plus important (49%) que celui observé pendant les autres paliers (17% à 10 MPa). La température agit différemment sur la viscosité du squelette du sol d'où la dispersion des résultats obtenus entre les deux matériaux.

2.6 Conclusion

Les résultats de ce chapitre ont clairement mis en évidence les caractéristiques de chacun des matériaux étudiés. Certaines conclusions peuvent être tirées :

- La perméabilité intrinsèque de la bentonite BC est plus faible que celle du BTV ($K_{V(BTV)} = 2,24 K_{V(BC)}$)
- Les éprouvettes BTV à différentes valeurs d'humidité relatives présentent une évolution de conductivité thermique supérieure à celle du BC.
- Les différences de fluage entre les éprouvettes compactées au voisinage de l'OPM sont faibles.
- La nature du sol et leurs états initiaux influencent le rôle de l'humidité relative et de la température sur le comportement dépendant du temps.
- Pour le matériau BTV, l'effet de la température sur le fluage unidimensionnel était négligeable.
- Pour le matériau BC, une forte augmentation de fluage unidimensionnel a été observée à 80°C.
- Les éprouvettes du matériau BC ont une forte sensibilité aux variations de l'humidité relative et la température que ceux du matériau BTV.

Les données expérimentales obtenues dans ce travail servent à enrichir la littérature axée sur ce volet d'une part, et présenter une base de données pour la validation des travaux de modélisation d'autres part. Ces données seront utilisées davantage dans les prochains chapitres.

**CHAPITRE III ETUDE
NUMERIQUE DU
COMPORTEMENT AU FLUAGE
PAR UNE MÉTHODE
D'HOMOGENÉISATION**

3.1 Introduction

Ce chapitre est consacré à la modélisation du comportement au fluage de la bentonite de Maghnia en utilisant une méthode d'homogénéisation numérique, basée sur une microstructure périodique. Une caractérisation physicochimique avec des observations microstructurales a été réalisée sur les matériaux afin de définir le volume élémentaire représentatif (VER). Ce dernier est composé d'une matrice argileuse et des inclusions sphériques à base de quartz et des pores. La particularité du présent chapitre tient dans la prise en compte de la porosité et l'inclusion de quartz à la même échelle en se basant sur la cellule unitaire définie dans la partie 3.3 du présent chapitre.

Les résultats des tests de fluage obtenus dans le chapitre 2, sont utilisés pour l'identification des paramètres du modèle, et la validation des formulations numériques en tenant en compte pour la matrice argileuse de la viscosité combinée avec l'élasticité et l'évolution de la porosité d'échantillon au cours d'un essai de fluage sur un chemin œdométrique. Les essais de fluage à température sont modélisés par une formulation du couplage thermomécanique. Dans le chapitre suivant, nous modifions cette formulation numérique pour la prise en compte de l'effet de l'humidité relative. A la fin de ce chapitre, on essaiera de discuter la performance de la méthodologie de simulation qu'on a exposée.

3.2 Caractérisation microstructurale des matériaux

Les études expérimentales microstructurales sont récemment ressorties comme un outil important pour améliorer la compréhension des caractéristiques comportementales et phénoménologiques des sols compacts (Romero 2013). Les informations issues d'une caractérisation microstructurale approfondi ont été souvent utilisés pour établir des hypothèses d'interactions micro-macro et construire une variété de modèles d'homogénéisation reliant le comportement macroscopique aux caractéristiques mécaniques de sa microstructure et de sa composition minéralogique (Wetzel *et al.* 2017).

La première étape de modélisation par une procédure d'homogénéisation est la définition du volume élémentaire représentatif (V.E.R). Les analyses réalisées au laboratoire Sols, Roches et Ouvrages géotechniques (SRO) à l'Institut Français des Sciences et Technologies des Transports, de l'Aménagement et des Réseaux (IFSTTAR) ont pour objectif premier de détailler une description microstructurale des bentonites BTV et BC étudiées dans ce travail, et proposer

par la suite un modèle simplifié pour la modélisation de ce type d'argile en utilisant une approche d'homogénéisation numérique. Ce type de modélisation nous permet de mettre en évidence l'influence des phases subsidiaires sur les résultats prédictifs de fluage unidimensionnel de la bentonite compacte.

3.2.1 Analyse minéralogique (diffraction par des rayons X)

Des analyses par diffraction de rayons X ont été réalisées sur les échantillons de poudre broyée à 32 μm (échantillons bruts) à l'aide d'un diffractomètre D8 Advance de chez Bruker (rayonnement $\text{K}\alpha$ du cobalt avec porte-échantillon tournant, détecteur rapide LynxEye sans monochromateur). Les analyses des données sont réalisées avec le logiciel EVA avec la base de données ICDD Pdf2.

Les bentonites BTV et BC sont très proches en termes de composition (Fig. 3.1) et (Fig. 3.2). La principale différence apparaît au niveau du pic majeur de la calcite ($d=3.03$). Les phases qui composent les matériaux sont le quartz, la calcite, les feldspaths potassique et sodique (albite et microcline), l'illite et la montmorillonite (argiles). D'autres phases en faibles quantités peuvent être présentes mais nous ne pouvons les déceler clairement. La présence d'amorphe est également possible compte tenu de la présence d'une légère bosse (large) centrée autour du pic du quartz (Fig. 3.3).

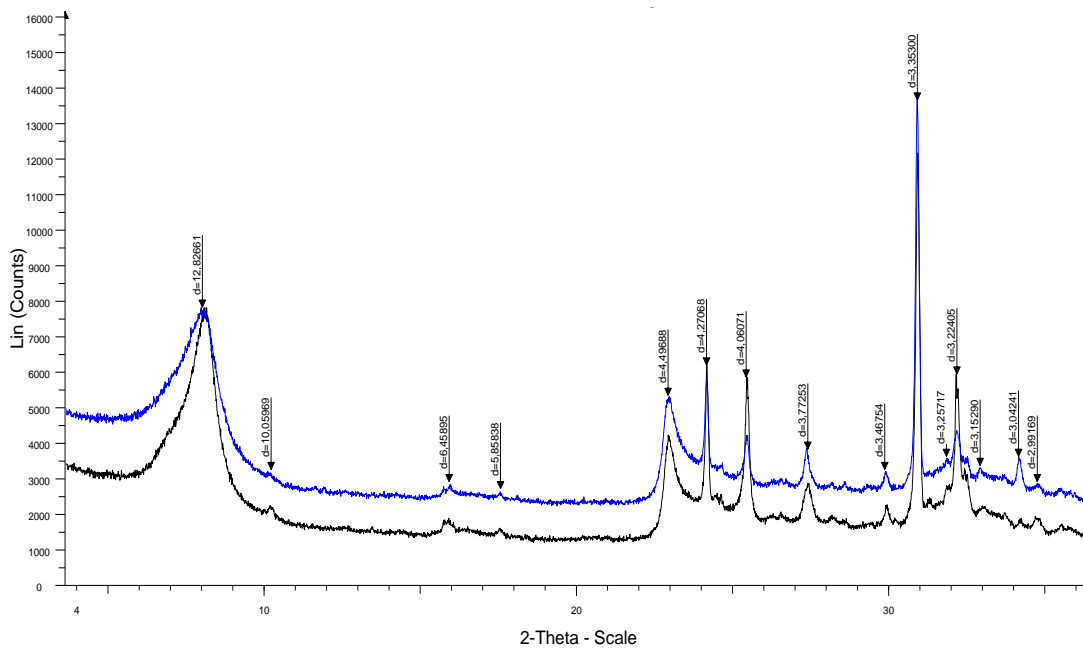


Fig. 3. 1 : Diffractogramme sur poudre : en noir BC et en bleu BTV

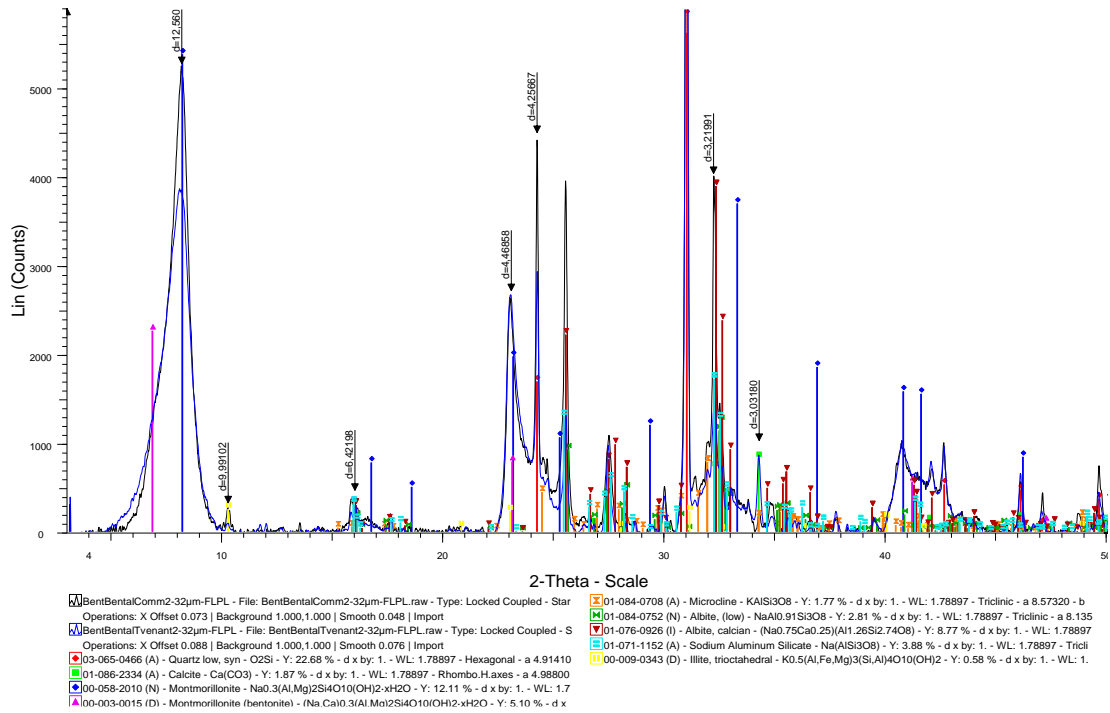


Fig. 3. 2 : Diffractogramme sur poudre : en noir BC et en bleu BTV avec identification des phases à l'aide du logiciel EVA

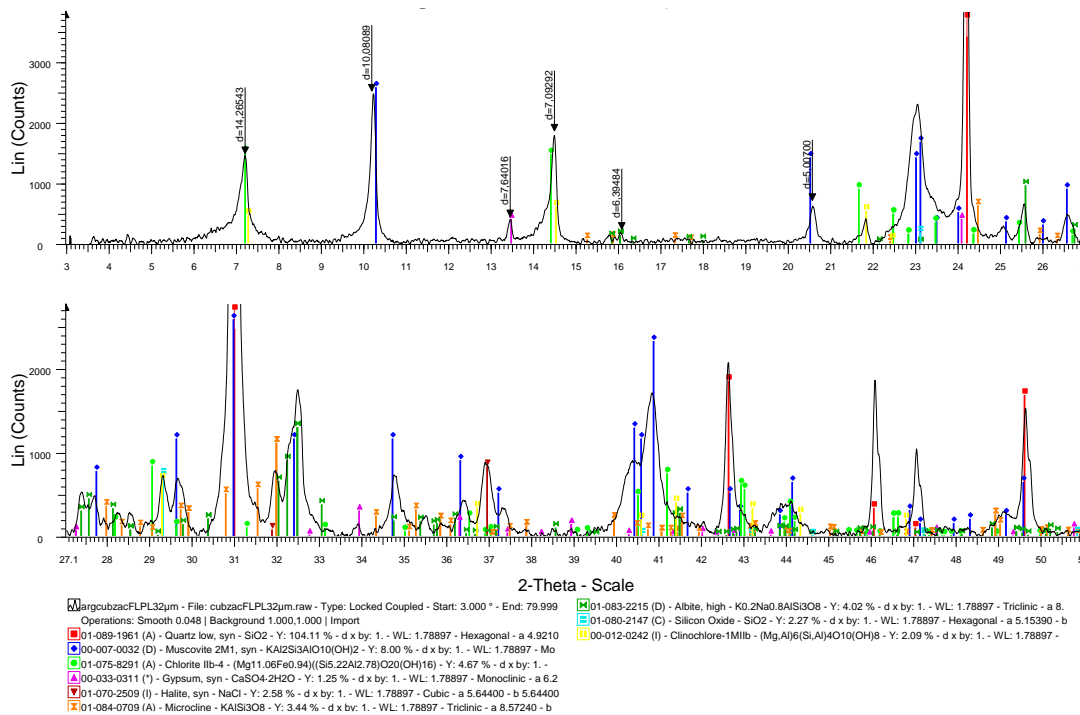


Fig. 3. 3 : Diffractogramme sur poudre avec identification des phases à l'aide du logiciel EVA

Trois autres analyses par diffraction de rayons X pour chaque échantillon sont réalisées sur la fraction $< 2 \mu\text{m}$ purifiée à partir du matériau mis en suspension pour parfaire l'identification des argiles présentes dans les matériaux. On procède de la manière suivante : récupération de la fraction $< 2 \mu\text{m}$ par centrifugation, élimination des carbonates par attaque à l'acide chlorhydrique et retour au pH neutre par lavage successif à l'eau ultra-pure, puis la fraction supérieure des surnageants est prélevée de suite après agitation par aspiration depuis l'extrême surface pour réaliser les lames orientées. De cette manière, une sédimentation différentielle des phases est évitée ce qui peut arriver si certaines argiles sont mal dispersées. La lame orientée naturelle est analysée puis une lame orientée + éthylène glycol (gonflement en dessiccateur pendant 1 nuit à 55°C), et enfin une lame orientée chauffée à 550°C pendant 3h.

Les bentonites BTV et BC sont assez similaires avec une composante importante montmorillonitique avec un pic à $d = 12-14\text{A}$ sur la lame naturelle (Fig. 3.4) et (Fig. 3.5). Ce pic se déplace à $d = 16-17\text{A}$ après contact avec l'EG. Ce comportement est clair sur la bentonite BTV mais le gonflement semble bloqué sur la bentonite BC (malgré la préparation). Ce comportement pourrait être dû au processus de préparation industrielle de l'argile. On note la présence d'illite (pic à $d = 10\text{A}$ non modifié par les traitements) et la présence d'une composante qui après calcination présente un pic à $d < 10\text{A}$ (non expliqué). La présence de kaolinite est possible à l'état de trace.

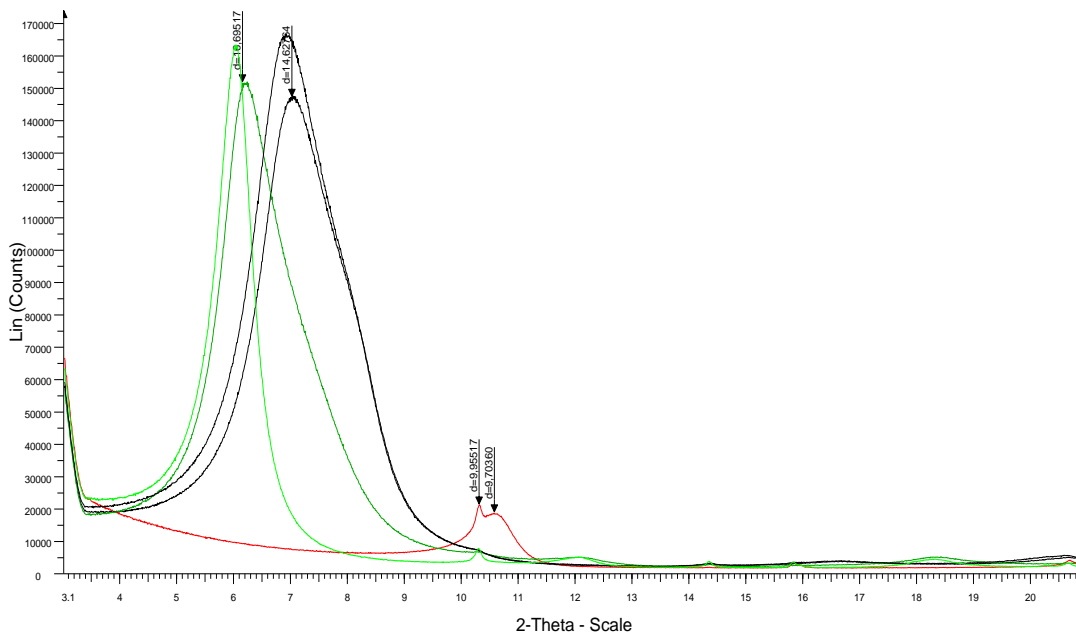


Fig. 3. 4 : Diffractogramme sur lames orientées à partir des argiles extraites de BTV (en noir : lame naturelle, en vert : lame avec EG (gonflement) et lame en rouge : lame chauffée à 550°C).

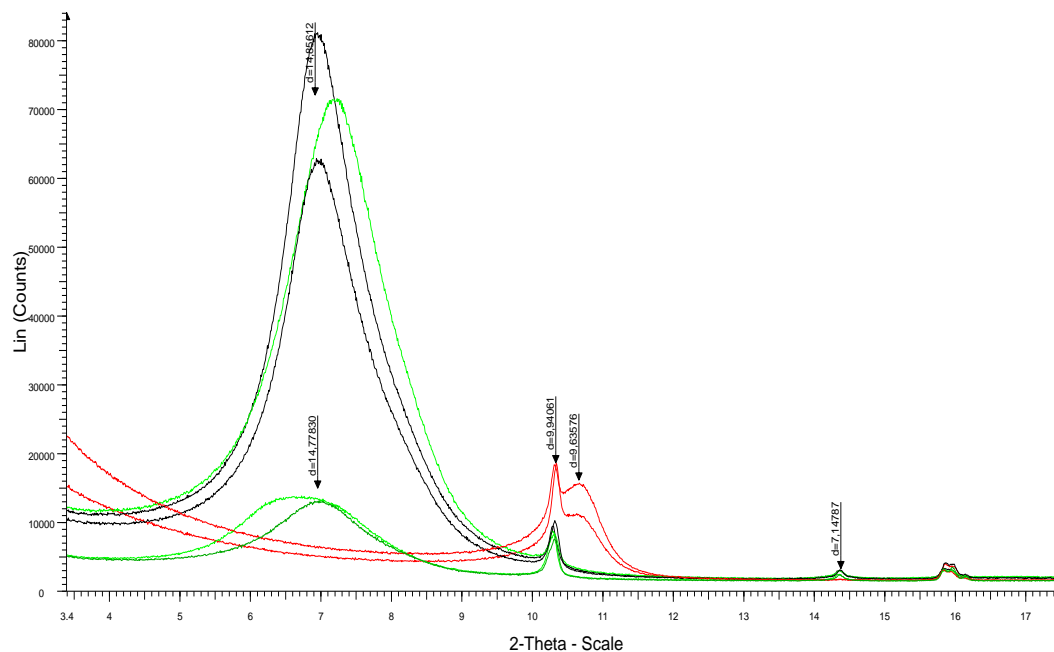


Fig. 3. 5 : Diffractogramme sur lames orientées à partir des argiles extraites de BC (en noir : lame naturelle, en vert : lame avec EG (gonflement) et lame en rouge : lame chauffée à 550°C).

A partir de la lame traitée à l'éthylène glycol (EG), une semi-quantification des phases argileuses dans la fraction < 2 µm est proposée (méthode semi-quantitative avec les coefficients MIF proposés par (Holtzapffel 1985). Ces mesures devront être combinées à la mesure de la fraction < 2 µm par sédimentométrie pour donner la teneur en argile dans la globalité du sol. Les mesures de sédimentométrie réalisées par ailleurs sur la bentonite BC donnent 44% de particules < 2µm et pour la bentonite BTV après tamisage à 500 µm, on obtient 70% de fraction < 2 µm par calcul à partir de la courbe granulométrie/sédimentométrie de la bentonite BTV brute (Tableau 3.1).

Tableau 3. 1 : Semi quantification des argiles à partir des lames orientées

	Aire	Coef Hopz.	Quantification dans la fraction < 2µm	Quantification dans le sol total
BC				
Montmorillonite	749	1.5	99.5%	43.8%
Illite	4.65	1	0.4%	0.2%
Kaolinite	1.46	0.5	0.06%	0.03%
BTV				
Montmorillonite	913	1.5	99.5%	69.7%
Illite	5.24	1	0.4%	0.25%
Kaolinite	2.41	0.5	0.09%	0.06%

Chapitre III Etude numérique du comportement au fluage par une méthode d'homogénéisation

Enfin une quantification est proposée à partir de l'analyse Rietveld (logiciel TOPAS) à partir de l'analyse des échantillons de sol sous forme de poudre (Fig. 3.6). Nous avons introduit un pic d'amorphe dans cette analyse. La phase que l'on associe à cet amorphe est un carbonate de sodium $(Na, Mg)_2CO_3$ observé sous la forme de grosses particules de forme géométrique simple à surface lisse au MEBE. La présence de natrite (forme cristallisée du carbonate de sodium) n'est pas impossible en faible quantité (de l'ordre de 2-3 %) cependant la présence de pics associés à d'autres phases aux positions qu'occupent les pics de la natrite ne permet pas d'identifier de manière sûre la présence de cette phase cristalline.

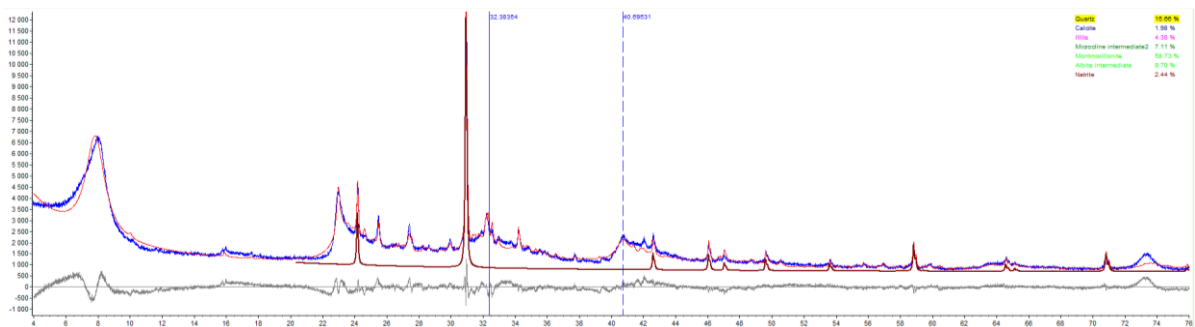


Fig. 3. 6 : Exemple d'ajustement du diffractogramme - poudre de la montmorillonite BTV par la méthode Reitvelt

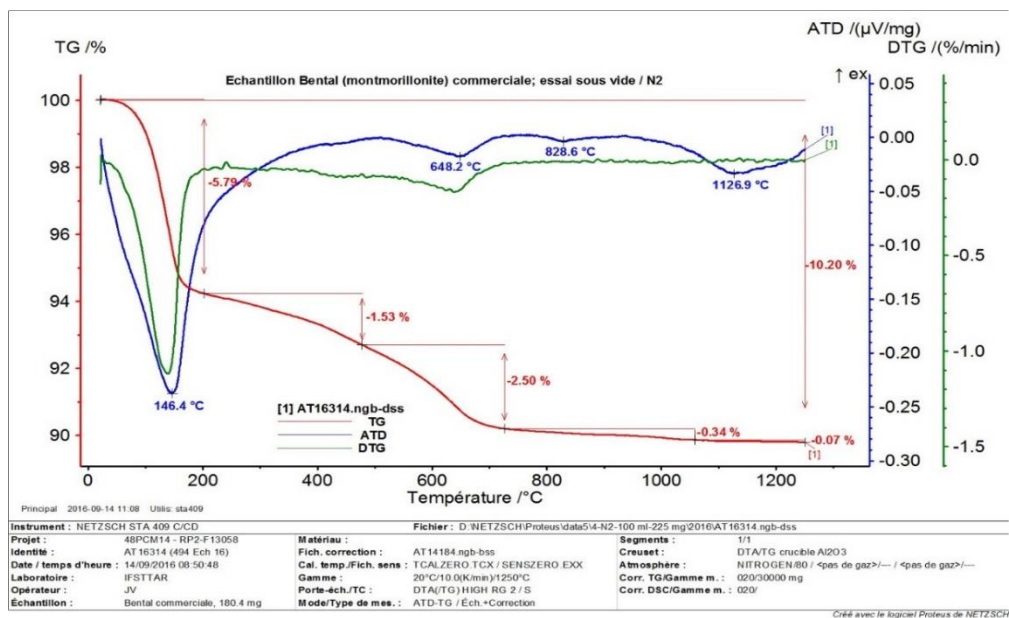


Fig. 3. 7 : Résultats d'analyse thermiques ATD/ATG de la bentonite BTV : perte au feu à 1100°C et perte de masse entre 230° et 1100°C correspondant à la perte d'eau haute température et à la perte de CO₂

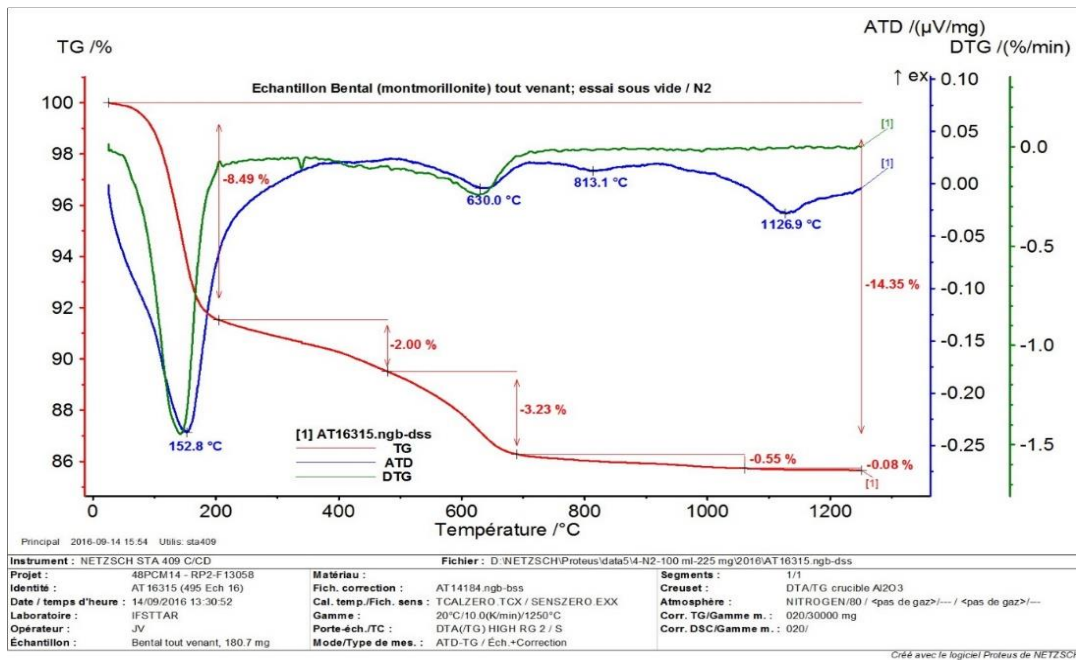
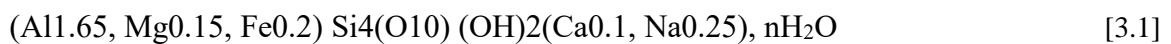


Fig. 3. 8 : Résultats d’analyse thermique ATD/ATG de la bentonite BC : perte au feu à 1100°C et perte de masse entre 230° et 1100°C correspondant à la perte d’eau haute température et à la perte de CO2

L’analyse quantitative par la méthode Rietveld est validée à l’aide d’un calcul utilisant les pourcentages de chaque phase trouvée et leur composition chimique, afin d’ajuster les mesures d’analyses thermiques (ATD/ATG) et les analyses chimiques élémentaires des matériaux (par ICP/OES) (Fig. 3.7) et (Fig. 3.8). Une mesure de la capacité d’échange cationique pourrait également être réalisée afin de valider la quantité de montmorillonite dans les matériaux.

On obtient une bonne adéquation entre analyses chimiques (Tableau. 3.2) et thermiques obtenues expérimentalement et les valeurs calculées à l’aide de la feuille de calcul Excel (calcul minéralogique) qui utilise les % trouvés par la méthode Reitvelt (Tableau. 3.3). Pour cela nous avons utilisé la formule stœchiométrique suivante pour la montmorillonite :



Cette bonne adéquation permet de valider les résultats de quantification des phases.

Tableau 3. 2 : Pourcentages de phases dans les bentonites BC et BTV donnés par l'analyse Rietveld (les valeurs doivent être arrondies)

	Item	BC		BTV	
		Meas.	Calc.	Meas.	Calc.
Chemical analysis (%)	Si	29.92	30.12	26.14	24.62
	Al	8.54	8.74	7.74	7.3
	Ti	0.07	0.07	0.07	0.07
	Fe	1.48	1.33	1.49	1.31
	Ca	0.62	0.55	1.03	1.05
	Mg	1.37	1.32	1.83	2.74
	Na	3.63	4.59	3.83	9.21
	K	2.16	2.44	1.44	1.51
Loi (1100°C)		10.2	--	14.37	--
Total (oxydes+Loi)		106.2*	--	98*	--
Thermal analysis (%)	H ₂ O and CO ₂ (>230°C)	4.2%	4.25%	5.2%	8.56%

Tableau 3. 3 : Pourcentages de phases dans les bentonites BC et BTV donnés par l'analyse Rietveld (les valeurs doivent être arrondies)

	BC (%)	BTV (%)
Quartz	14.33	12.33%
Calcite	0.19%	1.46%
Illite	3.22%	3.81%
Montmorillonite	44.80%	43.93%
Feldspath K microcline	15.08%	8.06%
Feldspath Na Albite	14.32%	7.66%
Amorphe :(Na, Mg) 2CO ₃	7.54%	22.77%
Anatase	0.12*%	0.12*%
RWP (qualité du fil < 10)	7.34	7.09
* Phase non détectée sur le diffractogramme mais calculée à partir de la quantité de Ti présente dans les échantillons.		

3.2.2 Analyse de porosité avec porosimétrie par intrusion de mercure

Des tests de porosimétrie par intrusion de mercure (MIP dans la littérature anglaise) ont été effectués, après un processus de lyophilisation, afin de caractériser le réseau de porosité des sols. La distribution de la taille des pores (PSD) de la bentonite BTV et BC a été déterminée sur un porosimètre « Autopore IV 9500 de chez micromeritics ». La mise en œuvre de l'essai (MIP) pour déterminer la distribution de la taille des pores est basée sur la théorie qu'un fluide non mouillant sous pression va pénétrer dans les vides d'un matériau poreux (Penumadu &

Dean 2000). La relation unique entre la pression d'intrusion et le diamètre de pore équivalent a été établie par (Washburn 1921) en utilisant l'équation suivante :

$$D = - \frac{4 T_s \cos \theta}{P} \quad [3.2]$$

Avec (D) est le diamètre des pores, (T_s) la tension de surface du mercure, (θ) est l'angle de contact et (P) la pression appliquée.

