



HAL
open science

Contribution à l'étude des soutènements compressibles pour les ouvrages souterrains : Validation du modèle rhéologique SC2D pour l'argilite du COx et construction d'un modèle rhéologique Coqcéram pour le matériau compressible

Bui Quoc Huy Ly

► To cite this version:

Bui Quoc Huy Ly. Contribution à l'étude des soutènements compressibles pour les ouvrages souterrains : Validation du modèle rhéologique SC2D pour l'argilite du COx et construction d'un modèle rhéologique Coqcéram pour le matériau compressible. Génie civil. INSA de Rennes, 2018. Français. NNT : 2018ISAR0036 . tel-02325799

HAL Id: tel-02325799

<https://theses.hal.science/tel-02325799>

Submitted on 22 Oct 2019

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

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

THESE DE DOCTORAT DE

L'INSA RENNES
COMUE UNIVERSITE BRETAGNE LOIRE

ECOLE DOCTORALE N° 602
Sciences pour l'Ingénieur
Spécialité : « *Génie Civil* »

Par

« **Bui Quoc Huy LY** »

« **Contribution à l'étude des soutènements compressibles pour les ouvrages souterrains. Validation du modèle rhéologique SC2D pour l'argilite du COx et construction d'un modèle rhéologique Coqcéram pour le matériau compressible** »

Thèse présentée et soutenue à Rennes, le 12 Novembre 2018
Unité de recherche : LGCGM, Euro-Géomat-Consulting
Thèse N° : 18ISAR 22 / D18 - 22

Rapporteurs avant soutenance :

Irini DJERAN-MAIGRE Professeure, INSA de Lyon
Yu-Jun CUI Professeur, Ecole des Ponts ParisTech

Composition du Jury :

Président :
Frédéric GRONDIN, Professeur, Ecole Centrale de Nantes

Membres du jury :
Irini DJERAN-MAIGRE Professeure, INSA de Lyon
Yu-Jun CUI Professeur, Ecole des Ponts ParisTech
Anne PANTET, Professeure, Université du Havre
Christophe IMBERT, Docteur, CEA
Gilles ARMAND, Docteur, ANDRA

Directeur de thèse :
Fabrice BERNARD, MCF-HDR, INSA de Rennes

Co-encadrant de thèse :
Jean-Claude ROBINET, Docteur, Directeur de EGC

Invité :
Jad ZGHONDI, Docteur, ANDRA

Intitulé de la thèse :

Contribution à l'étude des soutènements compressibles pour les ouvrages souterrains. Validation du modèle rhéologique SC2D pour l'argilite du COx et construction d'un modèle rhéologique Coqcéram pour le matériau compressible

Bui Quoc Huy LY

En partenariat avec :

<p>EGC</p> 				
--	--	--	--	--

Document protégé par les droits d'auteur

Merci...

Quatre ans dans le cadre d'une collaboration entre Euro-Géomat-Consulting en la personne de son directeur le professeur Jean Claude ROBINET, l'INSA de Rennes en la personne de Fabrice BERNARD et l'Agence Nationale de gestion des déchets en la personne de Jad ZGHONDI m'ont fait considérablement grandir, tant du point de vue scientifique, qu'humain. Les personnes responsables de cette transformation sont nombreuses et je n'aurais pas assez de cette page de remerciements pour exprimer toute ma gratitude. Par avance je m'excuse pour les nombreux oublis involontaires et merci à tous de m'avoir accueilli dans votre beau pays qui est la France.

Je remercie en premier lieu mes directeurs de thèse M. Fabrice BERNARD et M. Jean Claude ROBINET pour m'avoir fait confiance et m'avoir guidé dans les méandres de la thèse pour leur rigueur que j'espère avoir acquise. Je les remercie également pour leurs disponibilités tant du point de vue scientifique que du point de vue culturel ou de tout autre chose.

Je remercie madame Irini DJERAN-MAIGRE et monsieur Yujun CUI d'avoir endossé la lourde tâche de rapporter mon travail. Monsieur Frédéric GRONDIN d'avoir accepté de présider mon jury et messieurs Jad ZGHONDI et Gilles ARMAND d'avoir apporté la vision "industrielle" du projet CIGEO de l'Andra. Je remercie particulièrement la professeure Anne PANTET et Mr Christophe IMBERT d'avoir pu se libérer pour assister à ma présentation malgré leurs lourdes tâches.

Je remercie enfin tous ceux qui ont fait de cette thèse un moment de partage et de discussion autour d'un café ou d'une bouteille de Sancerre produite par Jean Claude ROBINET : Huy, Duc, Gia Hien, Walter, Michel, Cléopâtre, Raphael...

Pour finir je tiens à remercier ma famille de m'avoir soutenu jusqu'au bout. Un Merci particulièrement fort à ma Hien, pour sa patience, son calme et son soutien indéfectible même lorsque j'eus pu devenir désagréable.