Les quantités mesurées lors d'un essai MIP comprennent le volume de mercure introduit et l'amplitude de la pression d'intrusion correspondante. Les calculs ont été réalisés par logiciel de porosimétrie à partir des mesures. On ne mesure les pores que jusqu'à 3 nm (méthode avec un temps d'équilibre à chaque point de 10 s en basse pression et de 30 s en haute pression).

3.2.2.1 Porosimétrie du matériau BTV au voisinage de l'optimum Proctor

Les premières mesures sur un échantillon BTV de l'ordre 60 mg soit 7 par 7 mm montrent que la température de séchage de l'échantillon (initialement humide en provenance du site c.-à-d. jamais séché) avant de fabriquer l'éprouvette impacte la microstructure une fois compactée. Un chauffage à forte température entraîne une désaturation forte des agrégats argileux (taille importante jusqu'à 2 mm) et donc la diminution des micropores (1-10 μm). Ces grains plus durs et moins malléables entraînent l'apparition de macropores de 10-100 μm . L'ajout d'eau ne permet pas la réhydratation complète des agrégats – phénomène lent- et les micropores ne peuvent se ré-ouvrir. On peut imaginer que la réhydratation ne concerne que la surface des agrégats.

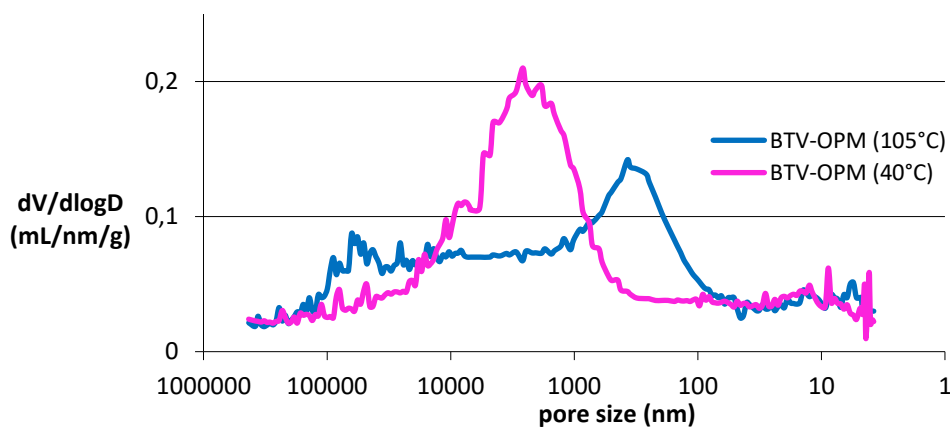


Fig. 3. 9 : Variation de la densité de pores du BTV à différents processus de séchage

Chapitre III Etude numérique du comportement au fluage par une méthode d'homogénéisation

Avec le même matériau mais séché à 40°C, les agrégats sont moins déshydratés aussi des micropores subsistent en quantité. Les agrégats se déforment lors de la compaction car mieux hydratées de manière homogène (Fig. 3.9). Cela nous a servi pour le mode de préparation des éprouvettes (voir la section 2.4 du chapitre 2). En outre, ce résultat montre que la microstructure d'un sol compacte dépend fortement de la méthode de préparation utilisée (Benchouk 2014).

La Fig. 3.10, donne les résultats obtenus pour deux échantillons BTV préparés de la même façon à l'état OPM afin d'analyser la répétabilité de résultat, vis-à-vis la procédure de préparation. La fig. 3.11 présente les courbes porosimétriques (cumulatives) correspondantes aux échantillons étudiés

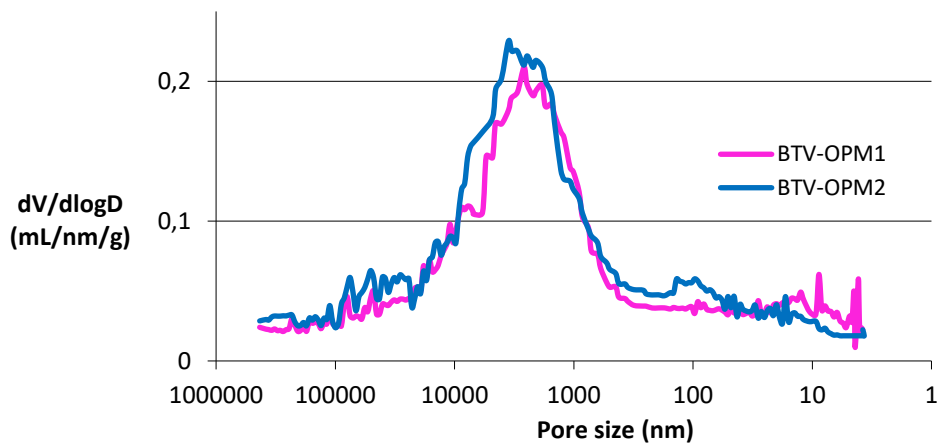


Fig. 3. 10 : Famille de pores présents dans les échantillons BTV

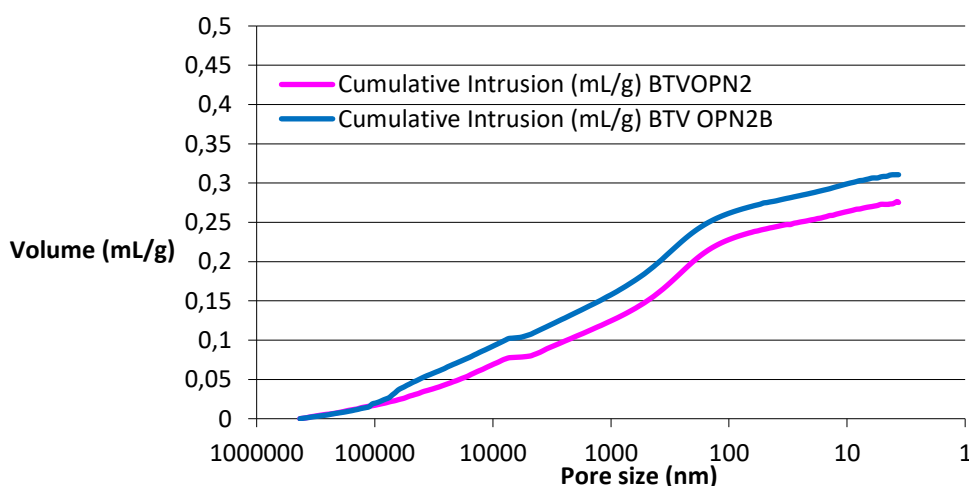


Fig. 3. 11 : Volume cumulé de mercure introduit dans les échantillons BTV

Chapitre III Etude numérique du comportement au fluage par une méthode d'homogénéisation

Cette étape constitue en elle-même un travail compliqué, car on ne peut comparer que des résultats d'essais effectués selon un mode opératoire unique, sur des éprouvettes aux propriétés physiques avec des microstructures plus au moins identiques. On remarque que les deux échantillons montrent une variabilité assez faible au niveau des résultats (Tableau 3.4), avec un pic commun traduisant une taille de pore d'environ 2 μm .

Tableau 3. 4 : Pourcentages de phases dans les bentonites BTV

	BTV-OPM1	BTV-OPM2	
Volume total d'intrusion	0.3274	0.3866	mL/g
Diamètre moyen des pores (Volume)	2056.9	2381.4	nm
Diamètre moyen des pores (Surface)	8.5	10.1	nm
Diamètre moyen des pores (4V/A)	78.8	96.7	nm
Densité apparente (skeletal)	2.4494	2.4166	g/mL
Porosité	44.5045	48.3028	%
Volume utilisé (Stem volum used)	70	71	%

3.2.2.2 Porosimétrie du matériau BC au voisinage de l'optimum Proctor

La distribution porale de deux échantillons BC au voisinage de l'OPM est illustrée dans la Fig. 3.12.

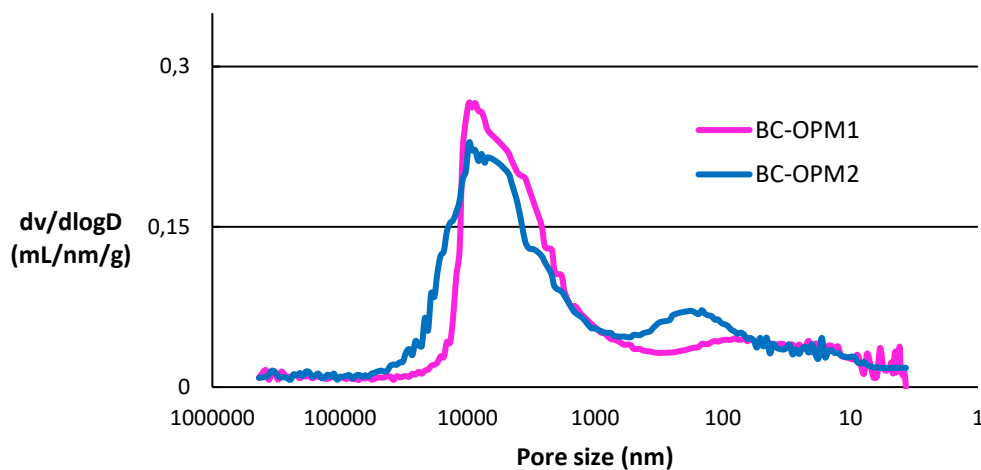


Fig. 3. 12 : Famille de pore présents dans les échantillons BC

Les deux courbes présentent pratiquement la même allure avec une prédominance de taille de pore d'environ 8 μm . La variabilité des paramètres obtenus sur deux échantillon préparé de la même façon montre a priori des résultats peu différents (Tableau 3.5). On obtient également les courbes du volume poreux cumulé (Fig. 3.13).

Tableau 3. 5 : Pourcentages de phases dans les bentonites BC

	BC-OPM1	BC-OPM2	
Volume total d'intrusion	0.3021	0.3053	mL/g
Diamètre moyen des pores (Volume)	2874.7	3594.3	nm
Diamètre moyen des pores (Surface)	10.8	8.7	nm
Diamètre moyen des pores (4V/A)	96.3	81.61	nm
Densité apparente (skeletal)	2.3922	2.6641	g/mL
Porosité	41.9530	42.6862	%
Volume utilisé (Stem volum used)	62	62	%

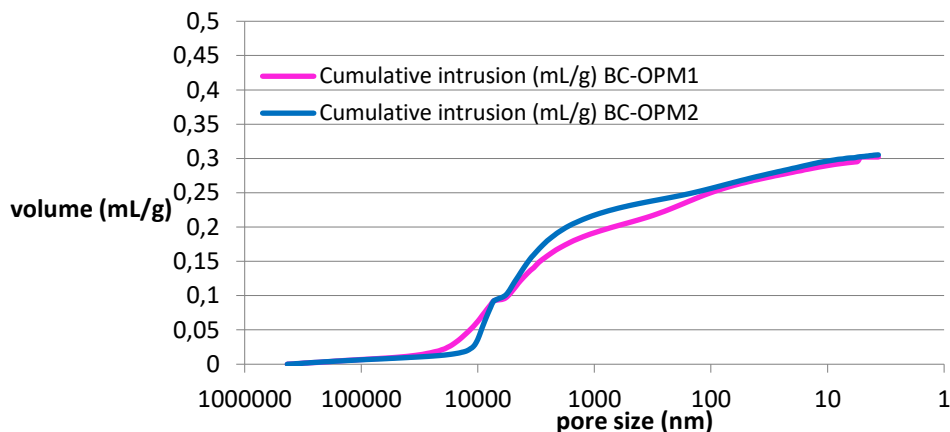


Fig. 3. 13 : Volume de mercure introduit dans les échantillons BC

3.2.3 Analyse par microscope électronique à balayage environnementale (MEBE)

Des analyses (MEBE) ont été effectuées pour mettre en évidence les différences structurales entre les deux matériaux (Tableau 3.6). Nous n'avons pas fait de tentative d'inclusion et découpe des sols pour observer une surface plane car leur porosité est trop faible pour obtenir une inclusion à cœur avec les techniques dont le laboratoire (SRO) dispose. Il faut donc trouver un contact chez les agronomes (INRA) ou pédologues pour l'inclusion des échantillons, puis la phase de coupe et polissage 'sans eau' est nécessaire. Ceci dit que les matériaux argileux étudiés sont très fin et on va avoir d'un côté la matrice argileuse et de l'autre des phases secondaires avec des tailles variables. Dans le cas de la bentonite commerciale, ces phases secondaires doivent avoir des tailles relativement faibles (de l'ordre de la taille des agrégats argileux). La quantification par EDX (Analyse dispersive en énergie) couplé au MEBE (Tableau 3.6) est parfaitement uniforme quelle que soit l'échelle d'observation. Cependant, il sera difficile de faire une observation sur une coupe de ces phases et sans doute nécessaire de

Chapitre III Etude numérique du comportement au fluage par une méthode d'homogénéisation

faire de multiples observations à petite échelle pour pouvoir les observer, et avoir également une bonne représentation de la microstructure du point de vue statistique.

Tableau 3. 6 : Quantification par EDX couplé au MEBE

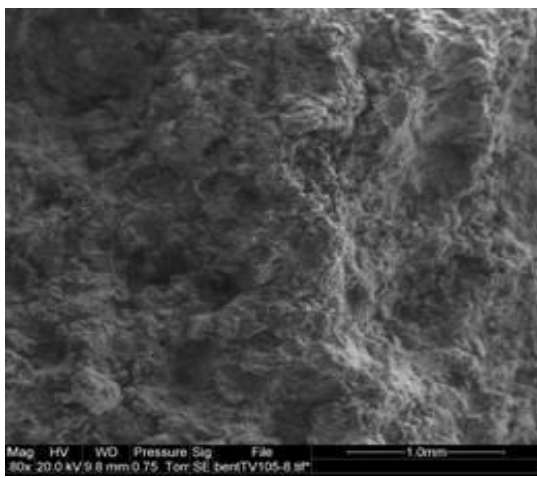
Bentonite commerciale	BC-1s.spc (x2400)	BC-2s.spc (x600)	BC-4s (x160)	BC-5s (x2400)
C	8.5	8.48	8.83	8.11
O	62.90	62.87	63.74	63.99
Na	2.70	2.71	2.71	2.87
Mg	1.02	1	0.98	1.22
Al	5.39	5.58	5.34	5.79
Si	16.97	16.96	16.55	16.35
Cl	0.11	0.08	0.07	0.06
K	0.9	0.84	0.73	0.67
Ca	0.53	0.45	0.43	0.39
Fe	0.97	1.03	0.63	0.57
Bentonite Tout Venant	BTV-1s.spc (x80)	BTV-4s.spc (x 1200)	BTV-5s.spc (x 2400)	BTV-6s.spc
		avec particules massive compacte)	Zone argileuse	spot d'analyse sur particule lisse et massive : Na ₂ CO ₃
C	16.52	21.07	8.09	24.81
O	57.60	53.47	64.09	50.17
Na	9.57	15.10	4.22	22.75
Mg	1.26	0.85	2.04	0.17
Al	4.13	2.76	5.87	0.70
Si	9.76	6.09	13.91	1.20
Cl	0.1	0.08	0.18	0.06
K	0.23	0.11	0.36	0.03
Ca	0.35	0.21	0.73	0.04
Fe	0.48	0.27	0.51	0.07

3.2.3.1 Analyse MEBE sur surface fraîchement cassé de l'éprouvette BTV lyophilisée

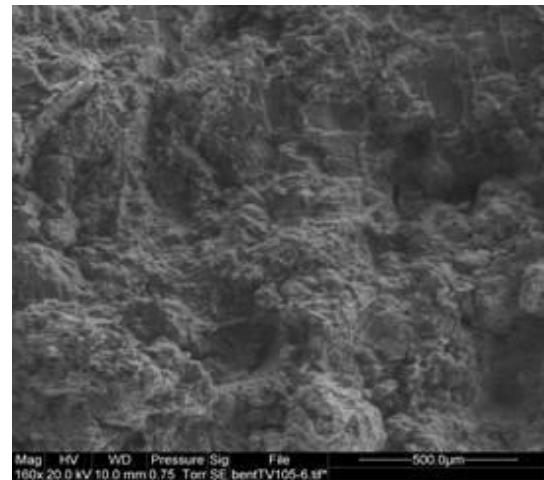
L'éprouvette BTV séchée et compactée à l'OPM a un profil différent comme l'ont montré précédemment les mesures de porosimétrie. Les agrégats argileux ont des tailles très variables avec des blocs atteignant 2 mm (maille du tamis) ce qui favorise l'apparition des micropores. Chose particulière, on distingue la présence en nombre important de particules compactes et massives avec des bords arrondis pouvant atteindre plus de 100 µm. L'analyse laisse supposer qu'il s'agit de Na₂CO₃. La Fig. 3.14 représente les clichés MEBE de l'éprouvette BTV-OPM à différentes échelles. Sur les photos A et B on remarque l'absence de porosité avec une structure bien compacte. Les photos C et D montrent l'apparition des pores inter-agrégats qui semblent

Chapitre III Etude numérique du comportement au fluage par une méthode d'homogénéisation

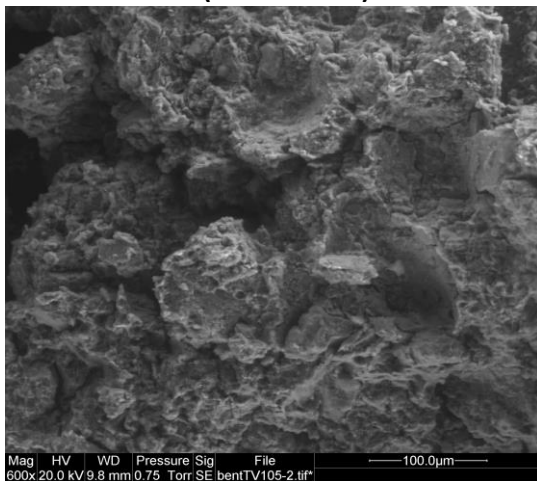
avoir au maximum 2 μm de rayon. Sur la photo E, on retrouve des agrégats multi-minéraux dont le quartz comprend typiquement une fraction majeure.



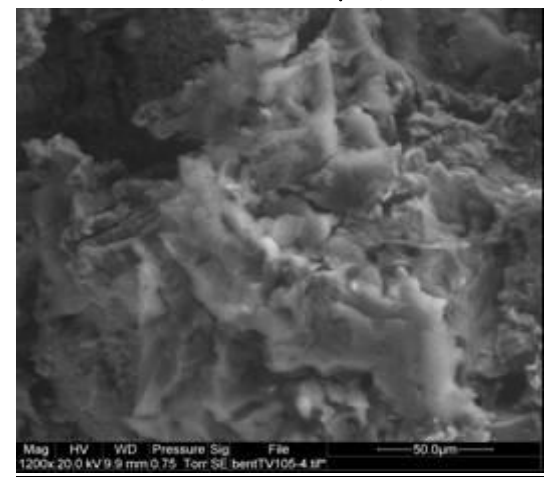
A (Ech- 1.0 mm)



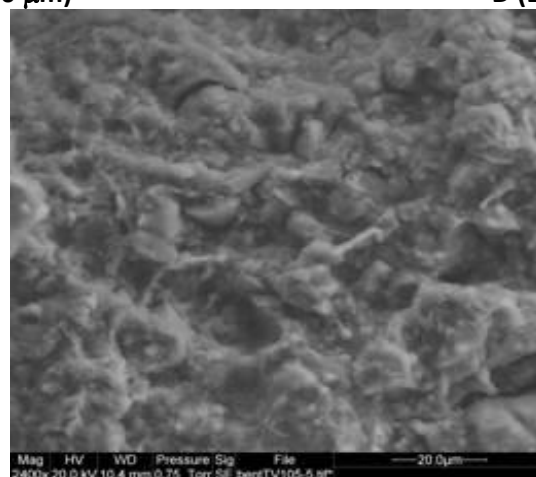
B (Ech- 500.0 μm)



C (Ech- 100 μm)



D (Ech- 50 μm)



E (Ech- 20 μm)

Fig. 3. 14 : Analyse au MEBE de la bentonite BTV-OPM à différentes échelles

3.2.3.2 Analyse MEBE sur surface fraîchement cassé de l'éprouvette BC lyophilisée

La bentonite commerciale séchée et compactée a l'OPM est homogène de composition (voir les mesures EDX a différentes échelle) avec une quantité modérée de sodium. On distingue une porosité micrométrique entre les agrégats d'argiles (Fig. 3.15) dont la taille est assez faible autour de 2 à 5 μm , (photo C). Des particules plus massives avec des arêtes droite et tranchante sont plutôt associées au quartz, (photo D).

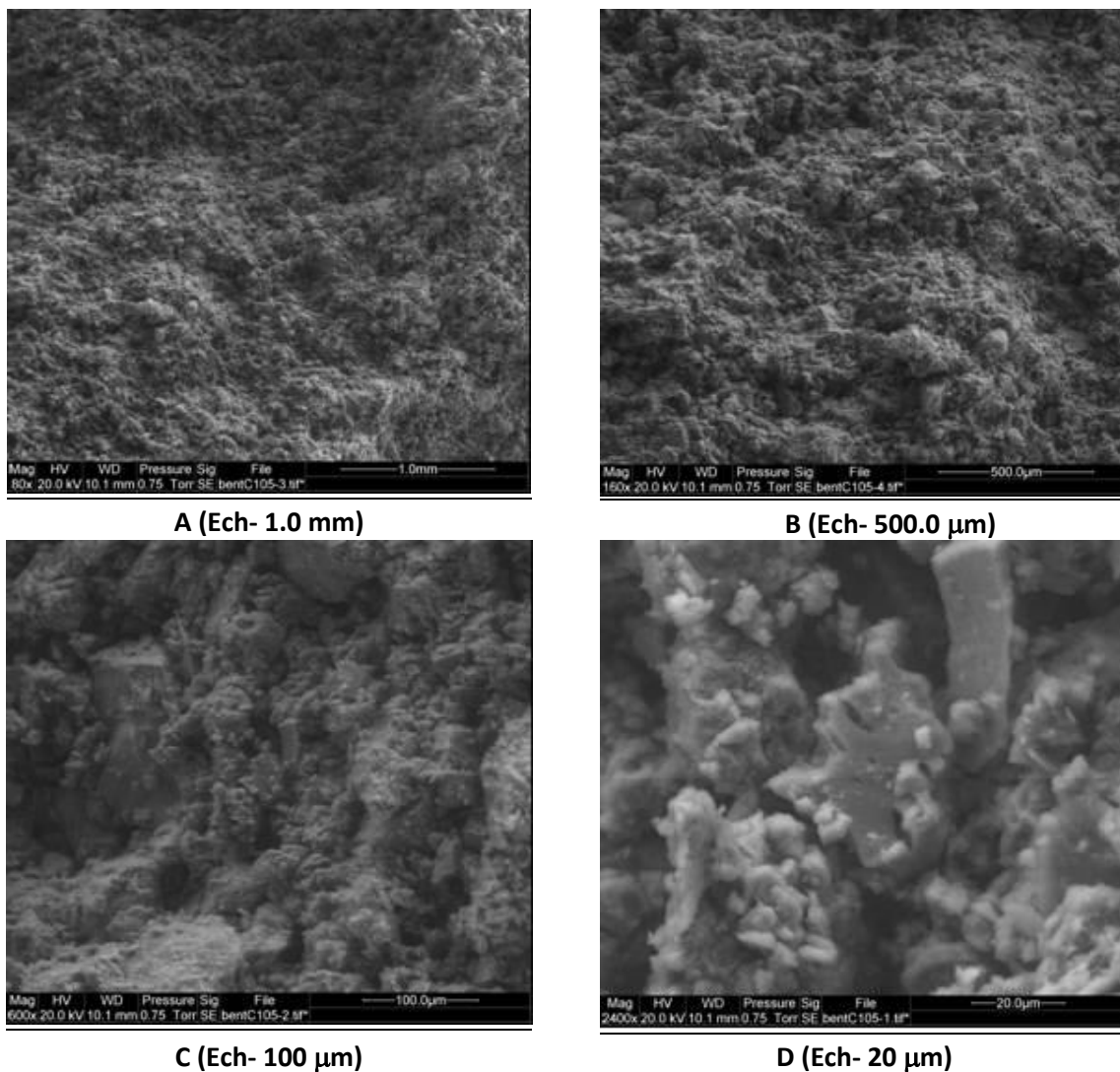


Fig. 3. 15 : Analyse au MEBE de la bentonite BTV-OPM à différentes échelles

3.3 Volume élémentaire représentatif des matériaux

A partir des analyses minéralogiques, de porosité par intrusion de mercure et des observations microstructurales réalisées, la bentonite de Maghnia à l'échelle mésoscopique (centaines de μm) est principalement composée d'une matrice argileuse dominée par la

montmorillonite, et des pores inter-agrégats. A l'échelle microscopique ($\sim\mu\text{m}$), l'échantillon compacté au voisinage de l'OPM apparaît comme un matériau composite à matrice argileuse avec des micropores et des inclusions aléatoires de quartz (Fig. 3.16). Comme l'ont montré (Wendlandt *et al.* 2007), la majorité de la porosité est à l'intérieur de la matrice et les teneurs en quartz ont une fraction de taille de petite échelle $< 10 \mu\text{m}$.

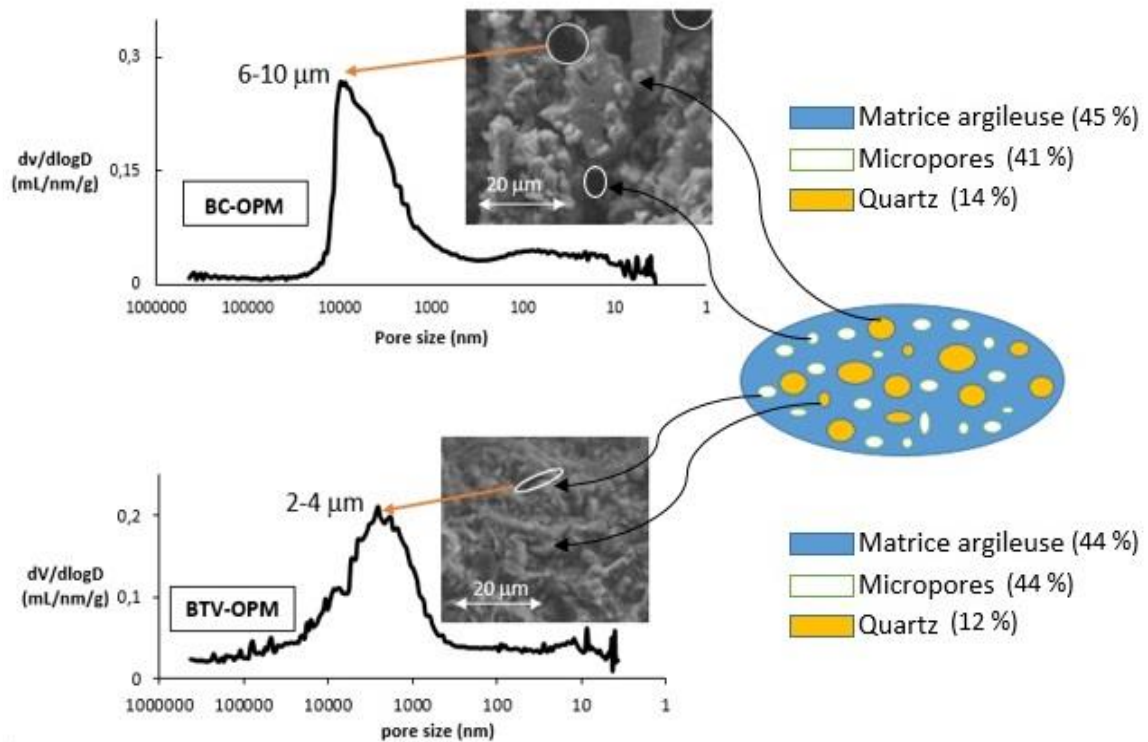


Fig. 3. 16 : Illustration de la microstructure de la bentonite à l'échelle microscopique

Dans la Fig. 3.17(a), la structure de la bentonite pourrait donc être considérée comme un composite triphasé ($D=R=H= 20 \mu\text{m}$). Les fractions volumiques de ces trois phases satisfont la partition d'unité suivante :

$$f_m + f_v + f_{qu} = 1 \quad [3.2]$$

Les indices (m), (v) et (qu) désignent la matrice argileuse, les vides (pores) et l'inclusion de quartz, respectivement.

Récemment, (Cassini & Laloui 2017) ont développé un modèle s'appliquant à la perméabilité intrinsèque de la bentonite MX80, tenant en compte deux formes de micropores, ellipsoïdale allongé et ellipsoïdale aplati. Cependant, l'effet de la morphologie des inclusions sur le comportement macroscopique a été examiné par (Belayachi *et al.* 2012) afin de mettre en

évidence le choix de la forme sphérique dans la représentation du volume élémentaire représentative (VER). Une représentation 3D, de la microstructure de la bentonite pourrait, dans ce cas, être des cellules cubique périodiques avec des inclusions de forme sphériques (Dahhaoui *et al.* 2017). En raison de la symétrie supposée pour l'empilement des particules sphériques, seul 1/8 de la sphère incorporée dans un cube est analysé, comme le montre la (Fig. 3.17(b)).

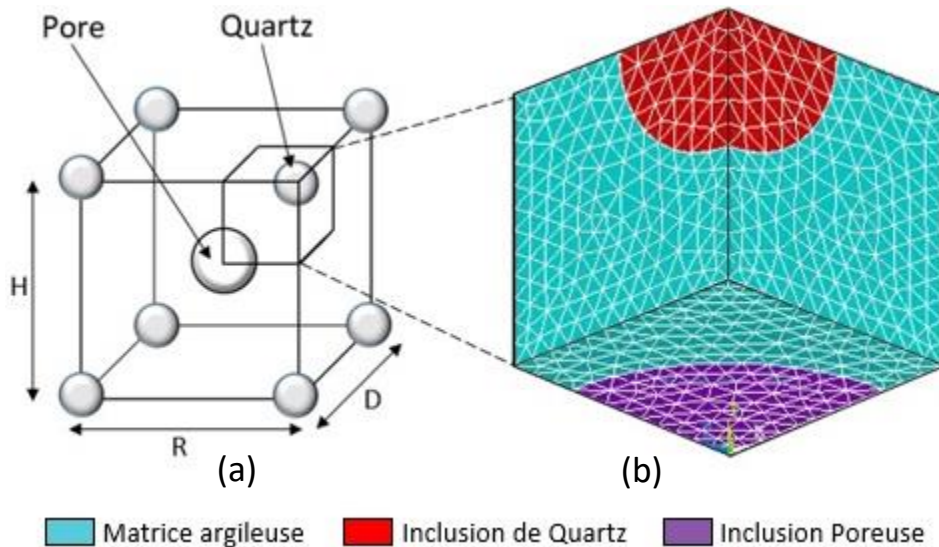


Fig. 3. 17 : (a) Répartition d'inclusions sphériques dans un composite triphasé. (b) Cellule cubique périodique de la bentonite de Maghnia réduite à 1/8 par symétrie

Une simplification supplémentaire, utilisée dans la procédure d'homogénéisation numérique, pourrait être faite en maintenant des déplacements cohérents des nœuds situés dans la zone poreuse. Cette solution consiste à conserver un maillage (et un calcul) dans les pores et présente l'avantage d'éviter toute interpénétration de deux zones solides (matrice et inclusion de quartz) situées par exemple de part et d'autre du pore inter lamellaire. En éléments finis, les méthodes n'utilisant pas de maillage des pores ont du mal à s'affranchir de ce problème d'interpénétration et la seule méthode envisageable semble être l'usage d'élément de contact sur le pourtour de l'ensemble des pores. Ici, le maintien d'un maillage dans l'inclusion de pore vide permet de pallier ce problème.