Résumé

Les travaux de recherche présentés dans ce manuscrit ont été menés dans le cadre du projet CIGEO de l'Andra concernant la construction et le développement de nouveau soutènement pour les galeries d'un stockage des déchets radioactifs à une profondeur de 500m sur le site Meuse/Haute Marne à Bure.

La première partie de ce travail porte sur l'établissement d'un modèle rhéologique de l'argilite du Callovo-Oxfordien nommé SC2D (Swelling Creep Diagenesis Damage). Traditionnellement, la calibration des modèles rhéologiques pour les matériaux argileux repose sur des essais de laboratoire à partir des échantillons carottés. Ces échantillons sont endommagés par la décharge hydromécanique lors du prélèvement. Cet endommagement ne peut pas être réparé par une reconsolidation sous la contrainte in situ de prélèvement. Cet endommagement va altérer durablement les caractéristiques hydromécaniques de l'argilite et engendrer des nouveaux mécanismes élasto-plastiques qui n'existent pas sur l'argilite in situ. L'originalité du travail dans ce premier temps porte sur la validation du modèle SC2D de l'argilite sain du Callovo-Oxfordien à partir de la simulation des essais de laboratoire sur échantillons carottés en prenant en compte toute l'histoire de la sollicitation depuis le prélèvement jusqu'à la rupture. Ensuite, le modèle SC2D « intégré » dans le code CLEO est appliqué aux simulations numériques des excavations des galeries du laboratoire souterrain de Bure.

La deuxième partie de la thèse concerne la participation dans le programme de qualification et de mise en œuvre de l'Andra (brevet Andra et CMC) d'un nouveau soutènement compressible permettant d'absorber les convergences anisotropes des galeries creusées dans l'argilite du Callovo-Oxfordien. Ce nouveau soutènement sous forme d'anneaux est constitué d'un assemblage de voussoirs. Chaque voussoir est un sandwich comprenant :

- Le soutènement proprement dit par une coque de structure en béton armé.
- Le matériau compressible surmontant la coque de structure.
- La coque de protection pour permettre son transport et sa manipulation.

La fabrication des voussoirs compressibles nécessite l'ajout de barbotine (ciment dopé avec du sable) pour la tenue de cette couche compressible. Ce voussoir compressible devait répondre à des exigences mécaniques définies par l'Andra. Les essais présentés dans cette thèse concernent l'analyse des essais œdométrique réalisés chez EGC concernant la caractérisation mécanique à l'échelle de la couche compressible. Différentes variables ont été étudiées, ainsi que des essais de chargement uniforme sur modèle réduit d'anneau de coques. Ces essais seront présentés et commentés.

Ensuite, un modèle rhéologique, qui est nommé Coqcéram, a été construit pour le matériau compressible sur la base du modèle Ganta Gravel. Les paramètres mécaniques du modèle Coqcéram sont obtenus à partir des essais œdométriques.

La validation du modèle Coqcéram est réalisée par comparaison des simulations numériques avec les essais sur modèle réduit d'un anneau de voussoir compressible. Cette modélisation numérique a nécessité « l'intégration » du modèle rhéologique Coqcéram dans le code aux éléments finis CLEO.

Après cette validation la modélisation a été appliqué à deux type anneaux de voussoirs en vrai grandeur mis en place dans le laboratoire souterrain Meuse/Haute Marne. La première modélisation a porté sur un anneau en voussoirs classique sans matériau compressible mis en place immédiatement après l'excavation. Cette modélisation montre une distribution des contraintes sur l'anneau très anisotrope associée à une augmentation continue des contraintes. En revanche la modélisation réalisée avec des voussoirs compressibles montre une distribution des contraintes beaucoup plus faible que pour les voussoirs classiques mais surtout plus uniforme.

Table des matières

CHAPITRE 1 : INTRODUCTION - DIMENSIONNEMENT ET OPTIMISATION DES REVETEMENTS D'OUVRAGE SOUTERRAINS, EXEMPLE D'APPLICATION AU PROJET CIGEO	1
1.1. Introduction	1
1.2. Implantation du projet CIGEO et inventaire des différents déchets	2
1.3. Stockage des déchets moyenne activité à vie longue (MA-VL)	4
1.4. Stockage des déchets haute activité (HA).....	5
1.5. L'architecture souterraine du projet CIGEO.....	5
CHAPITRE 2 : RAPPEL SUR LA METHODE CONVERGENCE/CONFINEMENT ET APPLICATIONS.....	7
2.1. Connaissances du contexte géologique – Données géo mécanique de base.....	7
2.1.1. Etat de contraintes in situ	7
2.1.2. Anisotropie de l'argilite du Callovo-Oxfordien.....	8
2.1.3. Comportement instantané ou à court terme de l'argilite du Callovo-Oxfordien	9
2.1.4. Comportement à long-terme de l'argilite du Callovo-Oxfordien	11
2.2. L'utilisation de la méthode convergence-confinement pour les pré-dimensionnements des galeries	12
2.2.1. Cas d'un comportement élastique	14
2.2.2. Cas d'un comportement élasto-plastique	20
CHAPITRE 3 : RETOUR SUR LA MODELISATION DU COMPORTEMENT DE L'ARGILITE DU CALLOVO-OXFORDIEN.....	28
3.1. Introduction	28
3.2. Spécificités de l'argilite du Callovo-Oxfordien.....	30
3.3. Modèle conceptuel de l'argilite du COx.....	32