3.4 Formulation du modèle et validation par des résultats expérimentaux

On suppose que le mécanisme microscopique responsable du fluage est le réarrangement des grains du sol, traduit encore par une expulsion d'eau interstitielle et une réduction de

l'indice des vides. On s'attend à ce que la matrice soit la seule phase qui manifeste des effets différés, c'est pourquoi elle devrait être modélisée par un modèle non linéaire donnant des estimations qualitatives avec les résultats expérimentaux.

Le choix du modèle dépend de la réponse observée lors des tests de fluage œdométriques. Sachant qu'une certaine confusion existe entre les phases de fluage défini par le triaxial, d'une part, et les phases de consolidations définies par l'œdomètre d'autre part (Augustesen *et al.* 2004). Le test de fluage sous l'œdomètre consiste généralement en une consolidation primaire, secondaire et tertiaire, associées à une vitesse de déformation décroissante (Fig. 3.18).

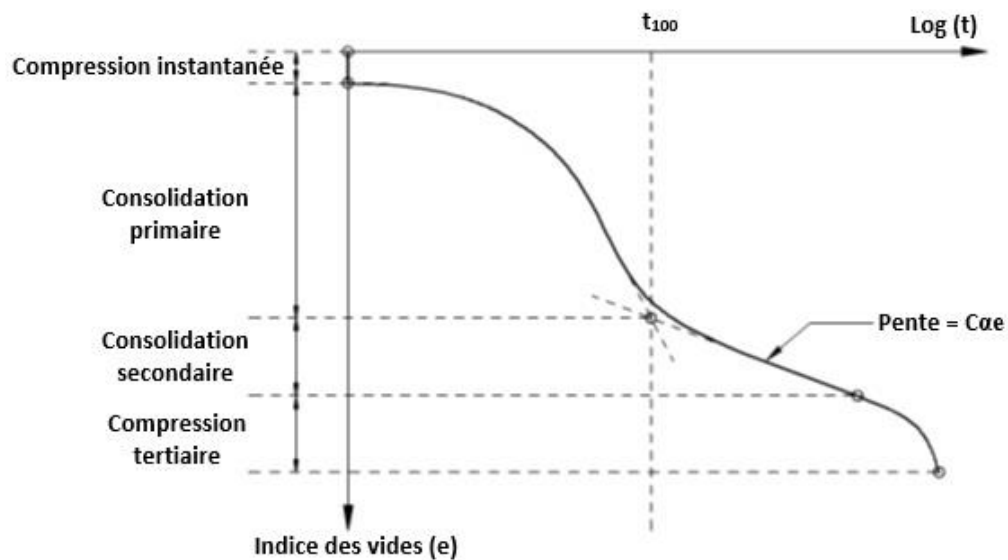


Fig. 3. 18 : Phases de consolidation au cours du temps sous chemin œdométrique

Parmi les treize (13) modèles de fluage fournis par logiciel ANSYS, le modèle numéro onze (11) « Combined Time Hardening (CTH) », a été choisi pour définir le comportement local au niveau de la matrice argileuse. Ce choix est justifié parce qu'il peut modéliser le fluage primaire et secondaire, et est capable de prédire la réponse macroscopique de la bentonite sous le chemin œdométrique. Cette loi de comportement est basée sur les travaux de (Zienkiewicz & Corneau 1974) et sur la théorie unifiée de la plasticité et des déformations de fluage. Le modèle est présenté en format simplifié dans le manuel théorique de logiciel, comme suit :

$$\varepsilon(t) = \varepsilon_{\text{primaire}} + \varepsilon_{\text{secondaire}} \quad [3.3]$$

$$\varepsilon(t) = \frac{C_1}{C_3+1} \sigma^{C_2} t^{C_3+1} e^{-\frac{C_4}{T}} + C_5 t \sigma^{C_6} e^{-\frac{C_7}{T}} \quad [3.4]$$

Avec :

ε	Déformation microscopique de fluage
σ	Contrainte verticale
$C_{i=1.7}$	Coefficient de fluage dépendant du matériau
T	Température
t	Temps

ANSYS calcule la déformation de fluage sous forme incrémentale basée sur ce qu'on appelle « strain hardening rule » dans laquelle l'incrément de déformation de fluage dépend de la déformation a un pas de temps donné (Kodur & Dwaikat 2010). Tout d'abord, le vecteur de déformation totale modifié à l'instant (t) est calculé en utilisant le vecteur de déformation du pas de temps précédent (t-1) :

$$\varepsilon_t^{\text{mod}} = \varepsilon_t^{\text{total}} - \varepsilon_t^{\text{plastic}} - \varepsilon_t^{\text{thermal}} - \varepsilon_t^{\text{creep}} \quad [3.5]$$

La déformation totale modifiée ($\varepsilon_t^{\text{mod}}$) est ensuite utilisée pour calculer la déformation totale équivalente modifiée :

$$\varepsilon_{\text{eq}}^{\text{mod, total}} = \frac{1}{\sqrt{2}(1+\nu)} \left[(\varepsilon_{t,x}^{\text{mod}} - \varepsilon_{t,y}^{\text{mod}})^2 + (\varepsilon_{t,y}^{\text{mod}} - \varepsilon_{t,z}^{\text{mod}})^2 + (\varepsilon_{t,z}^{\text{mod}} - \varepsilon_{t,x}^{\text{mod}})^2 + \frac{3}{2} (\gamma_{t,xy}^{\text{mod}})^2 + \frac{3}{2} (\gamma_{t,yz}^{\text{mod}})^2 + \frac{3}{2} (\gamma_{t,zx}^{\text{mod}})^2 \right]^{\frac{1}{2}} \quad [3.6]$$

La déformation totale équivalente modifiée ($\varepsilon_{\text{eq}}^{\text{mod, total}}$) est utilisé pour calculer la contrainte équivalente :

$$\sigma_{\text{eq}} = E \varepsilon_{\text{eq}}^{\text{mod, total}} \quad [3.7]$$

Où, (E) est le module d'élasticité de la matrice, et ν est le coefficient de poisson. Cette contrainte équivalente est utilisée pour calculer l'incrément de déformation de fluage équivalent. Ce scalaire est converti en un tenseur de déformation de fluage complet comme suit :

$$\begin{bmatrix} \Delta \varepsilon_x^{\text{creep}} \\ \Delta \varepsilon_y^{\text{creep}} \\ \Delta \varepsilon_z^{\text{creep}} \\ \Delta \varepsilon_{xy}^{\text{creep}} \\ \Delta \varepsilon_{xz}^{\text{creep}} \\ \Delta \varepsilon_{yz}^{\text{creep}} \end{bmatrix} = \left(\frac{\Delta \varepsilon_{\text{eq}}^{\text{creep}}}{2+(1+\nu) \varepsilon_{\text{eq}}^{\text{mod, total}}} \right) \begin{bmatrix} 2 & -1 & -1 & 0 & 0 & 0 \\ -1 & 2 & -1 & 0 & 0 & 0 \\ -1 & -1 & 2 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 3 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 3 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 3 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_{t,x}^{\text{mod}} \\ \varepsilon_{t,y}^{\text{mod}} \\ \varepsilon_{t,z}^{\text{mod}} \\ \gamma_{t,xy}^{\text{mod}} \\ \gamma_{t,xz}^{\text{mod}} \\ \gamma_{t,yz}^{\text{mod}} \end{bmatrix} \quad [3.8]$$

Chapitre III Etude numérique du comportement au fluage par une méthode d'homogénéisation

Avec $\Delta\varepsilon_x^{\text{creep}}$, $\Delta\varepsilon_y^{\text{creep}}$, $\Delta\varepsilon_z^{\text{creep}}$, $\Delta\varepsilon_{xy}^{\text{creep}}$, $\Delta\varepsilon_{xz}^{\text{creep}}$ et $\Delta\varepsilon_{yz}^{\text{creep}}$ sont les incréments de déformation de fluage final en (x), (y), (z), (xy), (xz) et (yz) respectivement.

Ensuite, les déformations élastiques ($\varepsilon_{x,t}^{\text{elastic}}$) et les déformations totales de fluage ($\varepsilon_{x,t}^{\text{creep}}$) sont calculés en utilisant l'exemple de la composante (x) :

$$\varepsilon_{x,t}^{\text{elastic}} = \varepsilon_{x,t}^{\text{mod}} - \Delta\varepsilon_x^{\text{creep}} \quad [3.9]$$

$$\varepsilon_{x,t}^{\text{creep}} = \varepsilon_{x,t-1}^{\text{creep}} - \Delta\varepsilon_x^{\text{creep}} \quad [3.10]$$

En ce qui concerne le comportement mécanique de quartz, il est modélisé par la théorie d'élasticité linéaire isotrope. Le module d'élasticité et le coefficient de poisson de l'inclusion poreuse devraient être nuls d'un point de vue physique. Toutefois, l'utilisation de valeurs nulles rend la convergence des calculs difficile. Par conséquent, une faible valeur du module d'élasticité (par exemple, $E=10^4$ Pa) est affectée à l'inclusion poreuse et le même coefficient de poisson que pour l'inclusion de quartz ($\nu = 0,08$) est choisi.

En pratique, ce faible module d'élasticité des pores n'a que peu d'influence sur les résultats calculés, car cette valeur est négligeable en comparant avec la valeur du module d'élasticité de l'inclusion de quartz.

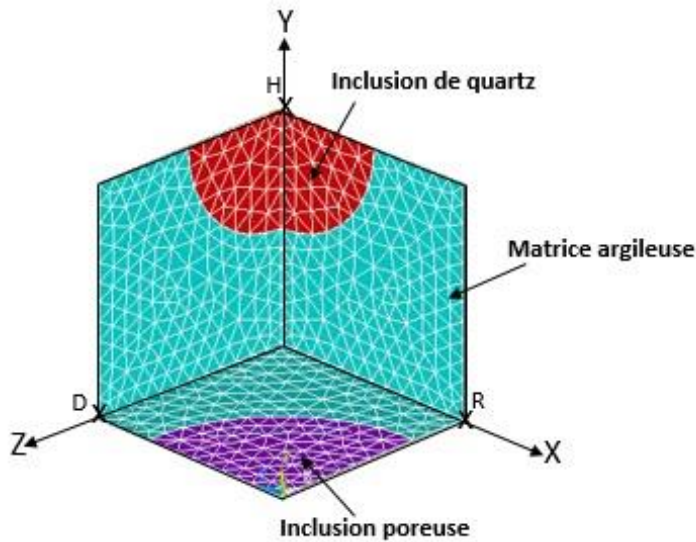
Cette section est divisée en deux parties : la formulation numérique sans température tenant en compte l'aspect mécanique, et ensuite la prise en considération de l'aspect thermique par une formulation numérique du couplage thermomécanique.

3.4.1 Homogénéisation et formulation numérique sans température

Le code d'élément finis ANSYS 14 (3D) est utilisé dans la formulation numérique du problème. Le modèle est créé à partir des données présentées ci-avant, avec une représentation 3D d'une géométrie cubique de longueur $L= 10 \mu\text{m}$. Le maillage utilisé est constitué par des éléments tétraédriques SOLID187 (TET10, 10 Nœuds, 4 points d'intégration). Le modèle comporte 11965 éléments, 17866 nœuds, et permettent de ne pas alourdir le calcul tout en gardant une bonne précision au niveau des résultats. Selon le manuel de logiciel ANSYS, ce type d'élément supporte les problèmes axialement symétriques et fournit également des résultats précis pour des matériaux doués au fluage. L'élément à 10 nœuds a également des bords incurvés, lui permettant de mieux se conformer à l'inclusion sphérique.

Comme indiqué dans la Fig. 3.19, les conditions aux limites de symétrie ont été utilisées pour les trois côtés ($X=0$, $Y=0$ et $Z=0$), tandis que les côtés ($X=R$ et $Z=D$) ont un

déplacement uniforme dans les directions X et Z respectivement c.-à-d. des conditions aux limites périodiques. Sur le côté (Y=H), une pression verticale dans la direction (-Y) est considérée comme un chargement unidimensionnel.



Conditions aux limites

Face	U_x, U_y, U_z
X=0	0
Y=0	0
Z=0	0
X=R	Uniforme
Y=H	Uniforme
Z=D	Uniforme
Face	Contrainte verticale
Y=H	Direction (-Y)

Fig. 3. 19 : Géométrie du VER et conditions aux limites de la bentonite de Maghnia

Etant donné que les grains de quartz sont considérés comme des minéraux, leurs propriétés élastiques sont tirées de données publiées dans (Giraud *et al.* 2007). La matrice argileuse est principalement composée de la Montmorillonite, le module de Young (E) et le coefficient de poisson (ν) sont tirés à partir de (Wang *et al.* 2001).

L'identification des paramètres du modèle « CTH », caractérisant le comportement local de la matrice argileuse, est générée par un outil d'ajustement à partir des résultats de test expérimental, en se basant sur le principe d'une régression non linéaire. Les paramètres obtenus sont répertoriés dans le Tableau 3.7.

Tableau 3. 7 : Propriétés mécanique des constituants locales

Propriétés mécaniques		Matrice argileuse	Pore	Quartz
Paramètres élastiques	E (MPa)	50000	0,01	96400
	ν	0,3	0,08	0,08
Paramètres du modèle	C2	4		
	C3	-0,89		
	C5	$3,00 \cdot 10^{-9}$		
	C6	$6,00 \cdot 10^{-5}$		

Une relation exponentielle a été établie entre le paramètre C1 et l'indice des vides Fig. 3.20, afin de prendre en considération l'évolution de la porosité d'échantillon au cours d'un essai de

fluage sous chemin œdométrique.

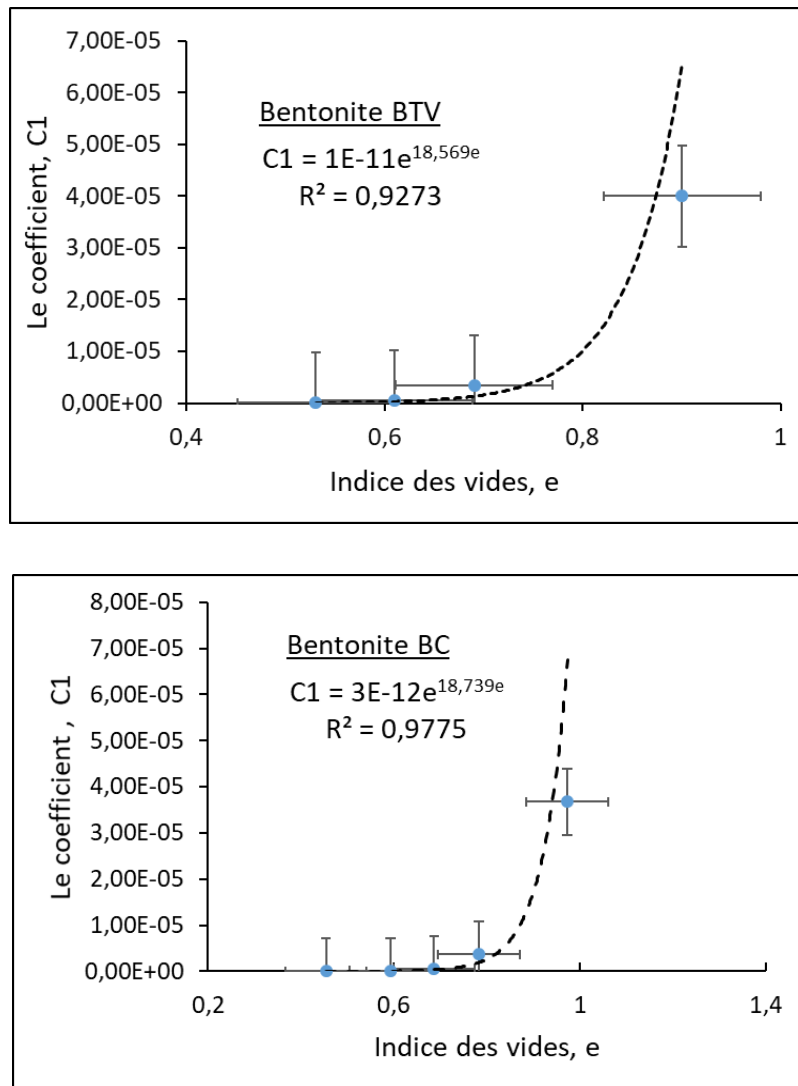


Fig. 3. 20 : Relation entre le paramètre C1 et l'indice des vides

En outre, l'effet de la température est négligé et les paramètres C4 et C7 ne sont pas considérés. L'homogénéisation numérique du problème consiste généralement à déterminer la réponse macroscopique et le comportement au fluage du matériau à travers la connaissance des propriétés mécaniques de ses constituants. Après la définition du VER et la description des conditions aux limites, le comportement mécanique de chaque phase est analysé et le processus d'homogénéisation sert à estimer le comportement macroscopique du matériau Fig. 3.21. Selon la théorie de moyennage introduite dans (Hill 1963), les composantes du tenseur de déformation macroscopique sont définies comme la moyenne volumique des déformation microscopiques :

$$\bar{\varepsilon} = \frac{1}{V} \int_V \varepsilon_{ij} dV \quad [3.11]$$

Avec $\langle \bar{\epsilon} \rangle$ composante moyenne macroscopique de la déformation sur tout le volume de la cellule unitaire

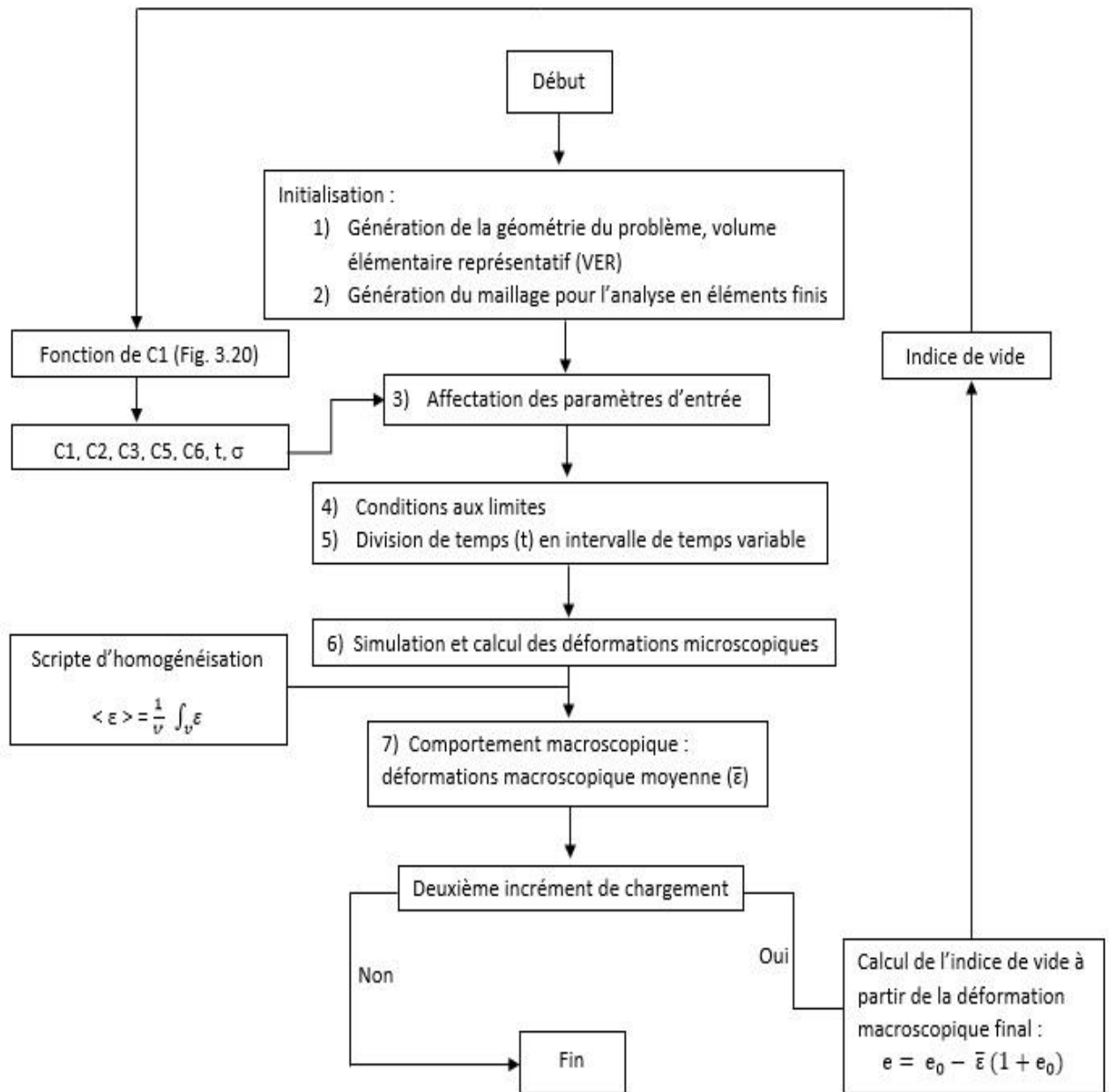


Fig. 3. 21 : Algorithme de formulation numérique sans température

Les figures 3.22 et 3.23 comparent les prédictions du modèle aux mesures expérimentales de l'évolution du taux de fluage de la bentonite BTV et BC respectivement. On constate que le caractère elasto-viscoplastique est en effet qualitativement retrouvé par la formulation numérique sans température. En outre, la confirmation que le modèle parvient à saisir correctement le mécanisme d'évolution de l'indice des vides vient du fitting satisfaisant du modèle sur les mesures expérimentales.

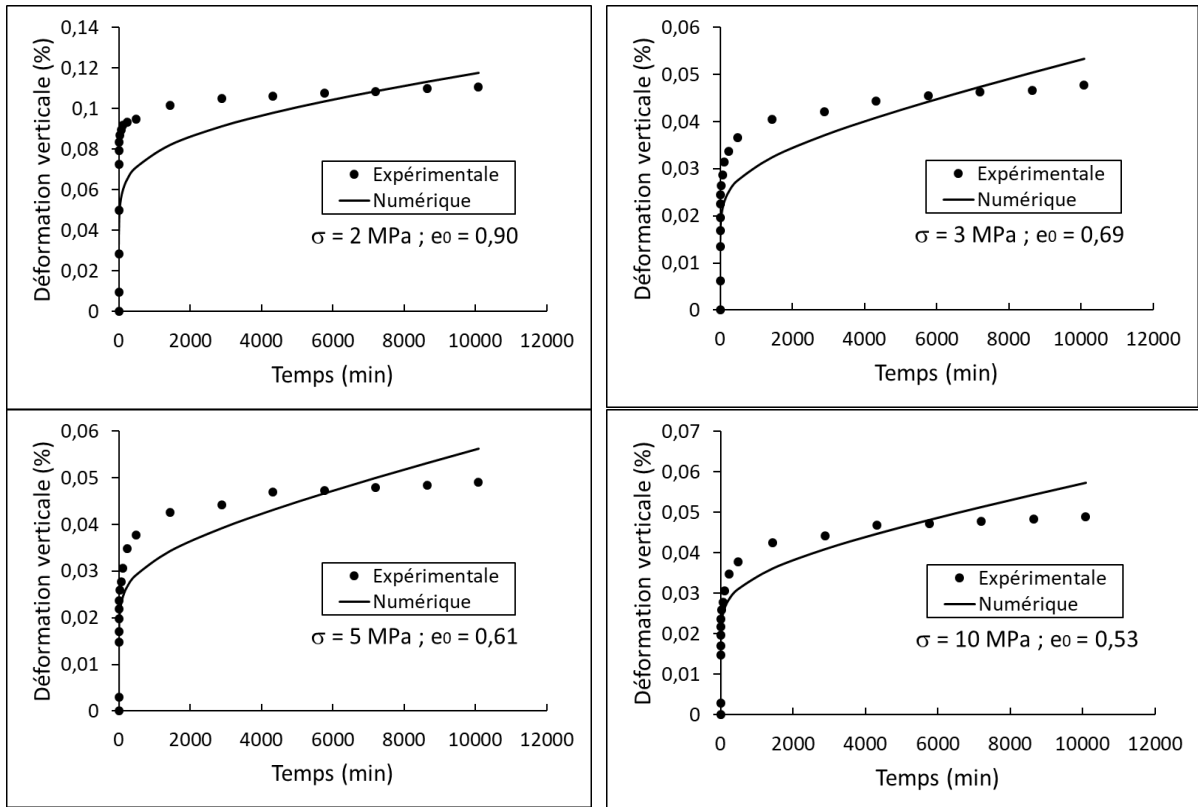


Fig. 3. 22 : Simulation d'essais de fluage de la bentonite BTV sans température

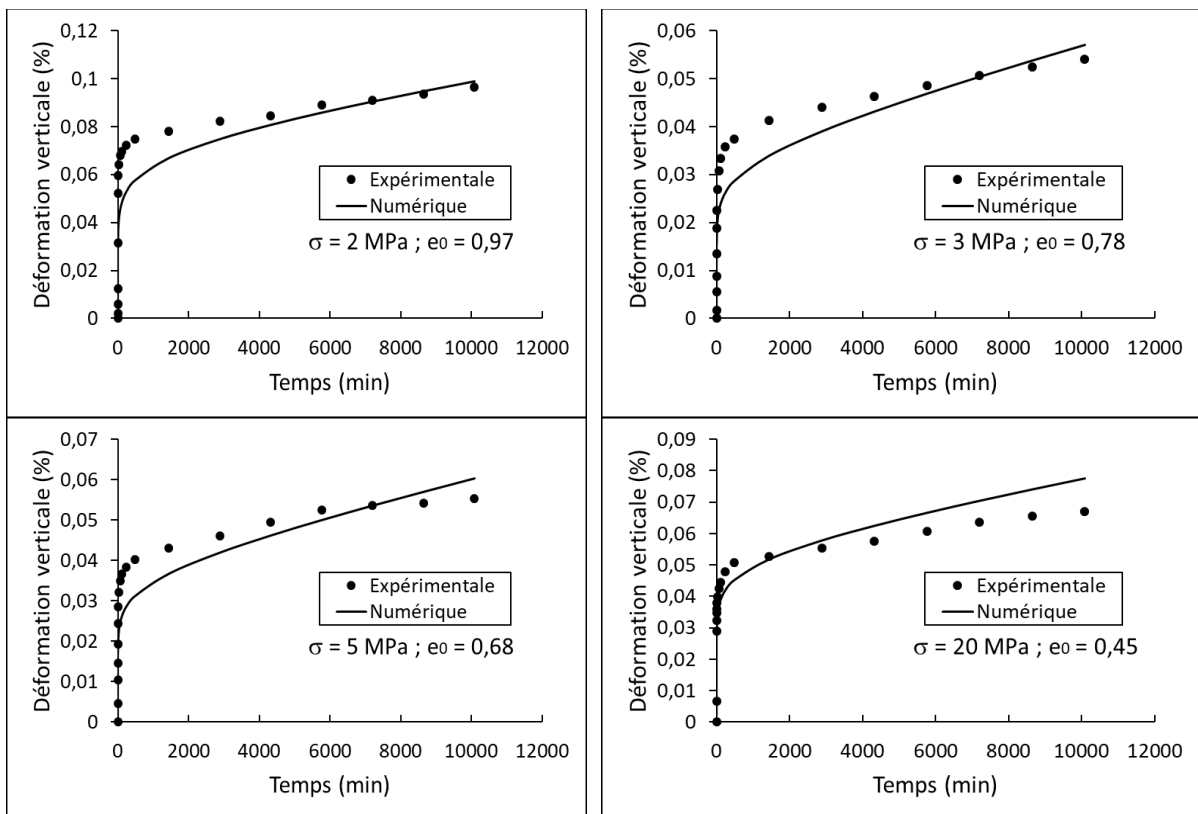


Fig. 3. 23 : Simulation d'essais de fluage de la bentonite BC sans température

3.4.2 Homogénéisation et formulation du couplage T-M

Un calcul prenant en compte les influences (mécanique et thermique en fonction du temps) est souvent difficile à réaliser (absence de solutions analytiques, temps de calcul prolongé et problème de convergence). Il existe essentiellement deux méthodes de couplage qui se distinguent par la formulation de techniques d'éléments finis utilisées pour développer les équations matricielles. Ceux-ci sont illustrés ici avec deux types de degrés de liberté $(\{x_1\}, \{x_2\})$:

- Couplage fort (également matriciel, simultané ou complet) dans lequel l'équation matricielle est de la forme :

$$\begin{pmatrix} [K_{11}] & [K_{12}] \\ [K_{21}] & [K_{22}] \end{pmatrix} \begin{bmatrix} \{x_1\} \\ \{x_2\} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \{F_1\} \\ \{F_2\} \end{bmatrix} \quad [3.11]$$

- L'effet couplé est expliqué par la présence des sous matrices hors diagonale $[K_{11}]$ et $[K_{12}]$.
- Cette méthode fournit une réponse couplée dans la solution après une seule itération.
- Parmi les exemples du couplage fort, la formulation de l'analyse piézoélectrique (équation [3.12]) :

$$\begin{pmatrix} [M] & 0 \\ 0 & 0 \end{pmatrix} \begin{bmatrix} \left\{ \frac{\partial^2 a}{\partial t^2} \right\} \\ \left\{ \frac{\partial^2 V}{\partial t^2} \right\} \end{bmatrix} + \begin{pmatrix} [C] & 0 \\ 0 & 0 \end{pmatrix} \begin{bmatrix} \left\{ \frac{\partial a}{\partial t} \right\} \\ \left\{ \frac{\partial V}{\partial t} \right\} \end{bmatrix} + \begin{pmatrix} [K] & [K_z] \\ [K_z]^T & [K_d] \end{pmatrix} \begin{bmatrix} \{a\} \\ \{V\} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \{F\} \\ \{L\} \end{bmatrix} \quad [3.12]$$

- Couplage faible dans lequel l'équation matricielle est représentée sous une forme générale :

$$\begin{pmatrix} [K_{11}]_{(\{x_1\}, \{x_2\})} & 0 \\ 0 & [K_{11}]_{(\{x_1\}, \{x_2\})} \end{pmatrix} \begin{bmatrix} \{x_1\} \\ \{x_2\} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \{F_1\}_{(\{x_1\}, \{x_2\})} \\ \{F_2\}_{(\{x_1\}, \{x_2\})} \end{bmatrix} \quad [3.13]$$

- L'effet couplé est considéré par $[K_{11}]$ et $\{F_1\}$ qui dépendent de $\{x_2\}$ et $[K_{22}]$ et $\{F_2\}$ en fonction de $\{x_1\}$.
- Au moins deux itérations sont nécessaires pour obtenir une réponse couplée.
- Parmi les exemples du couplage faible, la formulation de l'analyse thermo-structurelle (équation [3.14]) :

$$\begin{pmatrix} [M] & 0 \\ 0 & 0 \end{pmatrix} \begin{bmatrix} \left\{ \frac{\partial^2 a}{\partial t^2} \right\} \\ \left\{ \frac{\partial^2 T}{\partial t^2} \right\} \end{bmatrix} + \begin{pmatrix} [C] & 0 \\ 0 & [C_t] \end{pmatrix} \begin{bmatrix} \left\{ \frac{\partial a}{\partial t} \right\} \\ \left\{ \frac{\partial T}{\partial t} \right\} \end{bmatrix} + \begin{pmatrix} [K] & 0 \\ 0 & [K_t] \end{pmatrix} \begin{bmatrix} \{a\} \\ \{T\} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \{F\} \\ \{Q\} \end{bmatrix} \quad [3.14]$$

Chapitre III Etude numérique du comportement au fluage par une méthode d'homogénéisation

Dans notre cas, les sources de chaleur dues aux déformations mécaniques sont négligeables devant la source de chaleur externe. Le problème thermique est désormais indépendant du problème mécanique et le couplage devient faible avec l'avantage d'un calcul plus aisé.

Le VER et les conditions aux limites considérés pour l'analyse computationnelle est similaires à ceux représentés sur la Fig. 3.19. En outre, une sollicitation thermique a été appliquée dans les quatre faces de l'unité cellulaire. Le type d'élément utilisé dans ANSYS est SOLID226, qui est un élément 3D composé de 8 nœuds et permet le couplage T-M. Pour les analyses transitoires complètes, un couplage T-M faible est pris en compte. La géométrie 3D est maillée avec 800 éléments quadrilatéraux et 2731 nœuds. Une exécution typique avec ce maillage sur un ordinateur Windows Intel Core i7-6500U CPU prend environ 0,70 h.

Comme indiqué dans le chapitre précédent, seul le matériau BC est influencé par l'augmentation de la température. On s'intéresse désormais à la modélisation de l'effet de l'augmentation de la température sur le fluage de la bentonite BC dont les propriétés thermoélastiques des constituants (Tableau 3.8), sont tirées des travaux de littérature (Giraud *et al.* 2007) (Ghasemzadeh 2006) (Ahrens 1995).

Tableau 3. 8 : Propriétés thermoélastiques des constituants locales de la bentonite BC

Propriétés matérielles	Matrice argileuse	Pore	Quartz
Conductivité thermique λ (W/mk)	0,617	-	5
Dilatation thermique, α ($10^{-5}/^{\circ}\text{C}$)	2	-	2,43
Chaleur spécifique, c (J/kg $^{\circ}\text{C}$)	0,844	-	0,858
Module de Young, E (MPa)	50000	0,01	96400
Coefficient de poisson, ν	0,3	0,08	0,08

Les propriétés intrinsèques tels que la viscosité, le coefficient de dilatation thermique et la chaleur spécifique, présentent une évolution dans le temps principalement due à l'effet de la température (Eslami 2014). La difficulté résiderait bien évidemment, dans la détermination expérimentale de cette variation. Pour cela, une relation linéaire a été établie entre le paramètre C4 et la température, afin de prendre en considération les variations intrinsèques induites au cours d'un essai de fluage à température constante (Fig. 3.24). Les paramètres du comportement local de la matrice argileuse restent identiques à ceux indiqués dans le Tableau. 3.7. L'identification du coefficient C4 est conduite par la méthode des moindres carrés, basée sur la minimisation de la somme des écarts entre le résultat numérique et la courbe expérimentale. En outre, le comportement thermoélastique est décrit par la relation suivante :

$$d\varepsilon_{vT}^e = \alpha \frac{dT}{T} \quad [3.15]$$

Le coefficient de dilatation thermique (α) dépend de la contrainte appliquée (Hueckel & Baldi 1990) :

$$\frac{d\alpha}{\alpha} = c \frac{dP'}{P'} \quad [3.16]$$

Avec, (C) Paramètre qui régit la réponse thermique des sols surconsolidée et saturés soumis à un échauffement, et (P') c'est contrainte effective moyenne

Les déformations thermoélastiques totale sont calculées comme suit (Abuel-Naga *et al.* 2007) :

$$d\varepsilon_{vT}^e = \frac{k}{1+e_0} \frac{dP'}{P'} + \alpha \frac{dT}{T} \quad [3.17]$$

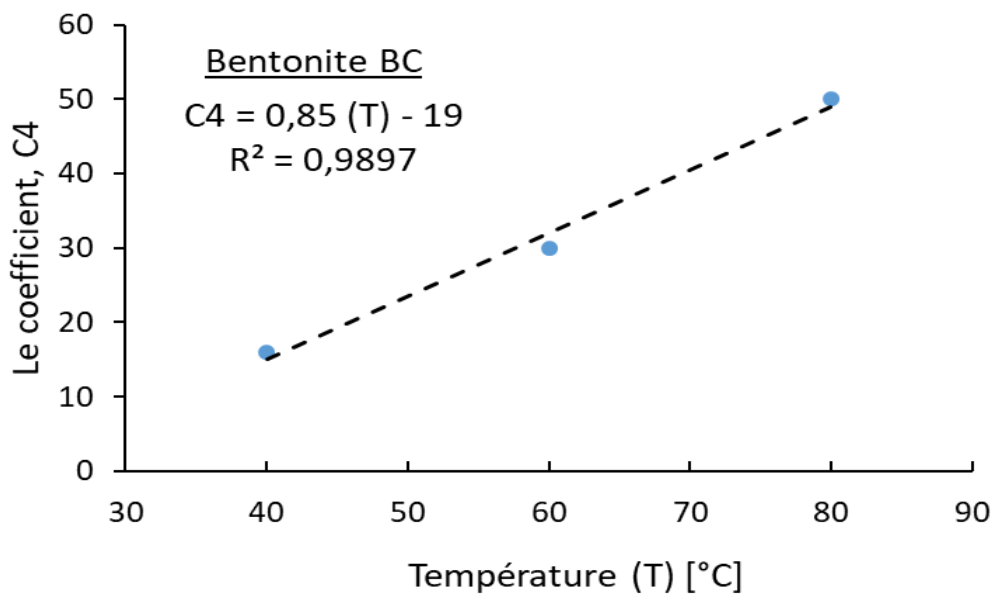


Fig. 3. 24 : Relation entre le paramètre C4 et la température

Les résultats de simulation d'essais de fluage représentés sur la Fig. 3.25 montrent que le modèle prend en considération l'influence de la température de manière satisfaisante. Ceci peut constituer une validation a posteriori de la formulation numérique du couplage thermomécanique (Fig. 3.26). Cependant, cette formulation ne peut pas décrire l'évolution de la porosité comme dans la formulation précédente, car l'indice des vides ne peut pas décroître de manière monotone avec une sollicitation assez complexe de type thermomécanique.

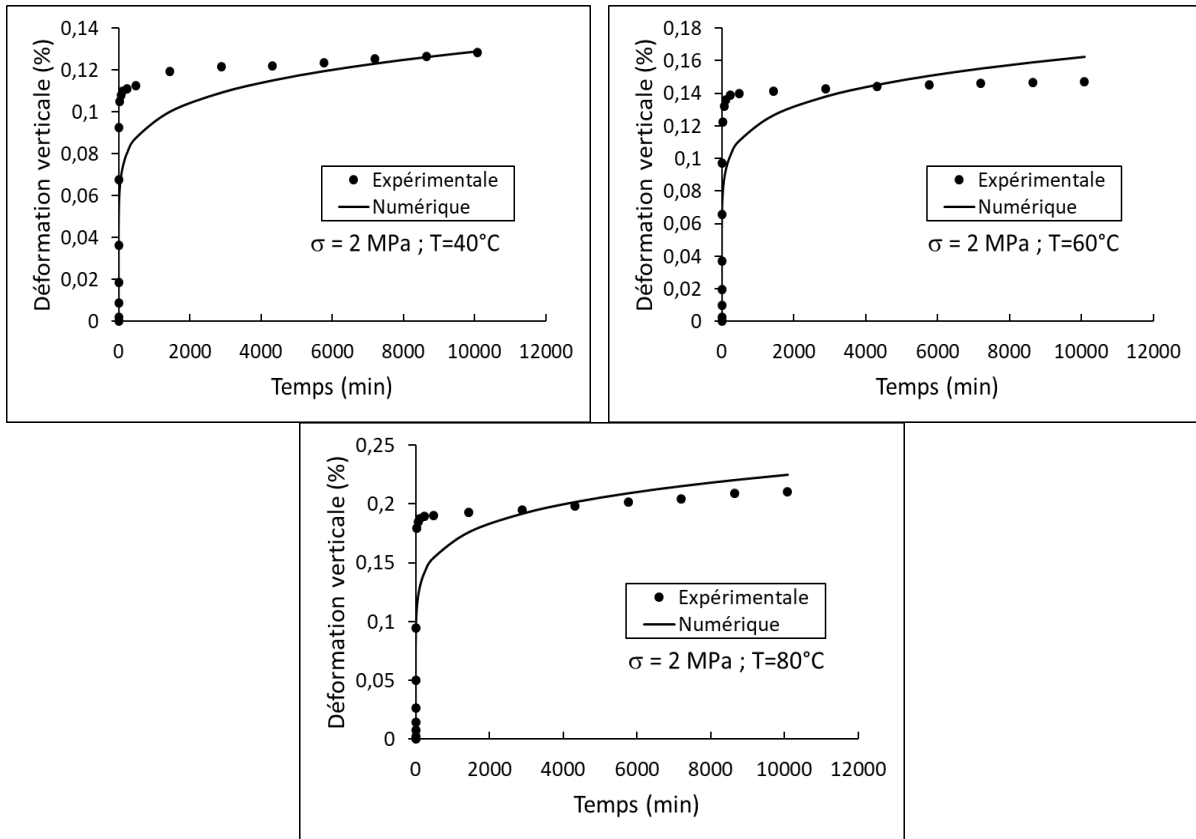


Fig. 3. 25 : Simulation d'essais de fluage de la bentonite BC avec température

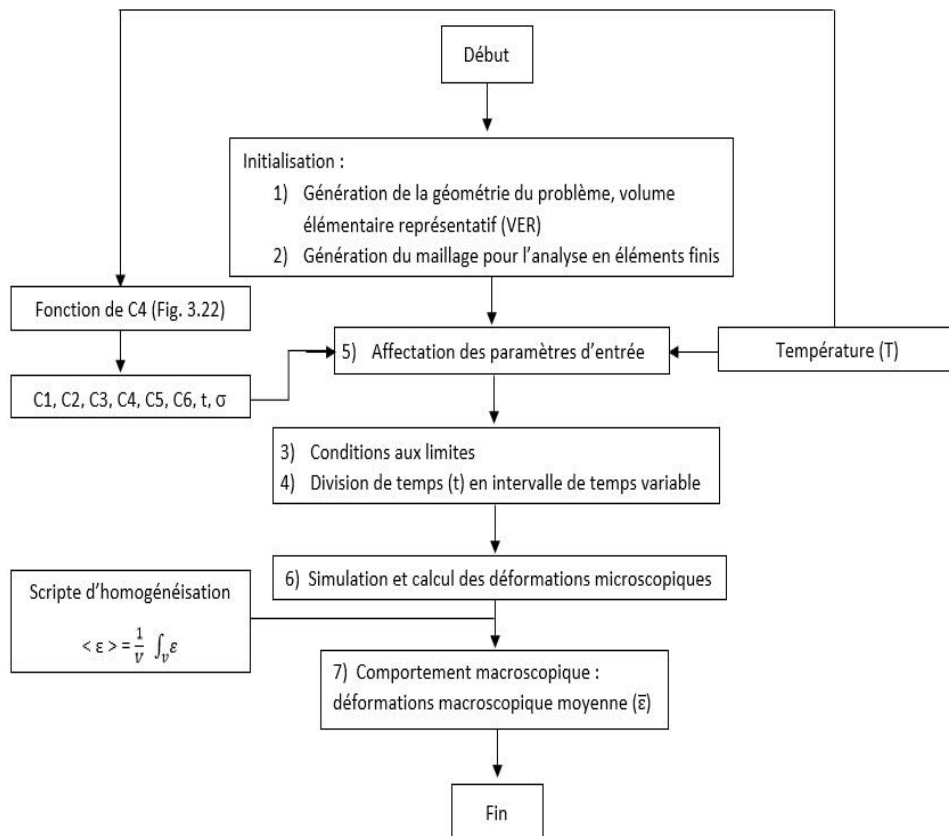


Fig. 3. 26 : Algorithme de formulation numérique avec température

3.5 Analyse numérique

3.5.1 Distributions des contraintes et déformations dans le VER

La distribution des composantes de la contrainte verticale correspondant à une cellule unitaire est montrée sur la Fig. 3.27. Le champ de contrainte est visiblement plus uniforme en comparaison avec celui des déformations (Fig. 3.28)



Fig. 3. 27 : Répartition du champ de contrainte axiale dans le VER (t=7 jours)

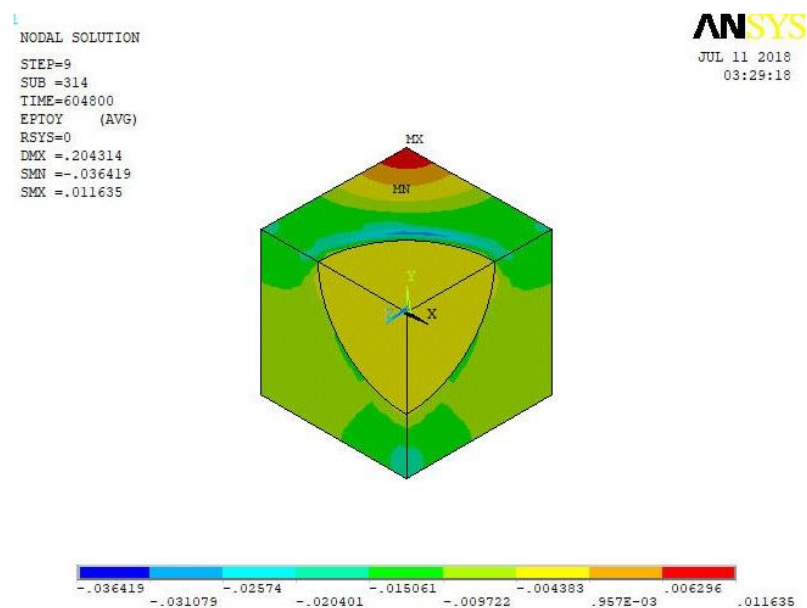


Fig. 3. 28 : Répartition de champ de fluage unidimensionnel dans le VER (t=7 jours)

La contrainte moyennée est pratiquement constante dans le temps. L'évolution de fluage moyenné suivant la direction de chargement pour différentes contraintes a été représentées précédemment sur les (Fig. 3.22) et (Fig. 3.23).

Le champ de déformation de fluage est fortement non uniforme avec des gradients de déformations élevés concentrée dans la matrice entre l'inclusion de quartz et le pore.

3.5.2 Influence de la porosité et des minéraux

Sur la Fig. 3.29, nous montrons l'évolution des déformations verticales calculées pour différentes valeurs de porosité.

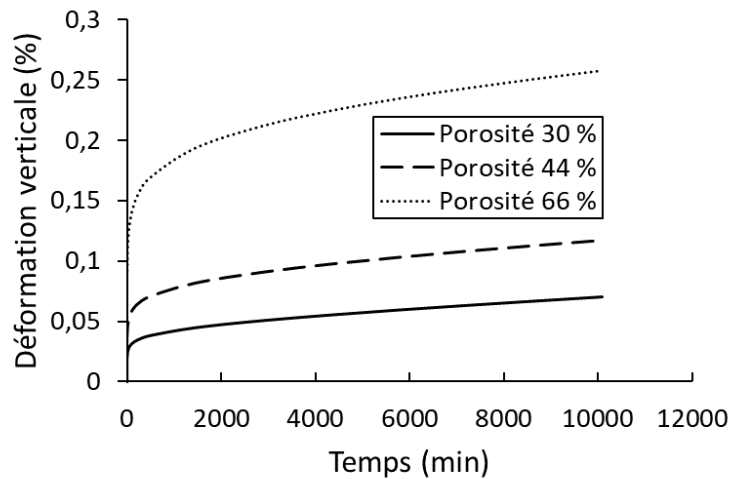


Fig. 3. 29 : Influence de la porosité sur le comportement au fluage de la bentonite

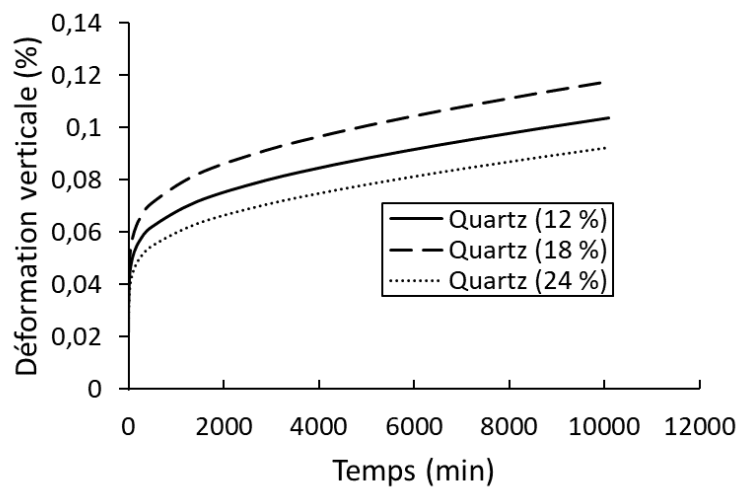


Fig. 3. 30 : Influence de la fraction volumique de quartz sur le comportement au fluage de la bentonite

On voit que l'augmentation de la fraction volumique de l'inclusion de pore augmente le taux de déformation. Par ailleurs, le fluage diminue à mesure que la fraction volumique de quartz augmente (Fig. 3.30). Le but de cette partie nous a permis d'étudier les effets de l'inclusion et des pores sur la déformation viscoplastique de la bentonite. On voit clairement que la réponse macroscopique obtenue est plus sensible à la porosité qu'à l'inclusion de quartz. Cela signifie que la porosité affecte de manière significative la compression et le fluage dans les sols.

3.6 Conclusion

Sur la base des données expérimentales et des observations microstructurales, nous avons proposé et validé un modèle qui tire parti de la procédure d'homogénéisation périodique et le cadre théorique de la méthode des éléments finis. Notre contribution est de trois volets :

- Une nouvelle formulation du comportement locale des constituants de la bentonite. En particulier après la définition du volume élémentaire représentatif et le modèle viscoplastique dédié à la matrice argileuse, nous avons proposés un algorithme qui inclut l'évolution de la porosité d'échantillon (évolution de l'indice des vides en fonction du programme de chargement).
- La formulation micromécanique a été étendue pour un couplage thermomécanique, qui permet de simuler les tests de fluage avec température. Une validation du modèle a été fournie, par une comparaison avec les résultats expérimentaux du chapitre 2.
- Nous avons également, étudié les influences de l'inclusion de quartz et de pores sur le comportement viscoplastique de la bentonite à la même échelle. On constate qu'en générale, le fluage unidimensionnel est plus sensible à la porosité que la teneur en inclusion minérale.

**CHAPITRE IV PRISE EN
COMPTE DE LA NON
SATURATION DANS LA
MODÉLISATION DU
COMPORTEMENT AU FLUAGE**

4.1 Introduction

Le développement des modèles simples facilement identifiés, et utilisés dans la modélisation des ouvrages géotechniques, prenant en compte le comportement différé des sols non saturés, est un enjeu qui suscite souvent l'intérêt des chercheurs, pour garantir la stabilité à long terme de ces ouvrages. L'objectif de ce chapitre est d'étudier le comportement au fluage des sols non saturés. Dans un premier temps, le fluage d'une argile sous le chemin triaxial a été modéliser par un modèle de fluage primaire nommé (Modified Time Hardening –MTH-). En se basant sur les résultats d'essais de la littérature, les deux paramètres du modèle C1 et C2 ont été modifiés en tenant en compte des relations en fonction de la succion et le niveau de déviateur respectivement. Dans un second temps, le travail a été étendu vers la modélisation de fluage sous le chemin œdométrique, par une approche d'homogénéisation numérique, en considérant l'hypothèse des milieux périodiques.

En se basant sur la formulation numérique de chapitre 3, et les résultats des tests du chapitre 2, le comportement de la matrice argileuse a été décrit par le modèle de fluage (Combined Time Hardening –CTH-) pour la prise en compte du comportement différé sous le chemin œdométrique. L'un des paramètres du modèle est considéré variable en fonction de l'humidité relative pour inclure l'effet de la non-saturation. La comparaison des résultats expérimentaux et numériques permettra de valider la méthode d'homogénéisation proposée pour modéliser le comportement hydromécanique de la bentonite.

4.2 Modèles de fluage d'une argile non saturée

Cette section, présente les modèles de fluage des sols argileux non saturés du glissement de terrain de la région du réservoir des Trois Gorges en Chine. les auteurs (Lai *et al.* 2010) (Lai *et al.* 2014) et (Zou, Wang, et Lai 2013) ont réussi de prendre en considération la matrice de succion comme variable supplémentaire, favorisant l'amélioration des modèles de fluage classiques.

4.2.1 Modèles améliorés par Lai et al. 2010 et 2014

Les études effectuées par (Lai *et al.* 2010) et (Lai *et al.* 2014), porte sur l'amélioration du modèle de (Singh et Mitchell 1968) et le modèle de (Mesri *et al.* 1981) respectivement.

4.2.1.1 Amélioration du modèle de Singh-Mitchell (1968)

Le modèle de (Singh et Mitchell 1968) est une équation phénoménologique à trois paramètres, utilisé pour décrire le taux de déformation axiale des sols argileux soumis à un chargement constant. L'expression du modèle est composée d'une fonction exponentielle décrivant le chargement, et une fonction de puissance tenant en compte de l'effet du temps :

$$\dot{\varepsilon} = A. \exp(\alpha. D^r) . \left(\frac{t_1}{t}\right)^m \quad [4.1]$$

Avec, $(\dot{\varepsilon})$ vitesse de déformation axial, (t) le temps écoulé depuis l'application du chargement, (t_1) le temps de référence désignant un stade précoce dans l'essai de fluage, (D^r) niveau de déviateur désignant le rapport de la contrainte déviatorique imposée (q) sur la résistance au cisaillement induisant la rupture (q_f), (A) (m) et (α) sont les paramètres de modèle.

L'intégration de l'équation [4.1], lorsque $m \neq 1$ produit une relation de type déformation-temps :

$$\varepsilon = B. \exp(\beta. D^r) . \left(\frac{t_1}{t}\right)^\lambda \quad [4.2]$$

D'où, (ε) déformation axial, $B = \frac{A.t_1}{(1-m)}$, $\beta = \alpha$, et $\lambda = 1 - m$.

Dans l'expression [4.2], la matrice de succion a été intégrée dans une nouvelle variable de niveau de déviateur (D^R) définie comme suite :

$$D^R = D^r . \left(\frac{\sigma'_3}{u_a}\right) \quad [4.3]$$

Avec, (σ'_3) pression de confinement et (u_a) pression de l'eau.

La relation entre la succion et le niveau de déviateur exprimé dans l'équation [4.3] a été justifié à travers l'analyse des résultats d'essais de fluage triaxiaux a succion contrôlée, dans lesquelles (Lai et al. 2010) soulignent une relation d'inversement proportionnelle entre la déformation de fluage et la matrice de succion.

L'équation [4.4] ci-dessous présente l'amélioration du modèle de fluage établi par (Lai et

al. 2010) :

$$\varepsilon = B. \exp(\beta_{DR} \cdot D^R) \cdot \left(\frac{t}{t_1}\right)^\lambda \quad [4.4]$$

Avec, (β_{DR}) paramètre correspondant au paramètre (β) dans le cadre la nouvelle variable définie comme (D^R) .

Malgré les prévisions raisonnables pour la simulation de fluage des sols non saturés, les différences observées pour les niveaux de déviateurs élevés suscitent les auteurs vers d'autres modèles et d'autres investigations.

4.2.1.2 Amélioration du modèle de Mesri et al. (1981)

Le modèle constitutif de (Mesri et al. 1981) est une équation empirique, composée d'une fonction hyperbolique décrivant la relation contrainte-déformation et une fonction de puissance pour la relation déformation-temps :

$$\varepsilon = \left[\frac{(\sigma_1 - \sigma_3)_f}{E_d} \right]_1 \frac{D_1}{1 - (R_f)_1 D_1} \left(\frac{t}{t_1}\right)^n \quad [4.5]$$

Avec, (ε) déformation axiale, (t) le temps écoulé depuis l'application du chargement, $(t_1=60 \text{ min})$ temps de référence, $(\sigma_1 - \sigma_3)_f$ la contrainte déviatorique maximal, (D) niveau de déviateur désignant le rapport de la contrainte déviatorique (q) sur la résistance au cisaillement induisant la rupture (q_f), (E_d) (R_f) et (n) paramètres de fluage, $[(\sigma_1 - \sigma_3)_f]_1$ et $(E_d)_1$ sont les valeurs de $(\sigma_1 - \sigma_3)_f$ et (E_d) à l'instant $t=t_1$ respectivement, $(D)_1$ et $(R_f)_1$ sont le niveau de déviateur (D) et le paramètre (R_f) au même instant.

$$R_f = a \cdot \left(\frac{s}{p_a}\right) + b \quad [4.6]$$

Avec, (P_a) pression atmosphérique (101,33 kPa) ; (a) et (b) valeurs constantes obtenue à partir des courbes linéaires illustrés sur la Fig.4.1.

L'équation [4.7] présente le nouveau modèle empirique de (Lai et al. 2014), pour les argiles non saturées. Ce dernier prend en considération l'effet de la succion sur le comportement au fluage de l'argile étudiée, il s'adapte de manière satisfaisante avec les résultats expérimentaux.

$$\varepsilon = \left[\frac{(\sigma_1 - \sigma_3)_f}{E_d} \right] \frac{D_1}{1 - [a(s/Pa) + b] D_1} \left(\frac{t}{t_1} \right)^n \quad [4.7]$$

Il convient de mentionner qu'en raison des résultats de tests limités, l'influence de la pression de confinement sur le comportement de fluage de l'argile étudiée n'a été prise en compte, ce qui est l'une des principales limites de ce modèle.

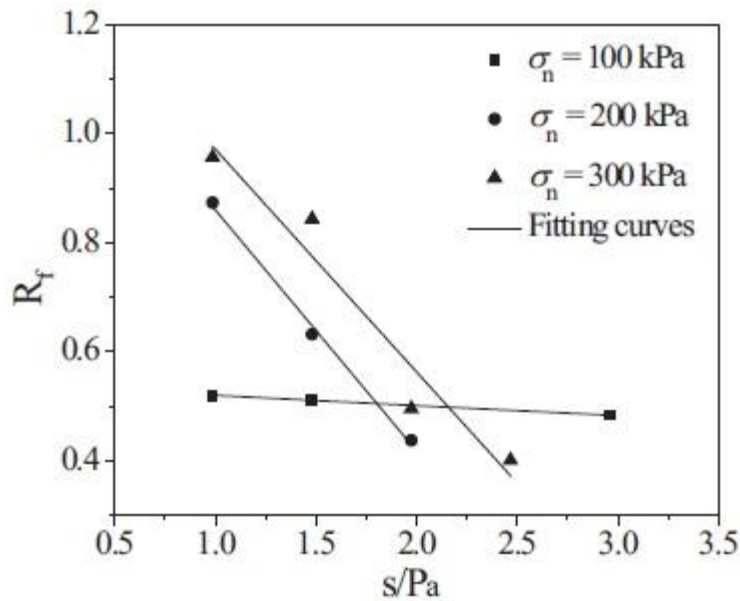


Fig. 4. 1 : Relation entre le paramètre R_f et le rapport s/Pa (Lai *et al.* 2014)

4.2.2 Modèles améliorés par Zou et al. 2013

Le modèle de fluage de Burgers, est un modèle rhéologique composé d'un corps de Maxwell relié en série avec un corps de Kelvin (Fig. 4.2).

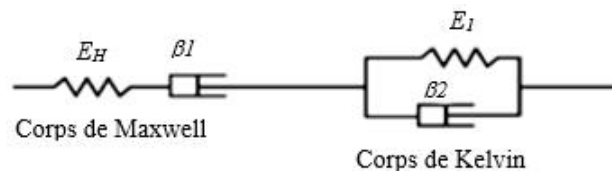


Fig. 4. 2 : Modèle de fluage de Burgers (Zou *et al.* 2013)

Le travail de (Zou *et al.* 2013) porte sur l'amélioration du modèle étendu de Burgers. Ce dernier est développé en insérant un autre corps de kelvin dans le modèle de Burgers (Fig.4.3).

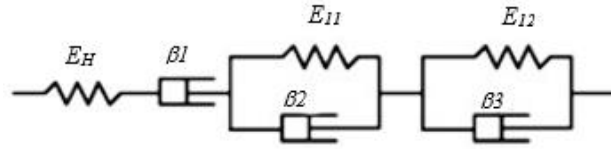


Fig. 4. 3 : Modèle de fluage « Burgers étendu » (M-2K) (Zou *et al.* 2013)

L'équation constitutive de ce modèle peut être décrite selon (Sun 1999) comme:

$$\varepsilon(t) = \sigma \cdot \left\{ \frac{1}{E_H} + \frac{1}{\beta_1} + \frac{1}{E_{11}} \left[1 - \exp\left(-\frac{E_{11}t}{\beta_2}\right) \right] + \frac{1}{E_{12}} \left[1 - \exp\left(-\frac{E_{12}t}{\beta_3}\right) \right] \right\} \quad [4.8]$$

Avec, (E_H) (E_{11}) et (E_{12}) modules élastiques du corps de Maxwell et les corps de Kelvin respectivement, (β_1) (β_2) et (β_3) présentent la viscosité du corps de Maxwell et les corps de Kelvin respectivement, (t) temps, (σ) contrainte.