3.3.1. Interaction entre phase solide et le fluide interstitiel : adaptation de la théorie de Biot	32
3.3.2. Renforcement interne par la calcite de la phase argileuse	32
3.3.3. Endommagement anisotrope causé par les ruptures des calcites en extension et par la décohé- sion entre la calcite et la phase argileuse	34
3.3.4. Effets différés	38
3.4. Modèle SC2D sur l'argilite non perturbée (Tran 2015).....	39
3.4.1. Comportement instantané	39
3.4.2. Evaluation des variables d'endommagement à partir de l'énergie de déformation 45	
3.4.3. Evaluation des variables d'endommagement simplifiée	45
3.4.4. Interaction fluide-solide	50
3.4.5. Hydraulique.....	52
3.4.6. Effet différé	55
3.5. Modèle SC2D sur l'argilite perturbée construit sur des échantillons prélevés à 500m de profondeur.....	56
3.5.1. Problématique liée à la détermination des caractéristiques hydromécaniques à partir d'échantillon carottés : l'endommagement dû au prélèvement	56
3.5.2. Objectif visé par l'extension du modèle SC2D à l'argilite du COx perturbée	57
3.5.3. Hypothèses et bases de la formulation du modèle SC2D déduites des observations sur l'argilite perturbée.....	61
3.5.4. Mécanisme élasto-plastique produit par l'endommagement de la décharge de prélèvement	66
3.5.5. Reconsolidation d'échantillon en laboratoire	70
3.5.6. Essais triaxiaux en compression axiale à confinement constant.....	74
3.5.7. Essais triaxiaux en extension axiale à confinement constant	84
3.5.8. Essais triaxiaux à pression moyenne constante en extension axiale.....	92

3.6. Conclusion et remarque sur le modèle rhéologique SC2D	101
CHAPITRE 4 : SIMULATION NUMERIQUE AVEC LE CODE CLEO ET LE MODELE SC2D DE LA REPONSE DE L'ARGILITE DU CALLOVO-OXFORDIEN AUX EXCAVATIONS ..	103
4.1. Introduction	103
4.2. Les formulations thermo-hydro-mécanique utilisées dans le code CLEO.....	103
4.3. Modélisation du creusement d'une galerie ou d'une alvéole avec le code CLEO	103
4.3.1. Maillage et conditions aux limites	103
4.3.2. Rappel des équations utilisées pour la simulation numérique avec le code CLEO	106
4.3.3. Paramètres utilisées pour la modélisation de l'excavation des galeries dans le COx	109
4.3.4. Validation du code de calcul CLEO et du modèle rhéologique SC2D dans le cadre du Benchmark de l'Andra sur les excavations des galeries du laboratoire MHM	109
4.3.5. Application du modèle SC2D validé à un soutènement à forte rigidité pour une galerie réalisée dans la direction σ_H	120
4.4. Conclusion et remarque sur les modélisations réalisées avec le code CLEO et la modèle rhéologique SC2D.....	122
CHAPITRE 5 : L'UTILISATION DE REVETEMENT COMPRESSIBLE PERMETTANT D'ABSORBER LES CONVERGENCES ANISOTROPES DE L'ARGILITE DU COX	126
5.1. Introduction	126
5.2. Inventaire des soutènements permettant d'absorber les convergences des terrains.....	127
5.2.1. Soutènements par anneaux adaptatifs	127
5.2.2. Soutènements par voussoirs composites compressibles.....	128
5.3. Matériaux compressibles.....	129
5.3.1. Programme de qualification des voussoirs compressible conduit par l'Andra	129

5.3.2. Caractéristiques géométriques et mécaniques des coques céramiques tubulaires	130
---	-----

5.4. Etude de l'assemblage des coques tubulaires pour former la couche de matériau compressible138

5.4.1. Etude des compressibilités sur des chemins œdométriques du composite béton de structure-couche compressible-béton de protection	139
--	-----