A partir des hypothèses de (Yan *et al.* 2010) l'équation [4.8] été transformait à un état tridimensionnel pour prendre en compte la matrice de succion dans le modèle :

$$\varepsilon_{ij} = \frac{S'_{ij}}{3K} + \frac{S''_{ij}}{3G_H} + \frac{S''_{ij}}{3\eta_1} t + \frac{S''_{ij}}{3G_{11}} \cdot \left[1 - \exp\left(-\frac{G_{11}t}{\eta_2}\right) \right] + \frac{S''_{ij}}{3G_{12}} \left[1 - \exp\left(-\frac{G_{12}t}{\eta_3}\right) \right] \quad [4.9]$$

Avec, (s'_{ij}) tenseur de contrainte sphérique, (s''_{ij}) tenseur de contrainte déviatorique, (G_H) (G_{11}) et (G_{12}) modules de cisaillement du corps de Maxwell et les corps de Kelvin respectivement, (η_1) (η_2) et (η_3) les coefficients visqueux du corps de Maxwell et les corps de Kelvin respectivement, (K) module d'élasticité isotrope déterminé par l'équation [4.10]:

$$K = \frac{2 G_H (1+\nu)}{3(1-2\nu)} \quad [4.10]$$

Avec, (ν) coefficient de poisson.

Des relations linéaires ont été trouvées entre les paramètres de l'équation [4.9] et la succion. Le nouveau modèle de fluage obtenu est comme suit :

$$\varepsilon_{ij} = \frac{S'_{ij}}{3K'} + \frac{S''_{ij}}{3G'_H} + \frac{S''_{ij}}{3\eta'_1} t + \frac{S''_{ij}}{3G'_{11}} \left[1 - \exp\left(-\frac{G'_{11}t}{\eta'_2}\right) \right] + \frac{S''_{ij}}{3G'_{12}} \left[1 - \exp\left(-\frac{G'_{12}t}{\eta'_3}\right) \right] \quad [4.11]$$

L'équation [4.11] présente le modèle de fluage amélioré par (Zou *et al.* 2013), les nouveaux paramètres (G'_H) (G'_{11}) (G'_{12}) (η'_1) (η'_2) et (η'_3) prennent en compte la matrice de succion dans le modèle. La comparaison entre la simulation et l'expérimentation a montré l'efficacité

Chapitre IV Prise en compte de la non saturation dans la modélisation du comportement au fluage

et la capacité prédictive de ce dernier. En outre, même si le modèle prend en considération une large gamme de succion comprise entre 50 et 300 kPa, il reste limité à un seul niveau de déviateur maintenu à 0,55 contrairement aux modèles précédents (Lai *et al.* 2010) et (Lai *et al.* 2014). Cela, implique la nécessité d'autres essais de fluage à succion contrôlée et à différents niveaux de contraintes déviatorique.

4.3 Comportement au fluage des sols non saturés : proposition d'un modèle

Dans cette section, le modèle de fluage primaire « Modified Time Hardening » (MTH) est présenté. Ensuite une relation est établie entre l'un des paramètres du modèle et la succion, puis un second paramètre est induit avec le niveau de déviateur appliqué. Sur cette base, le modèle est reconsidéré pour calculer la déformation au fluage en prenant en compte la succion et le niveau du déviateur.

4.3.1 Modèles de fluage primaire « Modified Time Hardening »

Comme décrit dans la section 4.2, les modèles développés font déjà preuve d'une bonne efficacité, néanmoins leurs présences dans un code de calculs aux éléments finis n'est pas toujours évidente. Cela implique une procédure d'implémentation qui requiert des connaissances sur le langage de programmation du logiciel utilisé.

Dans ce travail, l'équation de fluage primaire du logiciel ANSYS, intitulé « Modified Time Hardening » (MTH) a été sélectionnée. Le choix de ce modèle est justifié par sa capacité et sa performance pour la représentation de fluage primaire considéré comme réponse macroscopique lors d'un essai de fluage triaxial (Plassart 2011).

L'expression générale du modèle est comme suite :

$$\varepsilon_{cr}(t) = \left(\frac{C_1}{C_3+1} \right) \cdot q^{C_2} \cdot t^{C_3+1} \quad [4.12]$$

Avec, (ε_{cr}) la déformation de fluage, (q) la contrainte déviatorique, (t) est le temps du chargement et C_i ($i=1-3$) paramètres de fluage.

4.3.2 Prise en compte de la succion

Pour l'élaboration du modèle de fluage de l'argile non saturé, une méthode alternative consiste d'abord à analyser la prédiction du modèle sur les résultats d'essais de fluage triaxiaux

Chapitre IV Prise en compte de la non saturation dans la modélisation du comportement au fluage

menée par Zou et al (Zou *et al.* 2013). Les tests ont été réalisés sous une pression de confinement σ_3 maintenu à 100 kPa, et un niveau de déviateur D^r maintenu à 0,55. Un jeu de paramètres pour chacun des essais est répertorié dans le Tableau 4.1. L'identification des paramètres est réalisée par minimisation de l'écart entre le résultat du calcul numérique et la courbe expérimentale.

Tableau 4. 1 : Paramètres du modèle en fonction de la succion

s (kPa)	q (kPa)	D^r	C1	C2	C3
50	103	0,55	$9,5.10^{-5}$	1,64	0,075
100	124	0,55	$6,8.10^{-5}$	1,64	0,075
150	141	0,55	$5,3.10^{-5}$	1,64	0,075
200	188	0,55	$3,4.10^{-5}$	1,64	0,075
250	191	0,55	$2,9.10^{-5}$	1,64	0,075

Sur la base des résultats du Tableau 4.1, l'augmentation de la succion conduit à la diminution du paramètre C1 d'où le choix d'une relation logarithmique entre C1-s/Pa (Fig. 4.4).

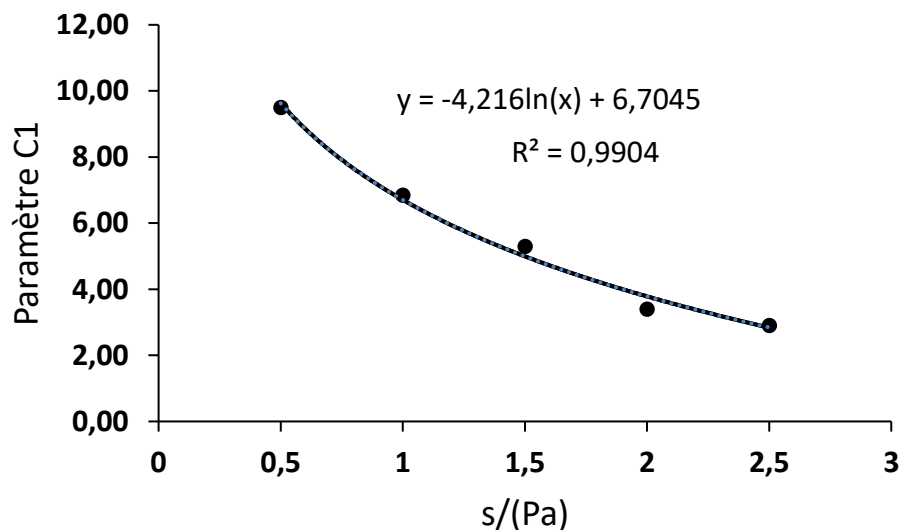


Fig. 4. 4 : Relation entre le paramètre C1 et le rapport s/Pa

Cependant, la prise en compte du niveau de déviateur (D^r) dans le modèle ne peut être négligée. Dans le Tableau 4.2, les paramètres du modèle ont été déterminés à partir des résultats d'essais menée par (Lai *et al.* 2010) sous une pression de confinement σ_3 maintenu à 100 kPa, et des niveaux du déviateur (D^r) différents. L'analyse des résultats, montre la sensibilité du

Chapitre IV Prise en compte de la non saturation dans la modélisation du comportement au fluage

paramètre C2 vis-à-vis le niveau du déviateur. Une relation de puissance a été établie entre C2- D^r (Fig. 4.5). En revanche, le paramètre C3 reste constant, il dépend du type de sol et de sa composition. Il vaut 0,075 pour les échantillons d'argile étudiée.

Tableau 4. 2 : Paramètres du modèle pour différents niveaux du déviateur

D^r	q (KPa)	s (kPa)	C1	C2	C3
0,112	39,2	250	$2,9 \cdot 10^{-5}$	1,04	0,075
0,161	54,9	200	$3,4 \cdot 10^{-5}$	1,37	0,075
0,170	62,9	300	$2,1 \cdot 10^{-5}$	1,28	0,075
0,258	90,2	250	$2,9 \cdot 10^{-5}$	1,30	0,075
0,323	109,8	200	$3,4 \cdot 10^{-5}$	1,56	0,075
0,340	125,8	300	$2,1 \cdot 10^{-5}$	1,53	0,075
0,403	141,2	250	$2,9 \cdot 10^{-5}$	1,45	0,075
0,438	149	200	$3,4 \cdot 10^{-5}$	1,63	0,075
0,510	188,7	300	$2,1 \cdot 10^{-5}$	1,77	0,075
0,546	191,2	250	$2,9 \cdot 10^{-5}$	1,58	0,075
0,553	188,2	200	$3,4 \cdot 10^{-5}$	1,67	0,075
0,669	227,4	200	$3,4 \cdot 10^{-5}$	1,76	0,075
0,680	251,6	300	$2,1 \cdot 10^{-5}$	1,90	0,075
0,784	266,6	200	$3,4 \cdot 10^{-5}$	1,80	0,075

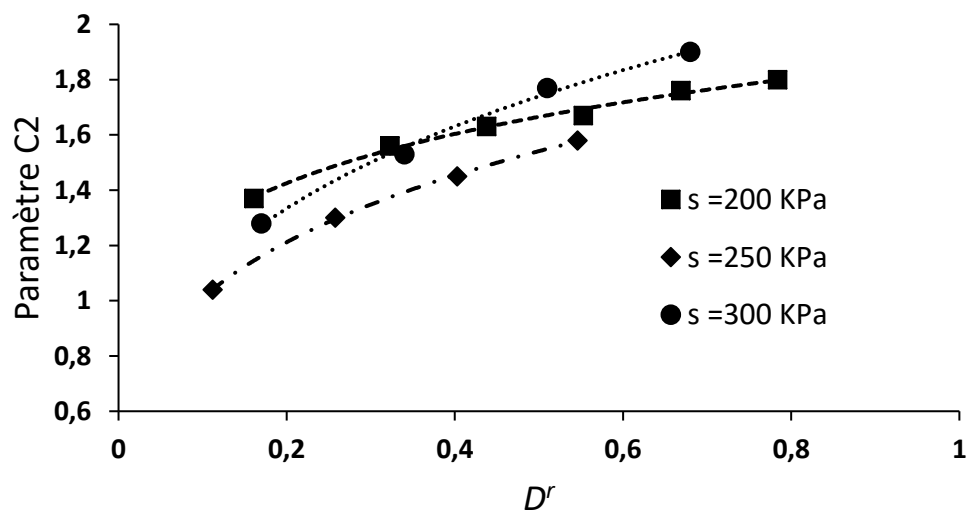


Fig. 4. 5 : Relation entre le paramètre C2 et le niveau de déviateur D^r

Chapitre IV Prise en compte de la non saturation dans la modélisation du comportement au fluage

Compte tenu de la variation du paramètre C_1 en fonction de la succion (Fig. 4.4), et la variation du paramètre C_2 en fonction du niveau de déviateur appliqué (Fig. 4.5), le modèle est reconsidéré comme suit :

$$\varepsilon_{cr}(t) = \left(\frac{C_1'}{1,075} \right) \cdot q C_2' \cdot t^{1,075} \quad [4.13]$$

Le calcul des nouveaux paramètres dans l'équation [4.13] est illustré dans le Tableau 4.3.

Tableau 4.3 : Conditions et paramètres du modèle amélioré

Conditions hydriques	Paramètres
Succion [50-250] kPa	$C_1' = -4.10^{-5} \ln(s/\text{Pa}) + 7.10^{-5}$
Succion [200] kPa	$C_2' = 1,87.D^{0,17}$
Succion [250] kPa	$C_2' = 1,84.D^{0,26}$
Succion [300] kPa	$C_2' = 2,12.D^{0,29}$

4.3.3 Validation avec les résultats d'essais expérimentaux

4.3.3.1 Cas triaxial

Le but de cette section se veut comme une évaluation du modèle avec la prise en compte des paramètres avec les relations présentées ci-dessus. A partir des conditions illustrées dans le Tableau 4.3, la matrice de succion et le niveau de déviateur ont été pris en compte pour calculer la déformation de fluage. Les résultats d'essais de fluage triaxiaux publiés dans le travail de (Lai *et al.* 2010) ont été simulés, la comparaison entre les résultats montre la capacité prédictive du modèle pour le comportement au fluage des sols non saturés (Fig. 4.6).

Le modèle est ensuite positionné vis-à-vis les modèles qui ont été présentés dans la section précédente. La comparaison illustrée dans la (Fig.4.7) montre une capacité prédictive presque identique entre les différents modèles.

Il convient de mentionner qu'en raison du manque des résultats pour d'autres valeurs de succion, le modèle est limité à prédire le fluage pour une gamme de succion comprise entre 200 et 300 kPa. Il convient également de souligner que le modèle est limité à des déformations axiales et ne peut prendre en compte la déformation latérale ou de cisaillement. Cependant, le principal avantage de ce modèle réside dans sa facilité de mise en œuvre et d'implémentation dans le code d'éléments finis ANSYS. Ceci permettra une application étendue pour la simulation

du phénomène d'instabilité des pentes sous la fluctuation du niveau d'eau cyclique, pour une période de longue durée.

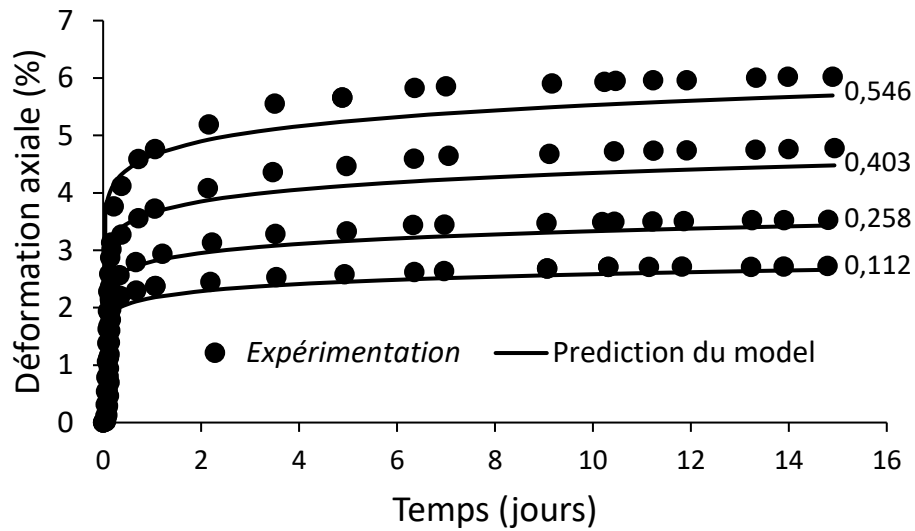


Fig. 4. 6 : Simulation d'essais de fluage triaxiaux à succion $s=250$ kPa et différents niveaux de contrainte déviatorique

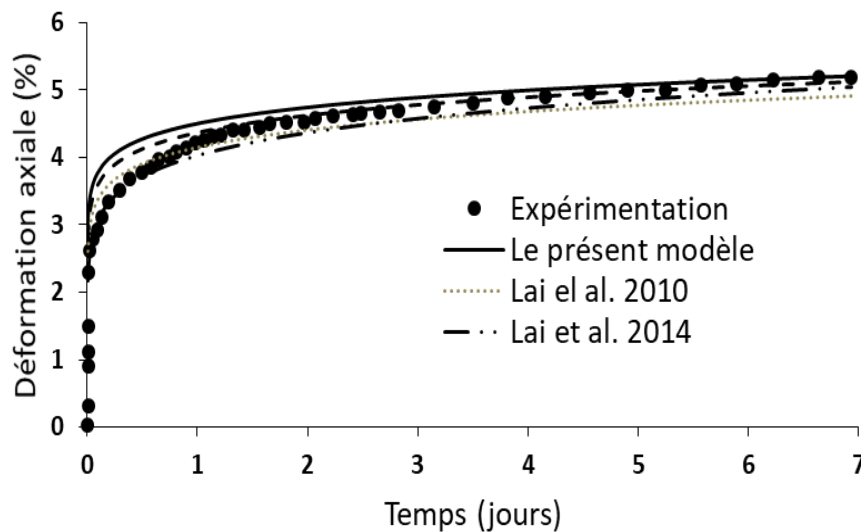


Fig. 4. 7 : Simulation d'essais de fluage triaxial à succion $s=200$ kPa et niveau de contrainte déviatorique $D^r=0,55$

4.3.3.2 Cas œdométrique

Comme démontre la section précédente, pour le cas des essais de fluage triaxial a succion imposée, le paramètre C1 du modèle a été analysé pour évaluer d'avantage sa relation avec la succion.

Chapitre IV Prise en compte de la non saturation dans la modélisation du comportement au fluage

Pour l'analyse théorique basée sur la simulation des résultats des essais œdométriques, avec le modèle de fluage développé pour la bentonite non saturée : une relation exponentielle a été établie entre l'humidité relative et le paramètre C1 du modèle, avec un coefficient de corrélation supérieure à 0,97 (Fig. 4.8). Ce modèle révisée est utilisé pour décrire la viscosité de la matrice argileuse tenant en compte l'influence de l'humidité relative. La cellule unitaire et les conditions aux limites utilisés dans le cadre théorique de la méthode des éléments finis est similaire à celle du chapitre 3. La modification apportée réside principalement dans l'importation des équations exponentielles caractérisant la relation C1-HR des matériaux BTV et BC (Fig. 4.9). L'algorithme de la formulation numérique est détaillé dans (Fig. 4.10).

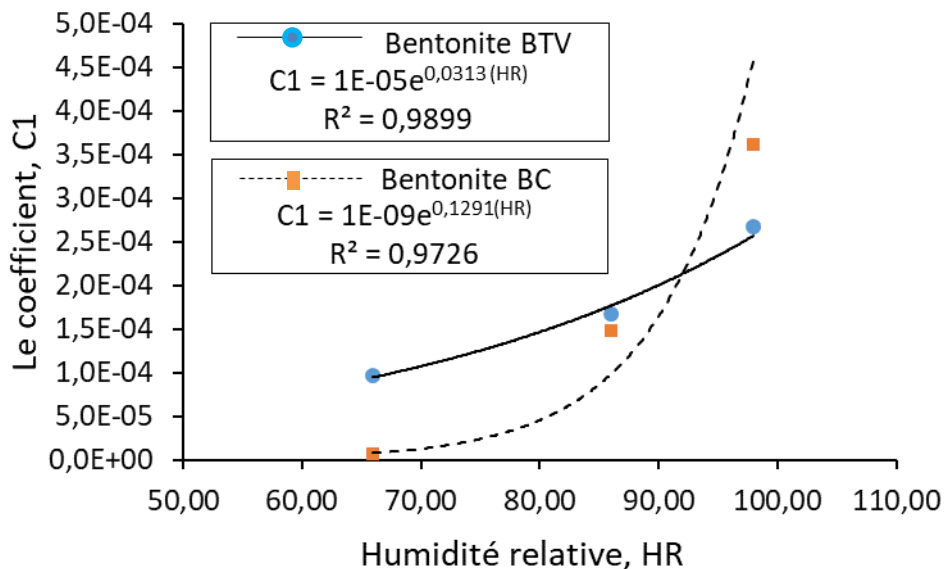


Fig. 4. 8 : Relation entre le paramètre C1 et l'humidité relative

La comparaison des données d'essais avec les résultats calculés par le modèle est effectuée pour deux valeurs d'humidité relatives (HR= 98 % et HR= 66%). Les résultats calculés (Fig. 4.11) et (Fig. 4.12) sont en bon accord avec les données d'essais de fluage œdométrique sous humidité relative. Dans l'ensemble le modèle construit dans cette partie reflète les propriétés de fluage de la bentonite de Maghnia et reproduit parfaitement l'augmentation des déformations verticales avec la variation de l'humidité relative.

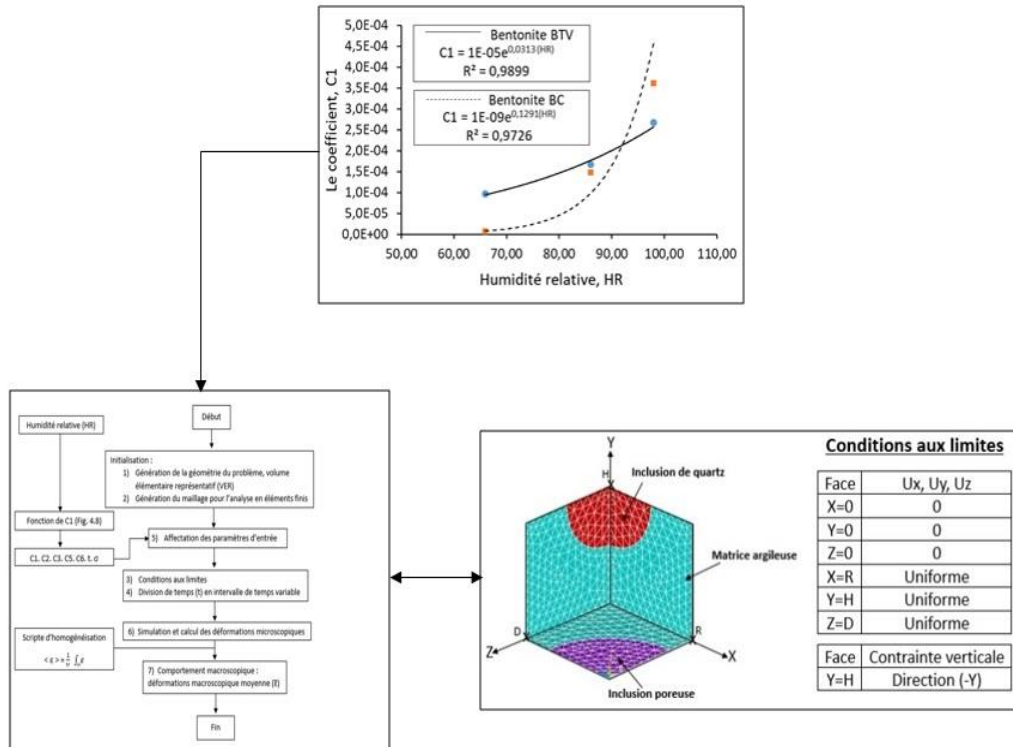


Fig. 4. 9 : Modification de formulation numérique du chapitre 3

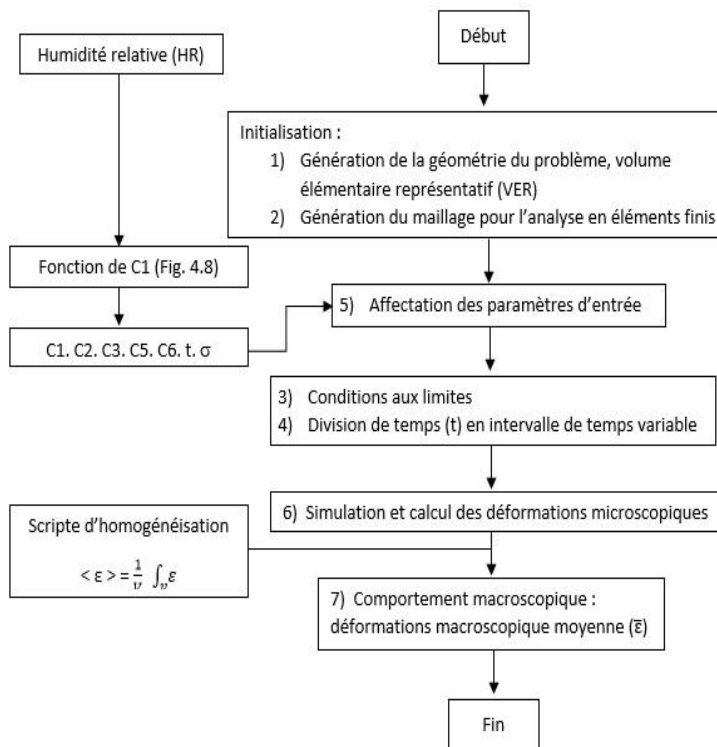


Fig. 4. 10 : Algorithme de formulation numérique avec la prise en compte de l'humidité relative

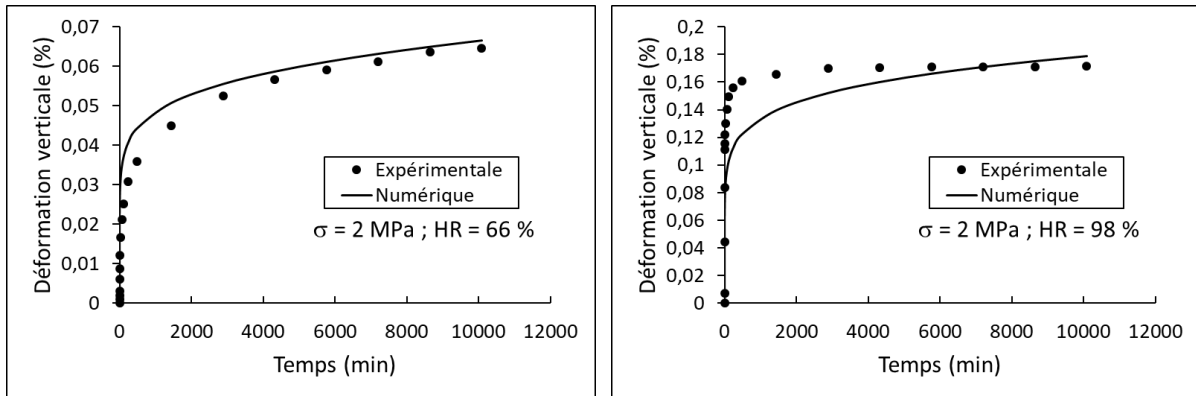


Fig. 4. 11 : Simulation d’essais de fluage à humidité relative - bentonite BTV –

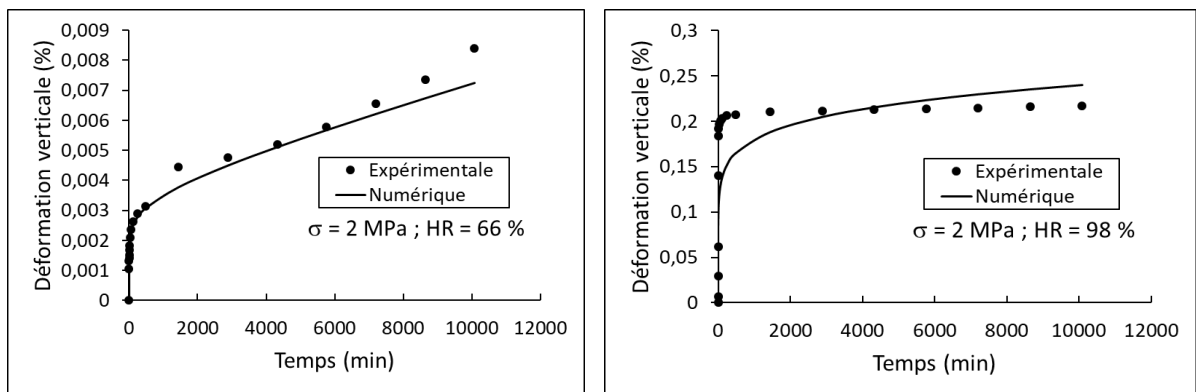


Fig. 4. 12 : Simulation d’essais de fluage à humidité relative - bentonite BC –

4.5 Courbes de fluage à différentes humidités

Le modèle présenté ci-avant est utilisé pour calculer la réponse de fluage pour différentes valeurs de HR. Le taux de fluage final est respectivement de 0,18 % et de 0,24 % pour les matériaux BTV et BC ayant une humidité relative de 98%, comme le montre la Fig. 4.13(a). Pour les échantillons présentés sur la Fig. 4.13(b) (HR= 85%), le taux de fluage final du BTV et BC est de 0,09 % et de 0,04 %, respectivement. Sur la figure 4.13(c) (HR= 59%), le taux de fluage final est de 0,04 pour le BTV et de 0,08 pour le BC. On constate que le présent modèle parvient à conditionner l’influence de l’humidité relative sur le comportement au fluage pour les deux matériaux étudiés.

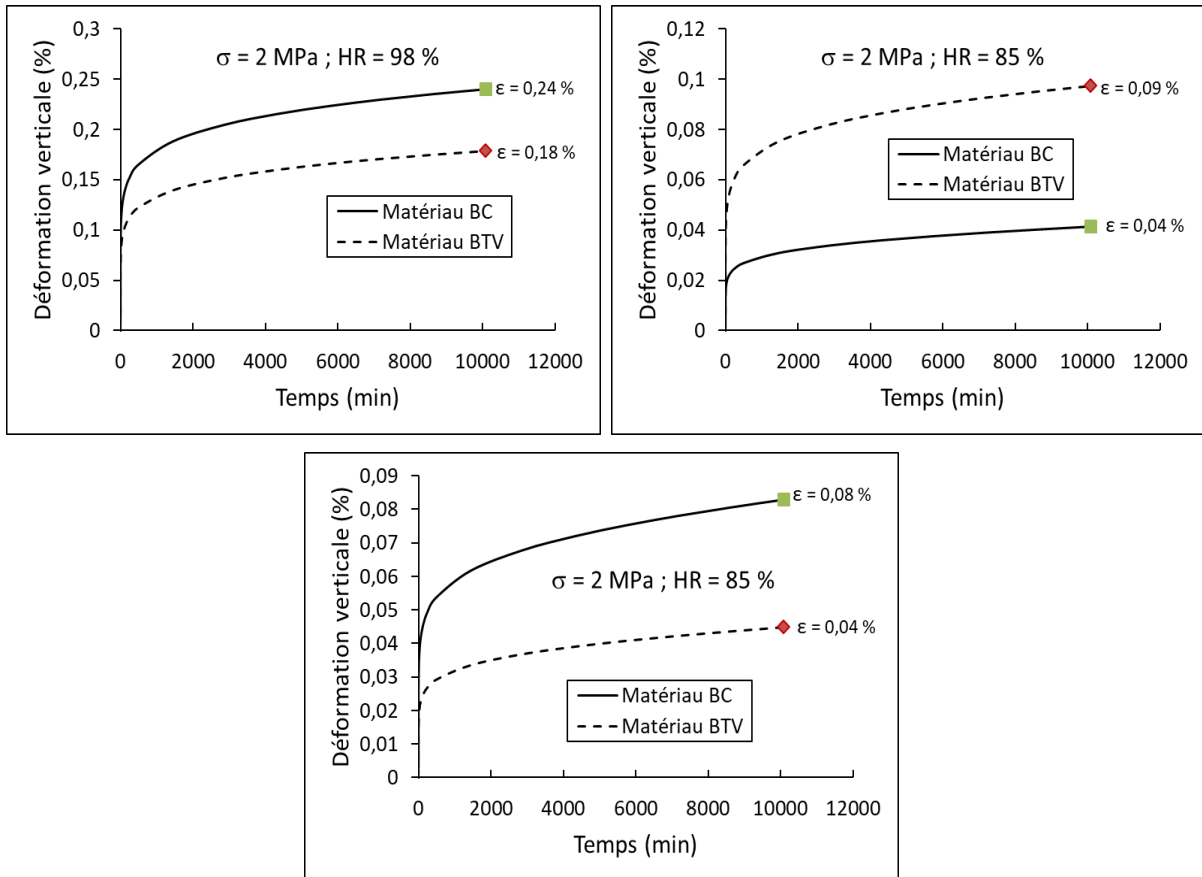


Fig. 4. 13 : Simulation d’essais de fluage à humidité relative - bentonite BC –

4.6 Conclusion

Un aperçu général sur les modèles de fluage des sols non saturés a été présenté, avant d’étudier deux équations de comportement, largement répandu dans l’analyse de fluage au moyen de logiciel ANSYS.

En s’appuyant sur les résultats de littérature d’une série d’essais triaxiales à succion imposée, une équation de fluage pour les sols non saturés issu de l’adaptation de la loi « Modified Time Hardening –MTH- » a été proposée. Vu la pertinence de l’équation vis-à-vis le fluage primaire sous le chemin triaxial, le modèle « MTH » a été reformulé en terme de deux variables liées à la matrice de succion et le niveau de déviateur appliqué. La validation du modèle proposé pour l’argile non saturé de la région du réservoir des trois gorges en Chine, a mis en évidence la relation entre le paramètre $C1$ et l’état hydrique dans le sol.

Dans la deuxième partie du chapitre, la relation trouvée en terme de variable étroitement liée à la succion conduit à modifier l’équation utilisée pour la description du comportement locale de la matrice argileuse « Combined Time Hardening –CTH- », afin de modéliser l’effet

Chapitre IV Prise en compte de la non saturation dans la modélisation du comportement au fluage

de l'humidité relative sur le fluage unidimensionnel de la bentonite. L'analyse des données expérimentales du chapitre 2, permet la formulation d'une nouvelle variable qui lie le paramètre C1 avec l'humidité relative.

La simulation numérique montre que le modèle reformulé donne des résultats assez satisfaisants. Ce dernier est en effet une modification du modèle présenté antérieurement dans le chapitre 3.

**CHAPITRE V MODÉLISATION
DU COMPORTEMENT AU
FLUAGE D'UNE ROCHE
ARGILEUSE HÉTÉROGÈNE**

5.1 Introduction

Ce chapitre est consacré à la modélisation du comportement au fluage de la roche argileuse et à une comparaison avec les résultats expérimentaux et numériques de la littérature. La modélisation de fluage proposée est basée sur la méthode d'homogénéisation utilisée dans les chapitres précédents avec une microstructure de matériau (matrice-inclusions) c.-à-d. un modèle micromécanique dédié au fluage proprement dit. La viscosité non linéaire de la matrice argileuse est décrite par la loi de comportement «Modified Time Hardening», tandis que l'élasticité linéaire classique traduit le comportement des inclusions de calcite et de quartz. La méthodologie de modélisation, le modèle micromécanique et la méthode d'identification des paramètres ont été validés en utilisant un large éventail de résultats expérimentaux publiés dans la littérature. Un accord satisfaisant entre la simulation et les résultats expérimentaux est obtenu, en se basant sur la composition minéralogique de l'argilite du Callovo-Oxfordien. Il a été constaté que de meilleurs accords pouvaient être obtenus lorsque la modélisation multi-échelle est effectuée sur un échantillon avec une composition minéralogique donnée et une fraction volumique beaucoup plus précise. Les résultats montrent comment la méthode d'homogénéisation numérique est capable de calculer efficacement la déformation de fluage macroscopique de la roche.

5.2 Revue de littérature sur le fluage de l'argilite Callovo-Oxfordian

La roche argileuse nommée l'argilite Callovo-Oxfordian, est considéré comme un géomatériau principalement utilisée pour le stockage des déchets radioactifs grâce à ses qualités hydriques (de faible perméabilité (environ 10^{-20} m²)) et mécaniques (sa forte résistance au cisaillement (Belmokhtar *et al.* 2017)). De nombreux programmes de recherche étaient dédiés à la compréhension du comportement de cette roche. Parmi lesquels figurent les études expérimentales comme celles de (Fabre & Pellet 2006) qui ont analysés le comportement différé de la roche en fonction de la proportion de particules d'argiles. (Zhang & Rothfuchs 2004) ont étudiés l'influence de l'anisotropie et l'effet d'échelle sur le comportement à long terme, et (Gasc-Barbier *et al.* 2004) à travers le programme d'essais axé sur le comportement différé dans des conditions de chargement et de température différentes . D'autres auteurs se sont intéressés à d'autres types de roches comme (Yang *et al.* 1999) et (Chen *et al.* 2014).

La modélisation du comportement à long terme est le plus souvent basée sur des approches macroscopiques, soit par des modèles rhéologiques (Gálos 1988) (Tomanovic 2009), ou des modèles constitutives (Shao *et al.* 2003) (Ma *et al.* 2015) et (Gens *et al.* 2017). La croissance des fissures et de l'endommagement de la roche pendant le processus visqueux ont été modélisées par (Li & Shao 2016) et (Wang *et al.* 2016). En effet, les modélisations du comportement différé des géomatériaux sont très souvent des variantes de la théorie de Perzyna (Perzyna 1966) qui a servi de base au développement du modèle Laigle & Kleine (*L&K*). A l'aide de ce dernier, (Plassart *et al.* 2013) ont réussi de simuler l'essai de fluage triaxial sur deux paliers de contrainte successifs. Cependant, ces modèles ne peuvent prendre en compte l'hétérogénéité et l'effet de la composition minéralogique qui, d'après (Hu *et al.* 2014), agissent de manière significative sur les propriétés mécaniques de la roche. Le fluage est causé par de nombreux et complexes mécanismes qui ne sont pas encore complètement compris (Nakov *et al.* 2018).

(Ghasempour *et al.* 2017) souligne l'importance de la modélisation micromécanique pour considérer la roche de façon plus réaliste d'où la modélisation micro-macro a été utilisée afin de considérer les propriétés intrinsèques, tels que la porosité (Shen *et al.* 2012), la composition minéralogique (Guéry *et al.* 2010) ou les microfissures (Lu *et al.* 2014). (Guéry *et al.* 2008) ont proposés une méthode d'homogénéisation incrémentale modifiée, dans laquelle le comportement elasto-viscoplastique de la matrice argileuse est de type Perzyna avec un critère de plasticité de Drucker Prager. Ce modèle a été ensuite étendu par les mêmes auteurs (Guéry *et al.* 2009) afin de prédire les réponses macroscopiques en liaison avec leurs compositions minéralogiques. Récemment, d'autres contributions continuent à enrichir la modélisation micromécanique du comportement dépendant du temps, comme (Huang *et al.* 2014) par la prise en compte des effets de porosité et d'inclusions minérales, et (Bikong *et al.* 2015) qui ont produit un nouveau modèle dont la déformation de fluage est supposée être induite par la propagation des microfissures à l'intérieur d'une matrice argileuse anisotrope. On cite également, (Huang *et al.* 2015) qui ont pu considérer les propriétés spécifiques des géomatériaux comme la transition de la compressibilité à la dilatance et l'influence de la pression de confinement.

L'objectif du présent chapitre vise d'étendre l'applicabilité de la méthodologie exposée dans les chapitres précédents, dans le cadre d'une modélisation micro-macro du comportement au fluage de la roche argileuse du Callovo-Oxfordian. Comme dans le travail de (Belayachi *et al.* 2012), l'argilite est traité comme un matériaux composite (matrice-inclusions) en utilisant une approche numérique basée sur l'analyse en éléments finis. Une représentation de la

microstructure à l'échelle mésoscopique avec des conditions aux limites périodique, et des conditions de symétrie sont utilisées pour assurer d'une part, la compatibilité des déformations en fluage, et limiter d'autre part le Volume Élémentaire Représentative (VER) au $1/8$. La différence essentielle entre ce travail et les travaux précédents (Guéry *et al.* 2009) (Huang *et al.* 2014) (Huang *et al.* 2015) (Bikong *et al.* 2015) (Guéry *et al.* 2008), est que la modélisation actuelle décrit l'évolution du comportement local dans la matrice argileuse par un modèle de fluage primaire, en se basant sur une méthode d'élément finis, permettant une modélisation plus simple. La méthode d'homogénéisation numérique et les équations constitutives pour le modèle micromécanique sont présentées dans les sections suivantes. Les résultats numériques obtenus sont comparés à ceux d'autres auteurs pour montrer l'exactitude de la simulation présentée dans ce chapitre.

5.3 Procédure de modélisation par homogénéisation numérique

5.3.1 Description du matériau, représentation du VER et conditions aux limites

Le matériau tiré du travail (Guéry *et al.* 2008) est étudié, il s'agit d'une roche sédimentaire connue sous le nom de l'argilite du Callovo-Oxfordian qui a une structure composite organisée sous forme de grains de quartz, calcite et des pores distribués individuellement dans une matrice argileuse (Yven & Sammartino 2007) (Chiarelli *et al.* 2003).

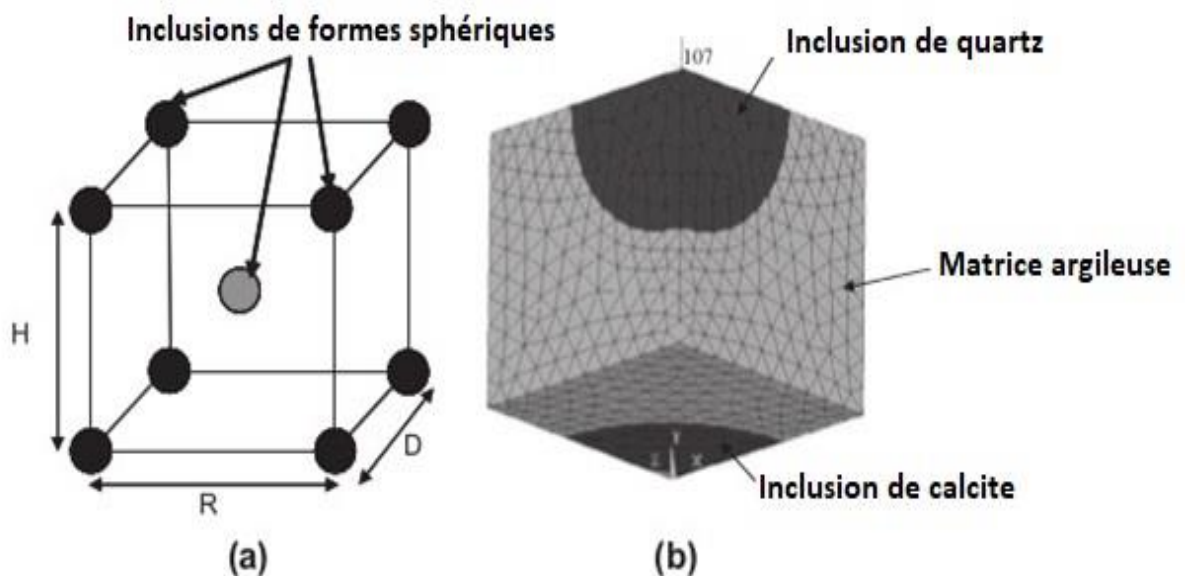


Fig. 5. 1 : Géométrie du VER et conditions aux limites de l'argilite Callovo-Oxfordian (Belayachi *et al.* 2012)

La procédure d'homogénéisation consiste alors à décrire un (VER) à partir des observations microstructurales. La géométrie du VER et les conditions aux limites appropriés sont guidés par l'étude et les simulations effectués par (Belayachi *et al.* 2012). Il s'agit donc d'une représentation 3D d'une cellule cubique périodique, avec des inclusions sphériques, composée de quartz et de calcite et réduites à 1/8 en raison de l'hypothèse de la symétrie (Fig. 5.1).

Le pourcentage des constituants des trois phases est dicté par la variation trouvée en fonction de la profondeur dans la formation du Callovo-Oxfordien (Fig. 5.2). Une proportion moyenne calculée à partir de plusieurs carottes comme le montre le tableau 5.1 à partir de la littérature sera utilisée dans la modélisation.

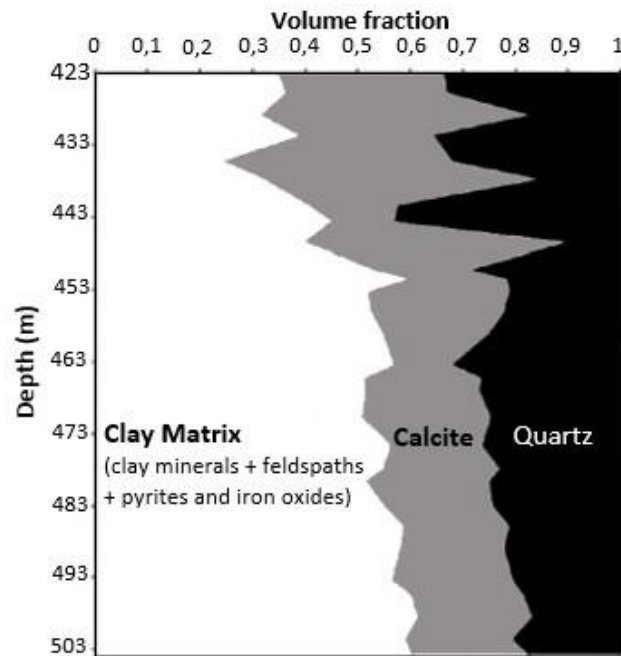


Fig. 5. 2 : Variation des fractions volumiques de la matrice argileuse, de quartz et de calcite en fonction de la profondeur (forage EST-205) (Guéry *et al.* 2008)

Tableau 5. 1 : Compositions minéralogiques (Zhang 2012)

Profondeur (m)	Quartz ($\pm 10\%$)	Calcite ($\pm 5\%$)	Argile ($\pm 5\%$)
490	23	20	57
503	25	27	48
522	26	28	46
Moyenne	25	25	50

La modélisation est menée par le code d'élément finis ANSYS. Le maillage utilisé est constitué par des éléments tétraédriques SOLID187 (TET10, 10 Nœuds, 4 points d'intégration). Il permet de ne pas alourdir le calcul tout en gardant une bonne précision au niveau des résultats.

Ce choix est justifié après une étude de sensibilité des résultats au type d'éléments finis et à la densité de maillage comme le montre la Fig. 5.3.

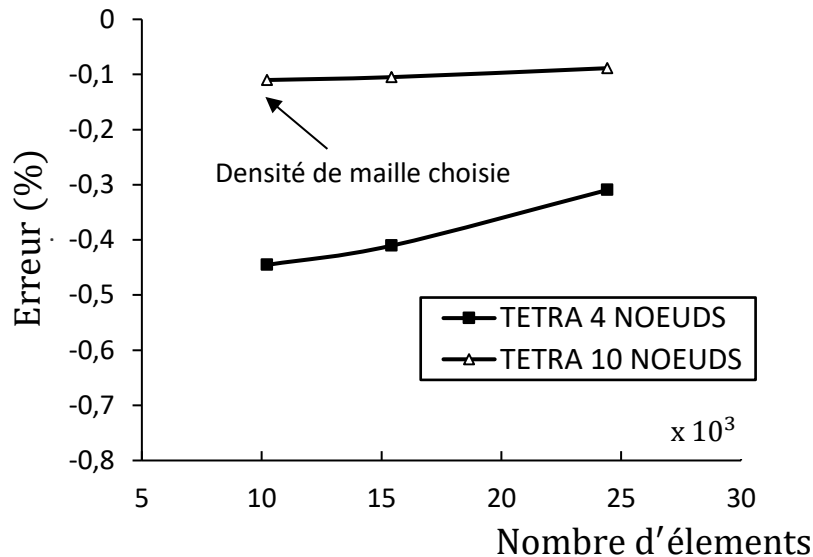


Fig. 5.3 : Influence de type d'élément sur la sensibilité des résultats

5.3.2 Comportement local des constituants

Les inclusions de calcite et de quartz sont modélisées avec la théorie d'élasticité linéaire classique, tandis que la matrice est décrite par un modèle non linéaire. Le choix du modèle de comportement le mieux adapté pour la matrice argileuse dépend donc de la réponse macroscopique observée lors des essais de fluage triaxial (Fig. 5.4). De manière générale, la réponse type est composée de trois phases distinctes.

Une première phase au cours duquel la déformation différée est relativement rapide mais qui va en s'atténuant, cette étape est appelée le fluage primaire. La seconde étape c'est le fluage secondaire, montrant une évolution constante de la déformation dans le temps, elle est relativement uniforme et dure plus longtemps. Après ce deuxième stade, la troisième phase de fluage se manifeste avec une accélération de la déformation jusqu'à la rupture du matériau. Cette étape est appelée le fluage tertiaire (Kodur & Dwaikat 2010) (Pellet 2015).

Les courbes expérimentales utilisées ici sont issues des travaux de (Do 2008) (Plassart 2011) présentent la première phase de fluage. La loi de comportement choisie est celle dite « MTH ». Elle décrit le fluage primaire lié à la viscosité de la matrice argileuse. Ce modèle est largement utilisé pour les matériaux polycristallin, et a montré son efficacité à reproduire la réponse

macroscopique expérimentale dans plusieurs études (Brot *et al.* 2008) (Soare *et al.* 2004) (Villanueva *et al.* 2012).

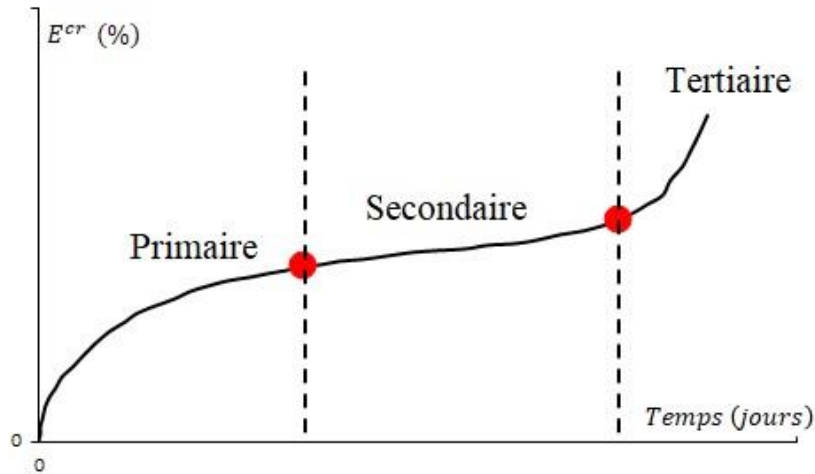


Fig. 5. 4 : Schéma de principe de la réponse de déformation en fluage au cours du temps sous un chargement constant

Comme pour la plupart des modèles pertinents pour les métaux et polymères, nous tentons d'utiliser ce modèle pour décrire le comportement de la matrice argileuse. On considère que le matériau est isotrope, et la méthode de solution de base utilisée est celle de Newton-Raphson.

Le modèle s'écrit sous forme de l'équation suivante :

$$\varepsilon(t) = \frac{C_1}{C_3+1} \sigma^{C_2} t^{C_3+1} e^{-\frac{C_4}{T}} \tag{5.1}$$

Avec :

$\varepsilon :$	Déformation microscopique de fluage	$t :$	Temps
$C_i (i=1-4) :$	Coefficient de fluage dépendant du matériau	$e :$	Logarithme népérien
$\sigma :$	Contrainte équivalente de Von Mises (σ^{eq})	$T :$	Température

la contrainte équivalente (σ) appelé également contrainte de Von Mises, est une valeur calculée à partir des contraintes principales. Cela revient à simplifier les contraintes de chacune des directions a une seule direction uniaxiale.

$$\sigma = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2} \tag{5.2}$$

Dans un essai de fluage triaxial $\sigma_2 = \sigma_3$ d'où la contrainte équivalente sera égale au

déviateur des contraintes :

$$\sigma = q = (\sigma_1 - \sigma_3) \quad [5.3]$$

Puisque l'influence de la variation de la température est négligée, le coefficient C4 est considéré comme nul et l'équation [5.1] de fluage serait exprimée comme suit :

$$\varepsilon(t) = \frac{C1}{C3+1} q^{C2} t^{C3+1} \quad [5.4]$$

La loi de fluage décrite par l'équation [5.4] est dépendante du chargement déviatorique et du temps. Ce modèle reste limité à la description du comportement pour un état de contrainte donnée sous des conditions de charge simple de type monopalier. En revanche, la prédiction des déformations induites par un chargement de type multipalier nécessite d'autres variables à introduire. Etant donné que le premier palier de chargement engendre une modification de la microstructure, la déformation inélastique est une indication appropriée de l'état microstructural des échantillons (Brantut *et al.* 2014). Elle est donc considérée comme une variable contenant toute l'histoire du matériau.

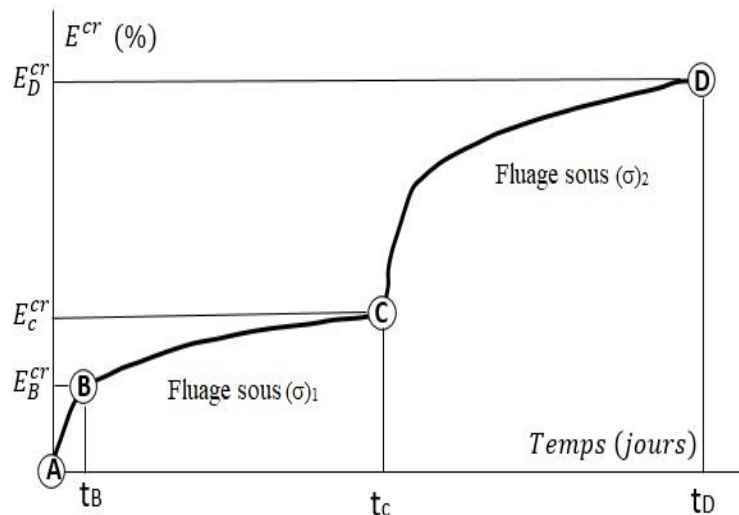


Fig. 5.5 : Evolution de la déformation inélastique de la roche dans un essai de fluage triaxial à deux paliers de déviateur

Dans la Fig. 5.5, la loi de fluage MTH est performante dans la description du comportement jusqu'à la fin du premier chargement $(\sigma)_1$, ou l'état initial de la roche était bien défini au point « A ». Cependant, l'évolution des déformations à partir du deuxième palier de chargement devient dépendante de la déformation inélastique enregistrée au point « C ». La réponse

macroscopique à partir de ce second déviateur $(\sigma)_2$ est déterminée par E^{cr} correspondant à l'instant t_c .

Ce principe est retenu dans le présent travail, inspiré de (Wang *et al.* 2015) et (Wang 2010) ou la dépendance à la déformation inélastique semble efficace pour des cas de chargements de type multipalier. La prise en compte de ce paramètre dans le modèle est générée lors de l'étape d'homogénéisation.

5.3.3 Homogénéisation

Dans cette étape d'homogénéisation la déformation de fluage macroscopique (E^{cr}) égale à la moyenne des déformations de fluage locales (ε^{cr}):

$$E \cong E^{cr} \cong \langle \varepsilon^{cr} \rangle \quad [5.5]$$

L'algorithme numérique décrit dans la Fig. 5.7 est utilisé pour la prise en considération du type de chargement imposée. Pour un chargement de type monopaler, les déformations de fluage macroscopique au long de l'intervalle du temps $0 < t_n \leq t_n^f$, sont définies par (E_n^{cr}). Pour un chargement de type multipalier, les déformations macroscopique durant l'intervalle $t_n^f < t_{n+1} \leq t_{n+1}^f$ sont définie par (E_{n+1}^{cr}).

La procédure repose sur une démarche incrémentale dont l'algorithme numérique est illustré sur la Fig. 5.6. L'homogénéisation numérique du problème est menée par la détermination des composantes du tenseur des déformations macroscopiques à partir de la moyenne des composantes des déformations de fluage microscopique, selon le théorème de Hill :

$$\langle \varepsilon^{cr} \rangle = \frac{1}{V} \int_V \varepsilon^{cr} \quad [5.6]$$

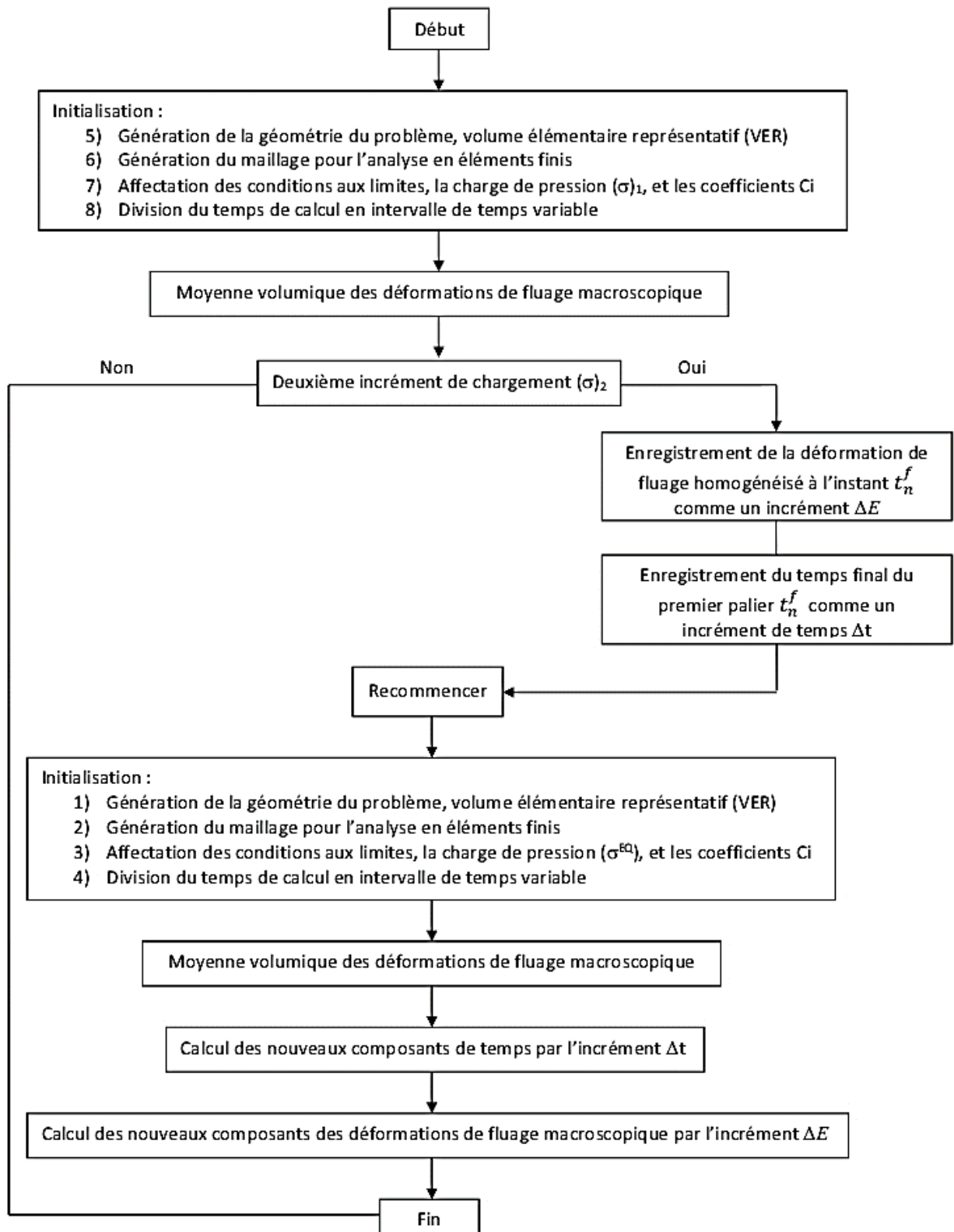


Fig. 5. 6 : Algorithme de modélisation numérique

5.4 Résultats et discussions

5.4.1 Validation de la modélisation avec les résultats expérimentaux

La méthode d'homogénéisation numérique utilisée, et sa capacité à reproduire le comportement au fluage de l'argilite est évalué. Les paramètres du comportement local de la matrice argileuse sont identifiés par une analyse inverse de l'essai de fluage triaxial EST 5698-5 (Do 2008), jusqu'à ce que la différence entre le résultat numérique et la courbe expérimentale soit minimal "Tableau 5.2". Les propriétés élastiques sont reprises comme dans le travail de (Giraud *et al.* 2007).

Tableau 5. 2 : Paramètres mécaniques matrice-inclusions

Propriétés mécaniques		Matrice argileuse	Calcite	Quartz
Paramètres élastiques	E (MPa)	7600	84000	96400
	ν	0,1	0,3	0,08
Paramètres du modèle	C1	$1,7 \cdot 10^{-6}$		
	C2	1,7		
	C3	-0,625		

Les résultats issues des simulations numériques sont comparés aux tests de fluage triaxial de l'argilite Callovo-Oxfordian dont la pression de confinement était de 12 MPa (Do 2008). La Fig. 5.7 montre la validation de la méthode d'homogénéisation numérique en tenant compte des compositions minéralogiques réelles en fonction de leurs profondeurs de prélèvement. On peut voir qu'il y a généralement un bon accord entre les données expérimentales et les prédictions du modèle Fig. 5.7. Les résultats indiquent que la déformation axiale augmente selon le temps écoulé. Cependant, le processus de rupture dû à l'accélération de fluage n'est pas pris en compte, car seules les déformations primaires de fluage sont considérées. En outre, le changement du taux de fluage dus à la variation de la composition minéralogique est observé (voir Fig. 5.7 (a) (c) et (d)). Le principal avantage du modèle présenté est la simulation du comportement au fluage, basée uniquement sur la variation de la composition minéralogique sans modification des paramètres d'entrée dans l'algorithme de calcul. L'effet de variation de la contrainte équivalente sur le taux de déformation de fluage est également reproduit sur la Fig. 5.7 (b).

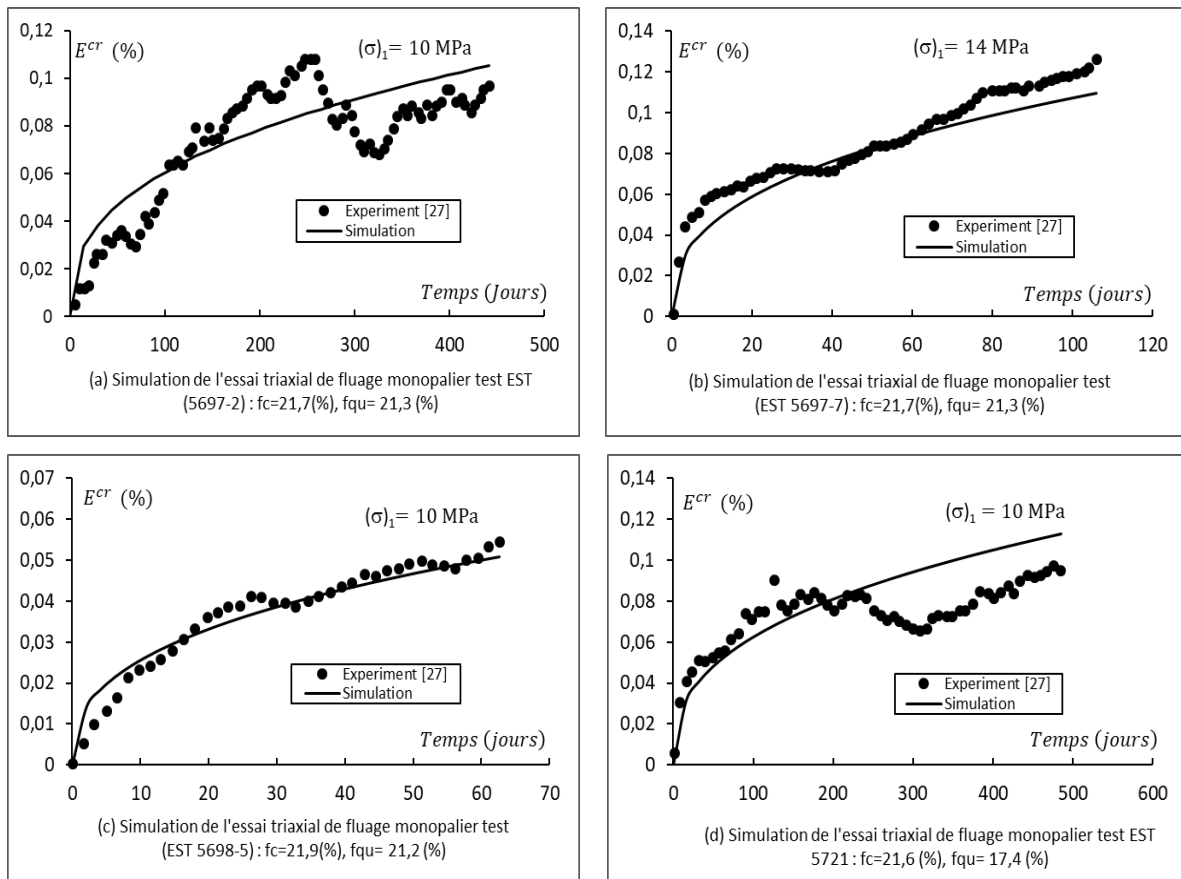


Fig. 5.7 : Essais triaxial de fluage monopulier : comparaison entre l'expérimentation et la simulation

En ce qui concerne la modélisation des tests de fluage multipulier, la composition minéralogique appropriée du VER n'est pas prise en compte, car les données de test manquent d'informations sur la profondeur d'échantillonnage. Face à la méconnaissance des données diagraphiques des échantillons, on choisit une fraction volumique constante de quartz et de calcite qui est égale à la moyenne de leurs fractions volumiques sur toute la profondeur, soit celle du Tableau 5.1.

Le résultat de comparaison sur la Fig. 5.8 montre un accord satisfaisant avec des différences inférieures à 5 %. Ces différences peuvent être justifiées par le fait que les paramètres d'entrée du modèle utilisés, concerne une éprouvette de composition minéralogique différente de celle-ci. Dans ce cas, des résultats plus précis pourraient être obtenus si la fraction volumique des constituants était connue. Ces résultats admettent les propriétés mécaniques dépendent de la composition minéralogique (Armand *et al.* 2017). Cependant, d'autres tests de fluage à chargements multipulier doivent être effectués pour étudier et améliorer d'avantage l'algorithme numérique qu'on a proposé.

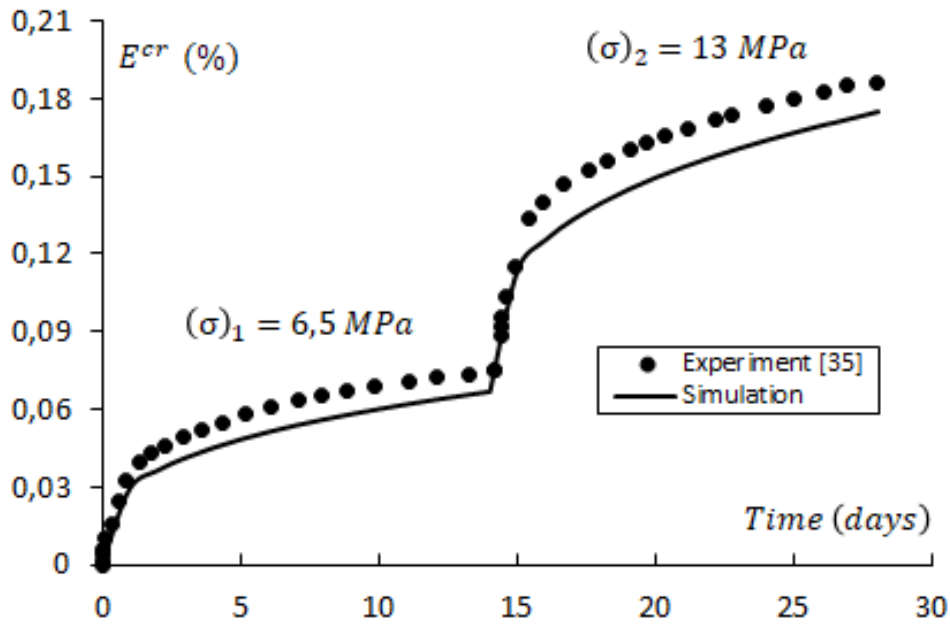


Fig. 5. 8 : Essais de fluage multiphasier : comparaison entre l'expérimentation et la simulation

5.4.2 Comparaison avec d'autres modèles

Pour positionner le modèle et la procédure de modélisation par homogénéisation de ce travail vis-à-vis des modèles de la littérature, une comparaison entre les prédictions des différents modèles micromécanique est présentée sur la Fig. 5.9.

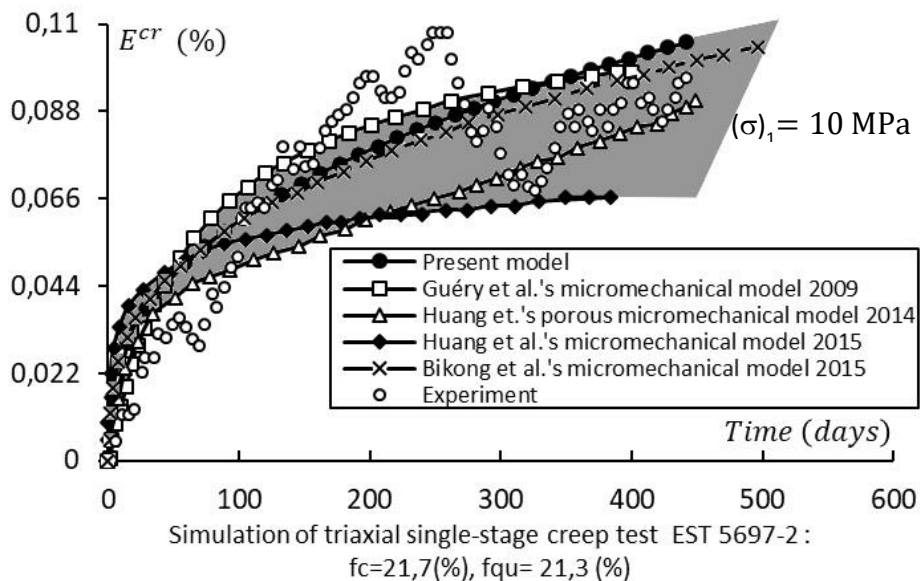


Fig. 5. 9 : Comparaison entre les prédictions de différents modèles micromécanique

L'ensemble des résultats définissent un fuseau à l'intérieur duquel se trouve la majeure partie de la réponse mécanique de la roche étudiée. Les deux modèles proposés par Huang et al. (Huang *et al.* 2014) (Huang *et al.* 2015) forment la limite inférieure du fuseau. Ils ont deux allures différentes et produisent des déformations moins élevées que les autres modèles. Les prédictions établies par le modèle (Guéry *et al.* 2009), et (Bikong *et al.* 2015) s'accordent avec le modèle proposé et forment ensemble la limite supérieure du fuseau.

Toutefois, la comparaison avec une approche de modélisation macroscopique sur la Fig. 5.10, montre que les différences trouvées par la méthode d'homogénéisation numérique sont moins importantes que celles observées dans le cas du modèle macroscopique *L & K* (Plassart *et al.* 2013). Ceci est principalement dû au couplage entre les mécanismes élastoplastiques et viscoplastiques qui ont été impliqués dans le modèle *L & K*, par rapport à l'équation MTH qui est principalement utilisée pour le comportement de fluage primaire.

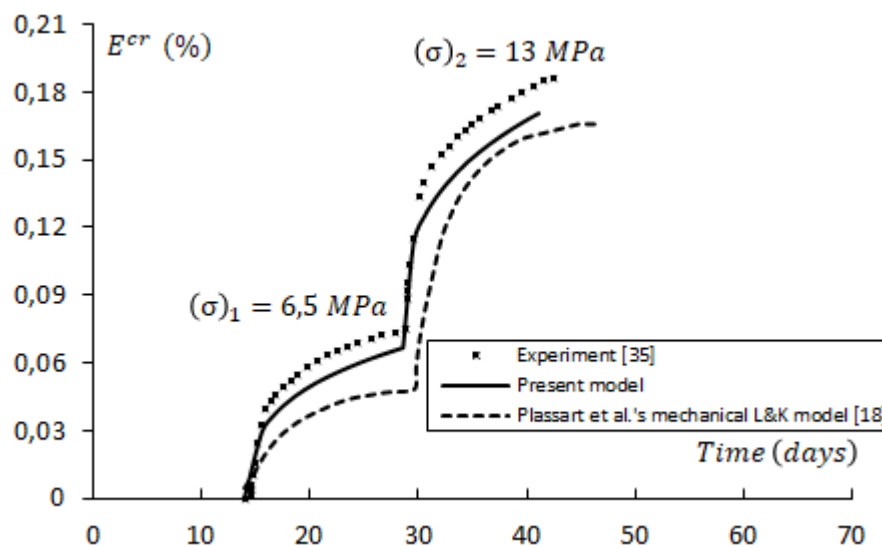


Fig. 5. 10 : Comparaison avec le modèle macroscopique L&K

5.4.3 Influence de la fraction volumique des constituants

La sensibilité à la variation de pourcentage des constituants est ensuite analysée par les simulations du test triaxial, en utilisant le même jeu de paramètres et trois valeurs différentes de fraction de volume de calcite et de quartz Fig. 5.11. Ces courbes de déformations-temps, comme démontré récemment par (Farhat *et al.* 2017), montrent que la déformation de fluage diminue lorsque la fraction de volume de l'inclusion augmente.

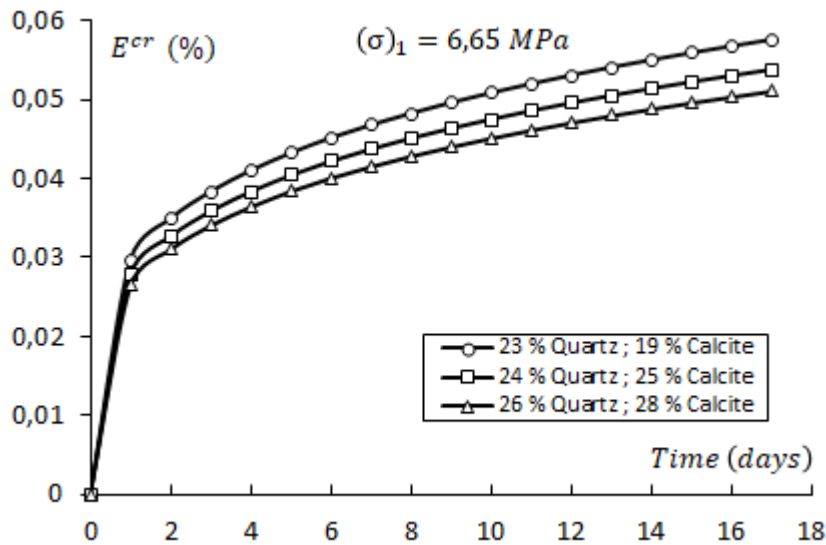


Fig. 5.11 : Influence de la fraction de volume de l'inclusion sur le comportement de fluage de la roche argileuse

3.4.4 Distributions des contraintes et déformations dans le VER

La distribution de la déformation en fluage et de la contrainte équivalente d'une cellule unitaire sous un déviateur de 6,5 MPa est analysée. En vertu de l'hétérogénéité du matériau, le champ de contrainte est non-uniforme avec des gradients élevés concentrés autour des régions de contacts entre l'inclusion et la matrice argileuse (Fig. 5.12), ceci est en accord avec la distribution des gradients élevés de la déformation en fluage au voisinage de ces régions (Fig. 5.13).

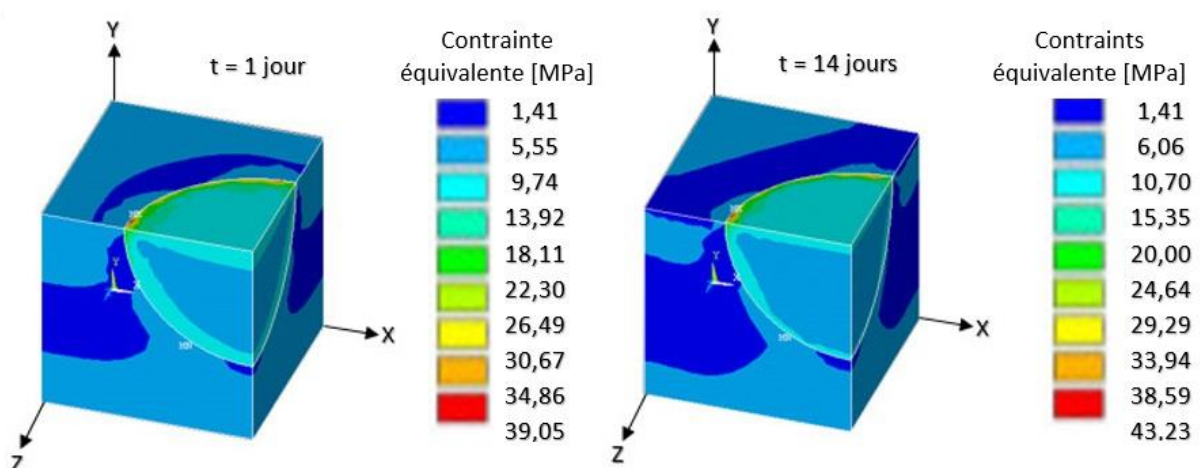


Fig. 5.12 : Evolution du champ de contrainte équivalente dans le VER

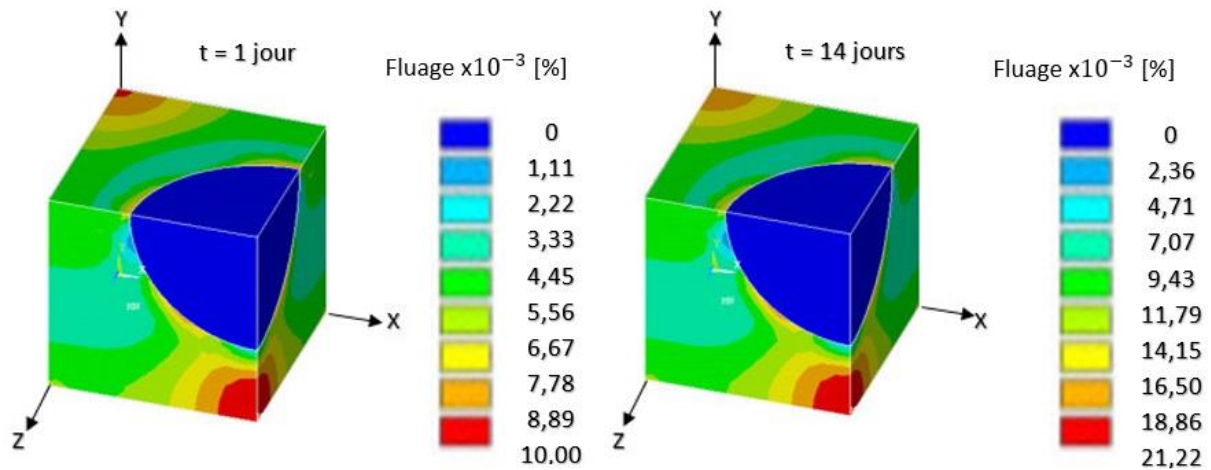


Fig. 5. 13 : Evolution du champ de fluage dans le VER (a) t=1 jour (b) t= 14 jours

A la fin de calcul le champ de contrainte s'avère différent dans quelque zone du VER, le calcul de la contrainte macroscopique moyenne indique une augmentation de 0,20% entre l'état initial (t=1 jour) et l'état final (t=14 jours). Cette légère évolution n'affecte pas les propriétés de convergences du modèle et assure la stabilité au niveau de la contrainte appliquée. La Fig. 5.14 montre l'erreur de l'évolution de la contrainte macroscopique moyenne en respect de déviateur appliqué pendant le test.

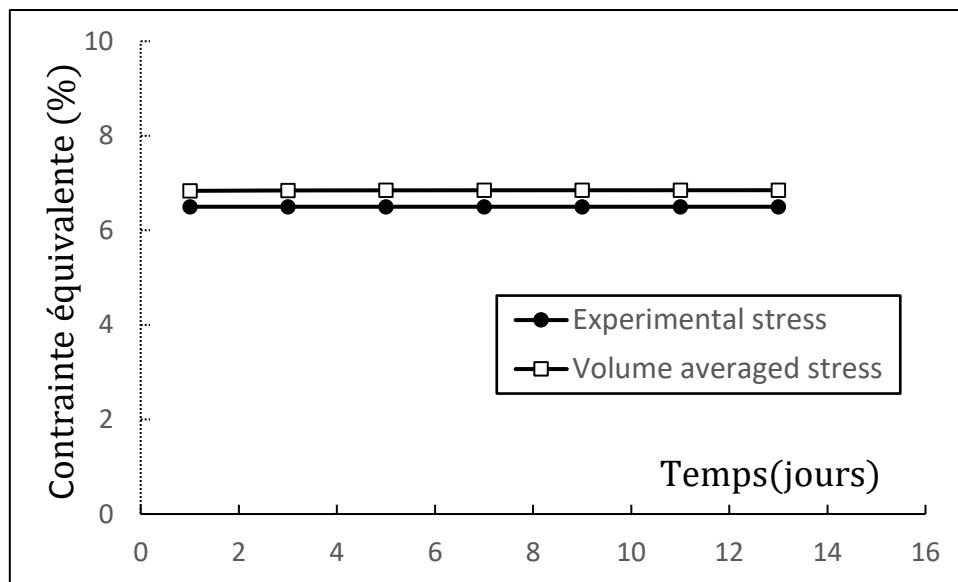


Fig. 5. 14 : Erreur d'évolution de la contrainte macroscopique moyenne

5.5 Conclusion

L'objectif de ce chapitre était de proposer une procédure de modélisation en utilisant une homogénéisation numérique et un modèle de fluage primaire pour décrire la matrice argileuse.

La simulation numérique fournie par la méthode proposée dans les chapitres précédents a été comparée avec des données expérimentales de littérature. De manière qualitative, la cellule unitaire configurée en fonction de la composition minéralogique donne une réponse macroscopique adaptée à la courbe expérimentale appropriée. Certaines différences ont été obtenues dans le cas du test de fluage multiaxial. Cette différence est probablement due au manque d'informations précises sur la fraction volumique et la teneur en eau des éprouvettes. La modélisation nécessite donc une caractérisation plus poussée sur la composition minéralogique et leurs proportions dans le matériau hétérogène. En outre, il a été clairement observé que l'augmentation des fractions des minéraux conduisait à une diminution du taux de fluage primaire.

Ce chapitre montre également la comparaison avec les résultats simulés par les modèles de littérature. Comme prévu, la méthode d'homogénéisation numérique proposée donne des résultats plus proches des modèles micromécaniques que ceux donnés par le modèle mécanique de *L & K*. Nous concluons que l'homogénéisation numérique et les modèles micromécaniques analytiques fournissent des prédictions plus précises. La procédure proposée est capable de modéliser le comportement au fluage de la roche argileuse et peut être étendue à d'autres facteurs influençant le comportement des géomatériaux tels que les microfissures, l'interface imparfaite, l'état de saturation et la température.

CONCLUSIONS

Les sols argileux, utilisées entre autres dans diverses applications géotechniques, ont un comportement dépendant du temps. Dans ce contexte, l'enjeu scientifique de la thèse réside dans l'étude de fluage et la modélisation du comportement à long terme d'une argile locale, dont la littérature actuelle contient peu d'information à son égard.

Afin de mieux comprendre le fluage de la bentonite de Maghnia et modéliser ce comportement dépendant du temps par une méthode d'homogénéisation numérique, une campagne d'essais a été réalisée sur deux types de la bentonite : le matériau tout venant (BTV) et le matériau commercial Bental (BC). L'étude a commencé par une caractérisation des matériaux, puis la mise au point de trois protocoles d'essais de fluage unidimensionnel. Les tests ont été réalisés au moyen des œdomètres haute pression du laboratoire LaMé de l'université d'Orléans. Après compactage à l'Optimum Proctor Modifié permettant de reproduire à chaque essai des conditions initiales très proches, les éprouvettes ont subi les tests suivants :

- Essais de fluage standard sous des contraintes verticales en utilisant un chargement multi-palier.
- Essais de fluage dans des conditions isothermes à température constantes (40°C, 60°C et 80°C).
- Essais de fluage, après stabilisation de masse des échantillons à deux humidités relatives (66% et 98%).

Ces tests nous ont permis d'examiner le comportement de la bentonite avec et sans température d'une part, et à différents états hydriques d'autre part. Les résultats ont montré la diversité des effets induits par le chauffage (température), l'humidité (la succion) et la perméabilité très différente des deux matériaux sur le comportement au fluage. Ils servent également à enrichir la littérature axée sur ce volet d'une part, et présenter une base de données pour la validation des travaux de modélisation numérique d'autre part :

- Les éprouvettes BTV à différentes valeurs d'humidité ont une conductivité thermique supérieure à celle du BC ;
- Le fluage unidimensionnel du matériau BTV est proche de celui du BC au voisinage de l'OPM ;

- En comparaison avec le matériau BTV, les éprouvettes du matériau BC ont une forte sensibilité aux variations de l'humidité relative et à l'augmentation de la température ;
- La réponse au fluage du BTV est insensible à la variation de la température (une influence négligeable) ;
- La nature du sol et son état initial influence de manière importante le rôle de l'humidité relative et de la température sur le comportement dépendant du temps ;

L'étude de la microstructure à la fois en microscopie électronique à balayage et en porosimétrie au mercure ainsi que l'analyse minéralogique par le diffractomètre à rayon x, nous a permis une bonne maîtrise du choix de la cellule unitaire pour la modélisation micromécanique du comportement. A l'échelle microscopique ($\sim\mu\text{m}$), l'échantillon compacté au voisinage de l'OPM apparaît comme un matériau composite à matrice argileuse avec des micropores et des inclusions aléatoires de quartz. Le choix de l'équation décrivant le comportement local de la matrice argileuse, dépend des observations expérimentales et du type d'essai utilisé, afin de pallier aux problèmes de convergence qui apparaît lors de la simulation numérique.

L'approche d'homogénéisation numérique proposée dans cette partie est basée sur le cadre théorique de la méthode des éléments finis. La formulation du modèle s'écrit de la façon suivante :

- L'équation de compression « Combined Time Hardening » décrit le comportement local de la matrice argileuse lors du fluage unidimensionnel sous le chemin œdométrique ;
- L'équation de fluage « Modified Time Hardening » décrit le comportement local de la matrice argileuse lors de fluage primaire sous le chemin triaxial ;
- Les inclusions minérales telles que le quartz et la calcite ont été modélisés par la théorie d'élasticité linéaire classique ;

Le modèle non linéaire choisi parvient à modéliser le fluage unidimensionnel sous le chemin œdométrique de façon satisfaisante. Il tient compte de l'évolution de la porosité d'échantillon, après chaque palier de chargement, dans le cas des tests expérimentaux standards. Nous avons également reconsidéré les équations du comportement locale de la matrice argileuse, de façon à introduire l'effet de la température et de la non saturation au moyen des relations suivantes :

- Relation entre le paramètre C4 et la température, tenant en considération les variations des propriétés intrinsèques induites par le chauffage lors des essais œdométriques à température allant de l'ambiante à la température de consigne ;
- Relation entre le paramètre C1 et l'humidité relative, en se basant sur l'analyse des

résultats des essais de la littérature (le cas de l'argile des trois gorges en Chine) et les essais de fluage du chapitre 2 (le cas de la bentonite de Maghnia).

Les simulations numériques reproduisent qualitativement les résultats expérimentaux du chapitre 2, en tenant compte des principaux facteurs d'influence. L'applicabilité du modèle sur d'autres géomatériaux tels que la roche argileuse du Callovo-Oxfordian a essentiellement montré l'efficacité de la méthodologie utilisée. L'analyse numérique a permis également d'élucider l'effet de l'inclusion de quartz et de pores sur le comportement viscoplastique de la bentonite à la même échelle, mettant en évidence la forte sensibilité du fluage unidimensionnel à la porosité par rapport à la teneur en inclusion minérale.

PERSPECTIVES

A la lumière de l'étude expérimentale de ce travail, plusieurs points d'amélioration ou de continuité peuvent être envisagés en perspective, afin de caractériser pleinement le comportement différé de la bentonite locale, tels que :

- Les tests de fluage dans des conditions non-isothermes ;
- Le développement d'un banc d'essais qui permet des essais de fluage à très long terme tenant en compte l'effet de la température, combinée avec la succion lors d'un chargement selon différentes applications ;
- Etude du fluage en utilisant un chemin triaxial ;
- Réalisation des mesures de perméabilité pendant les essais de fluage et à la fin pour étudier l'évolution de la perméabilité en fonction du temps.

Le travail numérique réalisé dans cette thèse ouvre des perspectives intéressantes et nous en listons d'abord quelques-unes :

- L'inclusion de pore dans la modélisation micromécanique du fluage a été supposées sphérique. Cette hypothèse morphologique peut être modifiée par des inclusions sphéroïdales allongé et aplati, étant donné que la forme des micropores n'a pas été déterminée lors de la caractérisation de la microstructure ;
- Une extension de la modélisation peut inclure une représentation plus réaliste du matériau, en se basant sur des images CT capturées par tomographie aux rayons x. Ainsi qu'une tentative de découpe des sols pour observer une surface plane et chercher d'autres inclusions minérales au cœur de l'échantillon ;
- D'autres facteurs d'influences tels que les microfissures, les interfaces imparfaites peuvent être prises en compte ;
- Enfin, faute de temps il n'a pas été possible de simuler numériquement l'influence d'une combinaison thermo-hydrique sur le fluage unidimensionnel de la bentonite. Cet aspect important reste encore à étudier pour pouvoir développer le modèle sur des essais plus complexes.

Parmi les autres perspectives, nous pouvons citer la suivante :

- Une formulation d'un nouveau matériau à base de mélanges d'argiles des bentonites BTV et BC. Ce mélange fortement hétérogène avec un comportement complexe envisage une

étude numérique avec la méthode d'homogénéisation pour mieux saisir ses proportions et son procédé de fabrication, par rapport à ses performances en tant que barrière de confinement. Ensuite une campagne d'essais expérimentaux permettra la validation des résultats numériques.

RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- Aboshi, H. (1973). An experimental investigation on the similitude in the one-dimensional consolidation of a soft clay including the secondary creep settlement. In *Proc., 8th Int. Conf. on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, Vol. 4, URSS, Moscow. 88.
- Abuel-Naga, H. M., Bergado, D. T., Bouazza, A., & Ramana, G. V. (2007). Volume change behaviour of saturated clays under drained heating conditions : experimental results and constitutive modeling. *Canadian Geotechnical Journal*, **44**(8), 942–956.
- Ahrens, T. J. (1995). Mineral physics and crystallography : handbook of physical constants, American Geophysical Union.
- Alhusein, M. (2001). *Étude du comportement différé des sols et ouvrages géotechniques*, Université Joseph-Fourier-Grenoble I (Thèse de doctorat).
- Armand, G., Conil, N., Talandier, J., & Seyed, D. M. (2017). Fundamental aspects of the hydromechanical behaviour of Callovo-Oxfordian claystone: From experimental studies to model calibration and validation. *Computers and Geotechnics*, **85**, 277–286.
- Augustesen, A., Liingaard, M., Lade, P. V., & Asce, M. (2004). Evaluation of time-dependent behavior of soils. *International Journal of Geomechanics*, **4**(3), 137–156.
- Azari, B., Fatahi, B., & Khabbaz, H. (2015). Numerical analysis of vertical drains accelerated consolidation considering combined soil disturbance and visco-plastic behaviour. *Geomechanics and Engineering*, **8**(2), 187–220.
- Belayachi, N. (2006). *Analyse du Comportement des Polymères Chocs avec la prise en compte de l'endommagement par cavitation*, Université Des Sciences et Technologie de Lille (Thèse de doctorat).
- Belayachi, N., Do, D. P., & Hoxha, D. (2012). A note on the numerical homogenisation of the mechanical behaviour of an argillaceous rock. *Computers and Geotechnics*, **41**, 70–78.
- Belmokhtar, M., Delage, P., Ghabezloo, S., & Conil, N. (2017). Thermal volume changes and creep in the Callovo-Oxfordian claystone. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, **50**(9), 2297–2309.
- Benchouk, A. (2014). *Comportement hydromécanique des sols fins compactés au voisinage de la saturation*, Université Abou-Bekr Belkaid- Tlemcen (Thèse de doctorat).
- Berbenni, S. (2002). *Elastoviscoplasticité des aciers polycristallins : Modélisation micromécanique et physique Applications au comportement dynamique et à l'effet Bake-Hardening*, Université Arts et Métiers ParisTech (Thèse de doctorat).
- Bikong, C., Hoxha, D., & Shao, J. F. (2015). A micro-macro model for time-dependent behavior of clayey rocks due to anisotropic propagation of microcracks. *International Journal of Plasticity*, **69**, 73–88.
- Bjerrum, L. (1967). Engineering geology of Norwegian normally-consolidated marine clays as related to settlements of buildings. *Géotechnique*, **17**(2), 83–118.
- Boisson, J., Billote, J., & Norotte, V. (1993). *Etude au laboratoire de l'influence de la température sur le fluage des roches argileux*, Commission des Communautés Européennes.
- Brantut, N., Heap, M. J., Baud, P., & Meredith, P. G. (2014). Rate and strain dependent brittle deformation of rocks. *Journal of Geophysical Research: Solid Earth*, **119**(3), 1–19.
- Brot, C. C., Etsion, I., & Kligerman, Y. (2008). A contact model for a creeping sphere and a rigid flat. *Wear*, **265**(5–6), 598–605.

- Cai, G., Zhao, C., Li, J., & Liu, Y. (2014). A new triaxial apparatus for testing soil water retention curves of unsaturated soils under different temperatures. *Journal of Zhejiang University- SCIENCE A*, **15**(5), 364–373.
- Cao, Y. J., Shen, W. Q., Burlion, N., & Shao, J. F. (2018). Effects of inclusions and pores on plastic and viscoplastic deformation of rock-like materials. *International Journal of Plasticity*, **108**, 107–124.
- Cassini, E., & Laloui, L. (2017). Investigation of the intrinsic permeability of MX-80 bentonite through a 4-scale analysis of its fabric. *Poromechanics VI*, 1145–1152.
- Castañeda, P. P. (1996). Exact second-order estimates for the effective mechanical properties of nonlinear composite materials. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, **44**(6), 827–862.
- Chen, L., Wang, C. P., Liu, J. F., Liu, Y. M., Liu, J., Su, R., & Wang, J. (2014). A damage-mechanism-based creep model considering temperature effect in granite. *Mechanics Research Communications*, **56**, 76–82.
- Chiarelli, A. S., Shao, J. F., & Hoteit, N. (2003). Modeling of elastoplastic damage behavior of a claystone. *International Journal of Plasticity*, **19**(1), 23–45.
- Cuevas, J., Villar, M. V., Martín, M., Cobeña, J. C., & Leguey, S. (2002). Thermo-hydraulic gradients on bentonite: Distribution of soluble salts, microstructure and modification of the hydraulic and mechanical behaviour. *Applied Clay Science*, **22**(1–2), 25–38.
- Dahhaoui, H., Belayachi, N., & Zadjajou, A. (2018). Modeling of Creep Behavior of an Argillaceous Rock by Numerical Homogenization Method. *Periodica Polytechnica Civil Engineering*, **62**(2), 462–469.
- Dahhaoui, H., Zadjajou, A., Belayachi, N., & Duc, M. (2017). Modélisation du comportement différé de la bentonite compacte par une méthode d’homogénéisation numérique. *35ème Rencontres Universitaires de Génie Civil “Le Génie Civil Face Aux Défis Environnementaux”*, Nantes, France, 40–43.
- de Buhan, P., & Hassen, G. (2008). Multiphase approach as a generalized homogenization procedure for modelling the macroscopic behaviour of soils reinforced by linear inclusions. *European Journal of Mechanics, A/Solids*, **27**(4), 662–679.
- De Gennaro, V., Delage, P., Cui, Y.-J., Schroeder, C., & Collin, F. (2003). Time-dependent behaviour of oil reservoir chalk: A multiple approach. *Soils and Foundations*, **43**(4), 131–147.
- De Gennaro, V., & Pereira, J. M. (2013). A viscoplastic constitutive model for unsaturated geomaterials. *Computers and Geotechnics*, **54**, 143–151.
- Debieche, M., & Kaoua, F. (2014). Characterization and valorization of two Algerian bentonites in the waterproofing systems. *Materials Sciences and Applications*, **5**(5), 347–362.
- Degago, S. A. (2011). *On creep during primary consolidation of clays*, Université Norvégienne de Sciences et de Technologie (Thèse de doctorat).
- Demdoum, A., Gueddouda, K. M., Goual, I., & Nessil, H. (2016). Geotechnical characterization of geomaterial blends with bentonite, calcareous sand and tuff for use as landfill liners. *Journal of Materials, Processes and Environment*, **4**(2), 48–54.
- Deng, J., Nawir, H., & Tatsuoka, F. (2011). Effects of viscous property and wetting on 1-D compression of clay and model simulation. *Soils and Foundations*, **51**(5), 897–913.
- Do, D. P. (2008). *Application des approches d’homogénéisation à l’étude des propriétés thermo-hydro-mécaniques des roches : Application aux argilites*, Université de Lorraine, INPL (Thèse de doctorat).
- Drugan, W. J., & Willis, J. R. (1996). A micromechanics-based nonlocal constitutive equation and estimates of representative volume element size for elastic composites. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, **44**(4), 497–524.
- Eslami, H. (2014). *Comportement thermo-hydrromécanique des sols au voisinage des géo-*

- structures énergétiques*, Université de Lorraine, INPL (Thèse de doctorat).
- Fabre, G., & Pellet, F. (2006). Creep and time-dependent damage in argillaceous rocks. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, **43**(6), 950–960.
- Farhat, F., Shen, W. Q., & Shao, J. F. (2017). A micro-mechanics based viscoplastic model for clayey rocks. *Computers and Geotechnics*, **89**, 92–102.
- Favero, V., Ferrari, A., & Laloui, L. (2016). Thermo-mechanical volume change behaviour of Opalinus Clay. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, **90**, 15–25.
- Félix, B. (1980). *Le fluage et la consolidation unidimensionnelle des sols argileux*, Rapport de recherche N° 94 du Laboratoire Central des Ponts et Chaussées, Paris.
- Félix, B., Vuailat, P., Darve, F., & Flavigny, E. (1981). Comportement visqueux et consolidation des argiles. *Bulletin Des LPC*, (SPEC XI F).
- Feng, W.-Q., Lalit, B., Yin, Z.-Y., & Yin, J. (2017). Long-term non-linear creep and swelling behavior of Hong Kong marine deposits in oedometer condition. *Computers and Geotechnics*, **84**, 1–15.
- François, B., & Laloui, L. (2010). An oedometer for studying combined effects of temperature and suction on soils. *Geotechnical Testing Journal*, **33**(2), 1–11.
- Gálos, M. (1988). Evaluation of the creep of rocks on the basis of a rheological material model. *Periodica Polytechnica Civil Engineering*, **32**(3–4), 247.
- Gasc-Barbier, M., Chanchole, S., & Bérest, P. (2004). Creep behavior of Bure clayey rock. *Applied Clay Science*, **26**(1–4 SPEC. ISS.), 449–458.
- Gens, A., Manica, M., Vaunat, J., & Ruiz, D. F. (2017). Modelling the mechanical behaviour of Callovo-Oxfordian Argillite. Formulation and Application. *Advances in Laboratory Testing and Modelling of Soils and Shales (ATMSS)*, 37–44.
- Ghasempour, N., Moosavi, M., & Aghighi, M. A. (2017). A micromechanical model to estimate borehole collapse pressure. *Periodica Polytechnica Civil Engineering*, **61**(3), 581–589.
- Ghasemzadeh, H. (2006). *Couplage dans les géomatériaux multiphasiques : effets de la température et de la chimie*, Ecole Nationale Des Ponts Et Chaussées (Thèse de doctorat).
- Giorla, A. B., & Dunant, C. F. (2018). Microstructural effects in the simulation of creep of concrete. *Cement and Concrete Research*, **105**, 44–53.
- Giraud, A., Huynh, Q. V., Hoxha, D., & Kondo, D. (2007). Effective poroelastic properties of transversely isotropic rock-like composites with arbitrarily oriented ellipsoidal inclusions. *Mechanics of Materials*, **39**(11), 1006–1024.
- Gueddouda, M. K., Abou-Bekr, N., Taibi, S., & Lamara, M. (2011). Hydric and mechanical behavior of a dune sand-bentonite mixture. *European Journal of Environmental and Civil Engineering*, **15**(1), 25–47.
- Guéry, A. A.-C., Cormery, F., Shao, J. F., & Kondo, D. (2008). A micromechanical model for the elasto-viscoplastic and damage behavior of a cohesive geomaterial. *Physics and Chemistry of the Earth*, **33**(Parts A/B/C), S416–S421.
- Guéry, A. A.-C., Cormery, F., Shao, J. F., & Kondo, D. (2009). A multiscale modeling of damage and time-dependent behavior of cohesive rocks. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, **33**(5), 567–585.
- Guéry, A. A.-C., Cormery, F., Shao, J. F., & Kondo, D. (2010). A comparative micromechanical analysis of the effective properties of a geomaterial: Effect of mineralogical compositions. *Computers and Geotechnics*, **37**(5), 585–593.
- Hill, R. (1963). Elastic properties of reinforced solids: Some theoretical principles. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, **11**(5), 357–372.
- Hill, R. (1965). Continuum micro-mechanics of elastoplastic polycrystals. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, **13**(2), 89–101.
- Hinchberger, S. D., & Rowe, R. K. (1998). Modelling the rate-sensitive characteristics of the Gloucester foundation soil. *Canadian Geotechnical Journal*, **35**(5), 769–789.

- Holtzapffel, T. (1985). Les minéraux argileux: préparation, analyse diffractométrique et détermination. *Société Géologique Du Nord*.
- Hu, D. W., Zhang, F., Shao, J. F., & Gatmiri, B. (2014). Influences of mineralogy and water content on the mechanical properties of argillite. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, **47**(1), 157–166.
- Huang, Y., Guéry, A. A.-C., & Shao, J. F. (2015). Incremental variational approach for time dependent deformation in clayey rock. *International Journal of Plasticity*, **64**, 88–103.
- Huang, Y., Shen, W. Q., Shao, J. F., Guéry, A. A.-C., & Jia, Y. (2014). Multi-scale modeling of time-dependent behavior of claystones with a viscoplastic compressible porous matrix. *Mechanics of Materials*, **79**, 25–34.
- Hueckel, T., & Baldi, G. (1990). Thermoplasticity of saturated clays: experimental constitutive study. *Journal of Geotechnical Engineering*, **116**(12), 1778–1796.
- Hutchinson, J. W. (1976). Bounds and self-consistent estimates for creep of polycrystalline materials. *Proceedings of the Royal Society of London A*, **348**(1652), 101–127.
- Ichikawa, Y., Kawamura, K., Theramast, N., & Kitayama, K. (2004). Secondary and tertiary consolidation of bentonite clay: Consolidation test, molecular dynamics simulation and multiscale homogenization analysis. *Mechanics of Materials*, **36**(5–6), 487–513.
- Jain, S. ., & Nanda, A. (2010). On the nature of secondary compression in soils. *Proceedings of Indian Geotechnical Conference*, **2**, 1121–1124.
- Kenana, A. (1984). *Etude expérimentale du comportement visco-élastique d'une argile molle à l'appareil triaxial*, Ecole National des Ponts et Chaussées (Thèse de doctorat).
- Khoshghalb, A. (2013). On creep laboratory tests in soil mechanics. In *Multiphysical Testing of Soils and Shales*, Springer, Berlin, Heidelberg, pp. 255–260.
- Klinkenberg, L. J. (1941). The permeability of porous media to liquids and gases. *Drilling and Production Practice. American Petroleum Institute*, 200–213.
- Kodur, V. K. R., & Dwaikat, M. M. S. (2010). Effect of high temperature creep on the fire response of restrained steel beams. *Materials and Structures*, **43**(10), 1327–1341.
- Kouloughli, S., & Lehocine, M. B. (2007). Etude des melanges sable-bentonite utilisées dans la construction de barrières de confinement de déchets solides. *Sciences & Technologie*, (25), 34–42.
- Kurz, D. R. (2014). *Understanding the effects of temperature on the behaviour of clay*, Université de Manitoba (thèse de doctorat).
- Ladd, C. C., Foott, R., Ishihara, K., Schlosser, F., & Poulos, H. G. (1977). Stress-deformation and strength characteristics. *9th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Tokyo-Japan*, 421–494.
- Ladd, C. C., & Preston, W. B. (1965). *On the secondary compression of saturated clays*.
- Lai, X., Shimei, W., Hongbin, Q., & Xianfeng, L. (2010). Unsaturated creep tests and empirical models for sliding zone soils of Qianjiangping landslide in the Three Gorges. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, **2**(2), 149–154.
- Lai, X., Wang, S. M., Ye, W. M., & Cui, Y. J. (2014). Experimental investigation on the creep behavior of an unsaturated clay. *Canadian Geotechnical Journal*, **51**(6), 621–628.
- Lebensohn, R. A., & Tomé, C. N. (1993). A self-consistent anisotropic approach for the simulation of plastic deformation and texture development of polycrystals: Application to zirconium alloys. *Acta Metallurgica Et Materialia*, **41**(9), 2611–2624.
- Lebensohn, R. A., Tomé, C. N., & Castañeda, P. P. (2007). Self-consistent modelling of the mechanical behaviour of viscoplastic polycrystals incorporating intragranular field fluctuations. *Philosophical Magazine*, **87**(28), 4287–4322.
- Li, J., & Yang, Y. (2018). Creep behavior of unsaturated reticulate red clay under matric suction. *KSCE Journal of Civil Engineering*, **22**(2), 582–587.
- Li, X., & Shao, Z. (2016). Micro-macro modeling of brittle creep and progressive failure

- subjected to compressive loading in rock. *Environmental Earth Sciences*, **75**(7), 583.
- Liingaard, M., Augustesen, A., Lade, P. V., & Asce, M. (2004). Characterization of models for time-dependent behavior of soils. *International Journal of Geomechanics*, **4**(3), 157–177.
- Liu, J., Liu, W., Liu, P., Yang, C., Xie, Q., & Liu, Y. (2016a). Preliminary research on the theory and application of unsaturated Red-layers embankment settlement based on rheology and consolidation theory. *Environmental Earth Sciences*, **75**(6), 503.
- Liu, L., Xu, W. Y., Wang, H. L., Wang, W., & Wang, R. B. (2016b). Permeability Evolution of Granite Gneiss During Triaxial Creep Tests. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, **49**(9), 3455–3462.
- Liu, Z. B., Xie, S. Y., Shao, J. F., & Conil, N. (2015). Effects of deviatoric stress and structural anisotropy on compressive creep behavior of a clayey rock. *Applied Clay Science*, **114**, 491–496.
- Liu, Z. B., Xie, S. Y., Shao, J. F., & Conil, N. (2017). Multi-step triaxial compressive creep behaviour and induced gas permeability change of clay-rich rock. *Géotechnique*, **68**(4), 281–289.
- Liu, Z., Shao, J., Xie, S., Conil, N., & Zha, W. (2018). Effects of relative humidity and mineral compositions on creep deformation and failure of a claystone under compression. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, **103**, 68–76.
- Lu, Y., Elsworth, D., & Wang, L. (2014). A dual-scale approach to model time-dependent deformation, creep and fracturing of brittle rocks. *Computers and Geotechnics*, **60**, 61–76.
- Ma, G., Zhou, W., Ng, T. T., Cheng, Y. G., & Chang, X. L. (2015). Microscopic modeling of the creep behavior of rockfills with a delayed particle breakage model. *Acta Geotechnica*, **10**(4), 481–496.
- Magnan, J. P., Mieussens, C., Soyeux, B., & Vautrain, J. (1985). *Essais œdométriques*.
- Mareau, C., & Berbenni, S. (2015). An affine formulation for the self-consistent modeling of elasto-viscoplastic heterogeneous materials based on the translated field method. *International Journal of Plasticity*, **64**, 134–150.
- Masson, R., Bornert, M., Suquet, P., & Zaoui, A. (2000). An affine formulation for the prediction of the effective properties of nonlinear composites and polycrystals. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, **48**(6–7), 1203–1227.
- Mchirgui, W. (2012). *Modélisation des transferts hydriques dans les milieux poreux partiellement saturés par homogénéisation périodique: Application aux matériaux cimentaires*, Université de La Rochelle (Thèse de doctorat).
- Mercier, S., Molinari, A., Berbenni, S., & Berveiller, M. (2012). Comparison of different homogenization approaches for elasticviscoplastic materials. *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering*, **20**(2), 1–22.
- Mesri, G., Febres-Cordero, E., Shields, D., & Castro, A. (1981). Shear stress-strain-time behaviour of clays. *Geotechnique*, **31**(4), 537–552.
- Mesri, G., Shahien, M., & Feng, T. W. (1995). Compressibility parameters during primary consolidation. *Proc. Int. Symp. on Compression and Consolidation of Clayey Soils, (Balkema, Rotterdam, Netherlands)*, 102–218.
- Mishra, B., & Verma, P. (2015). Uniaxial and triaxial single and multistage creep tests on coal-measure shale rocks. *International Journal of Coal Geology*, **137**, 55–65.
- Mitchell, J. K., & Campanella, R. G. (1964). Creep studies on saturated clays. *Laboratory Shear Testing of Soils. ASTM International*.
- Mitchell, J. K., & Soga, K. (2005). *Fundamentals of soil behavior*, Vol. 3, New York: John Wiley & Sons.
- Molinari, A., Canova, G. R., & Ahzi, S. (1987). A self consistent approach of the large deformation polycrystal viscoplasticity. *Acta Metallurgica*, **35**(12), 2983–2994.
- Nakov, D., Markovski, G., Arangjelovski, T., & Mark, P. (2018). Experimental and Analytical

- Analysis of Creep of Steel Fibre Reinforced Concrete. *Periodica Polytechnica Civil Engineering*, **62**(1), 226–231.
- Navarro, V., Asensio, L., Yustres, Á., De la Morena, G., & Pintado, X. (2016). Swelling and mechanical erosion of MX-80 bentonite: Pinhole test simulation. *Engineering Geology*, **202**, 99–113.
- Olszak, W., & Perzyna, P. (1966). The constitutive equations of the flow theory for a non-stationary yield condition. *Proceedings of the 11th International Congress of Applied Mechanics*, 545–553.
- Paiboon, J., Griffiths, D. V., Huang, J., & Fenton, G. A. (2013). Numerical analysis of effective elastic properties of geomaterials containing voids using 3D random fields and finite elements. *International Journal of Solids and Structures*, **50**(20–21), 3233–3241.
- Pellet, F. (2015). Microstructural analysis of time-dependent cracking in shale. *Environmental Geotechnics*, **2**(2), 78–86.
- Penumadu, D., & Dean, J. (2000). Compressibility effect in evaluating the pore-size distribution of kaolin clay using mercury intrusion porosimetry. *Canadian Geotechnical Journal*, **37**(2), 393–405.
- Perzyna, P. (1966). *Fundamental problems in viscoplasticity*. (Elsevier, Ed.) *Advances in applied mechanics*, Vol. 9.
- Pipard, J.-M. (2012). *Modélisation du comportement élasto-viscoplastique des aciers multiphasés pour la simulation de leur mise en forme*, l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers (Thèse de doctorat).
- Plassart, R. (2011). *Modélisation hydromécanique du comportement des ouvrages souterrains avec un modèle élastoviscoplastique*, Université de Lorraine, INPL (Thèse de doctorat).
- Plassart, R., Fernandes, R., Giraud, A., Hoxha, D., & Laigle, F. (2013). Hydromechanical modelling of an excavation in an underground research laboratory with an elastoviscoplastic behaviour law and regularization by second gradient of dilation. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, **58**, 23–33.
- Purwodihardjo, A. (2004). *Modélisation des déformations différées lors du creusement des tunnels*, Ecole centrale de Lyon (Thèse de doctorat).
- Romero, E. (2013). A microstructural insight into compacted clayey soils and their hydraulic properties. *Engineering Geology*, **165**, 3–19.
- Saiyouri, N., Bouasker, M., & Khelidj, A. (2008). Gas permeability measurement on injected soils with cement grout. *Cement and Concrete Research*, **38**(1), 95–103.
- Shao, J. F., Zhu, Q. Z., & Su, K. (2003). Modeling of creep in rock materials in terms of material degradation. *Computers and Geotechnics*, **30**(7), 549–555.
- Shen, W. Q., Shao, J. F., Kondo, D., & Gatmiri, B. (2012). A micro-macro model for clayey rocks with a plastic compressible porous matrix. *International Journal of Plasticity*, **36**, 64–85.
- Singh, A., & Mitchell, J. K. (1968). General stress-strain-time function for soils. *Journal of Soil Mechanics and Found Engineering Division ASCE*, **94**(1), 21–46.
- Smit, R. J. M., Brekelmans, W. A. M., & Meijer, H. E. H. (1998). Prediction of the mechanical behavior of nonlinear heterogeneous systems by multi-level finite element modeling. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, **155**(1–2), 181–192.
- Soare, S., Bull, S. J., Neil, A. G. O., Wright, N., Horsfall, A., & Santos, J. M. M. (2004). Nanoindentation assessment of aluminium metallisation ; the effect of creep and pile-up. *Surface and Coatings Technology*, **178**(03), 497–503.
- Suhonen, K. (2018). *Creep of soft clay*, Université de Aalto-Finlande (Mémoire de master).
- Sun, J. (1999). Rheological of geotechnical materials and its application to engineering. *China Architecture and Building Industry Press*.
- Taylor, D. W. (1942). *Research on consolidation of clays*, Massachusetts Institute of

- Technology, Cambridge, Massachusetts.
- Tomanovic, Z. (2009). Influence of K0 on the creep properties of Marl. *Acta Geotechnica Slovenica*, **6**(2), 14–29.
- Trung Tinh, L. (2008). *Comportement thermo-hydro-mécanique de l'argile de Boom*, Ecole National des Ponts et Chaussées (Thèse de doctorat).
- Villanueva, W., Tran, C. T., & Kudinov, P. (2012). Coupled thermo-mechanical creep analysis for boiling water reactor pressure vessel lower head. *Nuclear Engineering and Design*, **249**, 146–153.
- Wang, J. G., Leung, C. F., & Ichikawa, Y. (2002). A simplified homogenisation method for composite soils. *Computers and Geotechnics*, **29**(6), 477–500.
- Wang, Q. Y., Zhu, W. C., Xu, T., Niu, L. L., & Wei, J. (2016). Numerical Simulation of Rock Creep Behavior with a Damage-Based Constitutive Law. *International Journal of Geomechanics*, 4016044.
- Wang, Z. (2010). *Soil creep behavior: laboratory testing and numerical modelling.*, Université de Calgary, Alberta (Thèse de doctorat).
- Wang, Z., Asce, A. M., Wong, R. C. K., & Asce, M. (2015). Strain-Dependent and Stress-Dependent Creep Model for a Till Subject to Triaxial Compression. *International Journal of Geomechanics*, **16**(3), 1–12.
- Wang, Z. Z., Wang, H., & Cates, M. E. (2001). Effective elastic properties of solid clays. *Geophysics*, **66**(2), 428.
- Washburn, E. W. (1921). Note on a method of determining the distribution of pore sizes in a porous material. *Proceedings of the National Academy of Sciences*, **7**(4), 115–116.
- Wendlandt, R. F., Harrison, W. J., & Vaughan, D. J. (2007). Surface coatings on quartz grains in bentonites and their relevance to human health. *Applied Geochemistry*, **22**(11), 2290–2306.
- Wetzel, M., Kempka, T., & Kühn, M. (2017). Predicting macroscopic elastic rock properties requires detailed information on microstructure. *Energy Procedia*, **125**, 561–570.
- Wild, K. M. (2016). *Evaluation of the hydro-mechanical properties and behavior of Opalinus Clay*, Ecole Polytechnique Fédérale de Zurich (Thèse de doctorat).
- Yan, Y. A. N., Si-jing, W. A. N. G., & En-zhi, W. A. N. G. (2010). Creep equation of variable parameters based on Nishihara model. *Rock and Soil Mechanics*, **31**(10), 3025–3035.
- Yang, C., Daemen, J. J. K., & Yin, J.-H. (1999). Experimental investigation of creep behavior of salt rock. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, **36**, 233–242.
- Ye, G., Nishimura, T., & Zhang, F. (2015). Experimental study on shear and creep behaviour of green tuff at high temperatures. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, **79**, 19–28.
- Ye, W. M., Lai, X. L., Wang, Q., Chen, Y. G., Chen, B., & Cui, Y. J. (2014). An experimental investigation on the secondary compression of unsaturated GMZ01 bentonite. *Applied Clay Science*, **97**, 104–109.
- Ye, W. M., Zhang, Y. W., Chen, B., Zheng, Z. J., Chen, Y. G., & Cui, Y. J. (2012). Investigation on compression behaviour of highly compacted GMZ01 bentonite with suction and temperature control. *Nuclear Engineering and Design*, **252**, 11–18.
- Yin, J., & Feng, W. (2017). A new simplified method and its verification for calculation of consolidation settlement of a clayey soil with creep. *Canadian Geotechnical Journal*, **54**, 333–347.
- Yong, R. N., Desjardins, S., Farant, J. P., & Simon, P. (1997). Influence of pH and exchangeable cation on oxidation of methylphenols by a montmorillonite clay. *Applied Clay Science*, **12**(1–2), 93–110.
- Yven, B., & Sammartino, S. (2007). Mineralogy, texture and porosity of Callovo-Oxfordian argillites of the Meuse/Haute-Marne region (eastern Paris Basin). *Mémoires de La Société*

- Géologique de France*, **178**(1), 73–90.
- Zhang, C., & Rothfuchs, T. (2004). Experimental study of the hydro-mechanical behaviour of the Callovo-Oxfordian argillite. *Applied Clay Science*, **26**(1–4), 325–336.
- Zhang, F. (2012). *Comportement mécanique des argilites de MHM – influences de la saturation, de la composition minéralogique et de la température*, Université des Sciences et Technologie de Lille (Thèse de doctorat).
- Zhang, Y., Liu, Z. B., Xu, W. Y., & Shao, J. F. (2015). Change in the permeability of clastic rock during multi-loading triaxial compressive creep tests. *Géotechnique Letters*, **2**, 167–172.
- Zhang, Y., Shao, J., Xu, W., & Jia, Y. (2016). Time-dependent behavior of cataclastic rocks in a multi-loading triaxial creep test. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, **49**(9), 3793–3803.
- Zhao, D., Hattab, M., Zhenyu, Y., & Hicher, P. (2016). Comportement au fluage de l'argile sur chemin œdométrique. In *Journées Nationales de Géotechnique et de Géologie de l'ingénieur-Nancy- France*, pp. 1–8.
- Zienkiewicz, O. C., & Corneau, I. C. (1974). Visco-plasticity and creep in elastic solids: a unified numerical solution approach. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, **8**(4), 821–845.
- Zou, L., Wang, S., & Lai, X. (2013). Creep model for unsaturated soils in sliding zone of Qianjiangping landslide. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, **5**(2), 162–167.

Influence de la non saturation et de la température sur le fluage des sols argileux

RÉSUMÉ.

Cette thèse est consacrée à l'étude du comportement au fluage des matériaux argileux, en se basant sur deux démarches complémentaires : une démarche expérimentale et une approche de modélisation numérique.

Dans un premier temps, le comportement au fluage de deux matériaux a été étudié expérimentalement, en effectuant une série de tests œdométriques à haute pression. Ces tests ont mis en évidence l'effet hydrique et thermique sur le phénomène de fluage des deux matériaux. Dans un second temps, une modélisation a été proposée en prenant en compte l'influence à la fois de la microstructure, de la température et de la non saturation sur le comportement macroscopique du matériau en utilisant une approche d'homogénéisation numérique. La représentation de la microstructure a été basée ici sur la définition d'un volume élémentaire représentatif pour les milieux périodiques.

L'extension de la modélisation dans le cas thermo-mécanique et hydromécanique a été réalisée en considérant la variation de certains paramètres en fonction de la température et l'humidité. La comparaison entre les simulations numériques et les résultats expérimentaux montre non seulement l'efficacité de l'approche utilisée et sa faisabilité mais aussi ses limites et difficultés d'identification de paramètres.

MOTS-CLES : FLUAGE, BENTONITE, TEMPÉRATURE, NON SATURÉ, HOMOGÉNÉISATION NUMÉRIQUE, ANSYS.

ABSTRACT

This thesis is devoted to the study of the creep behavior of clay materials, based on two complementary approaches: an experimental process and a numerical modeling approach.

In a first step, the creep behavior of two materials was studied experimentally, by performing a series of high pressure oedometric tests. These tests have demonstrated the hydric and thermal effect on the creep phenomenon of two materials. In a second step, a modeling was proposed taking into account the influence of microstructure, temperature and unsaturation on the macroscopic behavior of the material using a numerical homogenization approach. The representation of the microstructure was based on the definition of a representative volume elementary for periodic media.

The extension of the modeling in the thermomechanical and hydromechanical case was carried out by considering the variation of certain parameters as a function of temperature and humidity. The comparison between the numerical simulations and the experimental results shows not only the effectiveness of the approach used and its feasibility but also its limitations and difficulties in identifying parameters.

KEY-WORDS: CREEP, BENTONITE, TEMPERATURE, UNSATURATED, NUMERICAL HOMOGENIZATION, ANSYS.

ملخص

هذه الأطروحة مخصصة لدراسة سلوك التشوه البطيء للمواد الطينية، استنادا إلى خطتين تكمليتين: خطة تجريبية ومنهجية النمذجة الرقمية. في بادئ الأمر، تمت دراسة سلوك التشوه البطيء لنوعين من الأترية وهذا بإجراء سلسلة من تجارب تحميل التربة ذات الضغط العالي. وقد أظهرت هذه التجارب تأثير دور الحرارة والرطوبة على ظاهرة التشوه البطيء لهاتين الترتين. في المرحلة الثانية، تم اقتراح نموذج مع الأخذ بعين الاعتبار تأثير البنية الدقيقة، الحرارة، وعدم التشبع للمادة على السلوك الماكروسكوبي باستخدام منهجية التجانس الرقمي. يستند تمثيل البنية المجهرية هنا على تعريف الحجم العنصري التمثيلي للوسط الدوري. تم تمديد النموذج إلى الحالة الهيدروميكانيكية والحرارة الميكانيكية من خلال النظر في العلاقة والتغير بين بعض ميزات النموذج مع الحرارة والرطوبة. المقارنة ما بين النتائج العددية والنتائج التجريبية توضح ليس فقط نجاعة الطريقة المستعملة وتطبيقها ولكن أيضا حدودها ومشاكل تعريف عوامل النموذج المقترح.

الكلمات المفتاحية : التشوه البطيء، البنتونيت، الحرارة، عدم التشبع، التجانس الرقمي، ANSYS