5.4.2. Résultats des essais de compressibilités œdométriques	147
--	-----

5.4.3. Influence du mode de fabrication en usine	155
--	-----

5.4.4. Conclusion sur les essais de compressibilités œdométriques	160
---	-----

5.5. Etude des anneaux en voussoirs compressibles par des essais sur modèles réduits161

5.5.1. Appareil d'essai et ses accessoires.....	161
---	-----

5.5.2. Fabrication des échantillons.....	169
--	-----

5.5.3. Mode opératoire d'un essai sur modèle réduit de voussoirs	173
--	-----

5.5.4. Résultats des essais sur le modèle réduit de voussoirs compressibles.....	174
--	-----

5.6. Approches de modélisation184

5.6.1. Première approche semi empirique.....	184
--	-----

5.6.2. Deuxième approche de modélisation	185
--	-----

5.7. Discussion et conclusion194

CHAPITRE 6 : CONCLUSION GENERALE ET PERSPECTIVES.....198

6.1. Le bilan de ce travail198

6.1.1. Au niveau du modèle rhéologique SC2D étendu aux argilites perturbées par la décharge de prélèvement.....	198
---	-----

6.1.2. Au niveau des voussoirs compressibles VMC (Andra/CMC)	199
--	-----

6.2. Perspectives de développement201

6.2.1. Au niveau des moyens expérimentaux.....	201
--	-----

6.2.2. Au niveau de la modélisation numérique	202
ANNEXE A : ESSAI TRIAXIAL EN EXTENSION	203
A.1. Introduction	203
A.2. Cellule triaxiale d'EGC	203
A.3. La méthodologie utilisée pour les essais dans la nouvelle cellule triaxiale	204
A.3.1. Principe d'un essai en extension	205
A.3.2. Exploitation des résultats des essais	206
ANNEXE B : SURFACES DE CHARGE DANS LE MODELE SC2D SUR L'ARGILITE PERTURBEE 208	
B.1. Recharge isotrope jusqu'à en confinement de 12 MPa	208
B.1.1. Détermination de la surface élastique FU	208
B.1.2. Surface de charge CFU	208
B.1.3. Surface de charge limite CFU	210
B.1.4. Evolution de la surface élastique FU par le nouveau mécanisme CFU sous chargement isotrope de 12 MPa	211
B.2. Essais triaxiaux en compression axiale à confinement constant de 12 MPa	213
B.2.1. Surface de charge CFU	213
B.2.2. Expression de la ligne de rupture dans le référentiel $p'\Omega; q\Omega$	215
B.2.3. Surface de charge limite CFU tangente à la ligne de rupture dans le référentiel $p'\Omega; q\Omega$	216
B.3. Essais triaxiaux en extension axiale à confinement constant de 13 MPa	217
B.3.1. Détermination de la surface limite CFU du chargement isotrope jusqu'à 13 MPa 218	
B.3.2. Evolution de la surface élastique FU par nouveau mécanisme CFU sous chargement isotrope de 13 MPa	219
B.3.3. Surface de charge CFU	220

B.4. Essais triaxiaux à pression moyenne constante de 12 MPa en extension axiale222

B.4.1. Détermination du point D à l'intersection du chemin à P_{moy} et de la surface FU
223

B.4.2. Détermination de la droite des centres des cercles des surfaces de charge CFU
223

**ANNEXE C : FORMULATIONS THERMO-HYDRO-MECANIQUE UTILISEES DANS LE
CODE CLEO 224**

C.1. Formulation de la partie hydraulique.....224

C.1.1. Formulation locale.....224

C.1.2. Formulation variationnelle.226

C.1.3. Formulation approchée: la méthode des éléments finis.....226

C.2. Formulations mécaniques229

C.2.1. Formulation locale.....229

C.2.2. Formulation variationnelle.229

C.2.3. Formulation approchée: la méthode des éléments finis.....230

C.3. Formulation de la partie thermique.....232

C.3.1. Formulation locale.....232

C.3.2. Formulation variationnelle.235

C.3.3. Formulation approchée: la méthode des éléments finis.....240

**C.4. Formulation globale approchée du problème THM : Les équations hydraulique,
mécanique et thermique243**

C.5. Discrétisation temporelle : la méthode des différences finies.....244

C.5.1. Présentation discrétisation temporelle : une méthode de résolution itérative.....244

C.5.2. La méthode itérative de Picard et le critère de convergence utilisé244

C.5.3. Choix du pas de temps245

ANNEXE D : PLANS D'APPAREIL246

PUBLICATIONS PERSONNELLES.....266

REFERENCES 267

Table des figures

Figure 1-1 : Implantation du projet CIGEO (Andra 2016).....	3
Figure 1-2 : Unités géologiques de la couche COx (Gaucher et al. 2004)	4
Figure 1-3 : Schéma d'une alvéole des déchets MA-VL (Andra 2016).....	5
Figure 1-4 : Schéma d'une alvéole de stockage des déchets HA (Andra 2016).....	5
Figure 1-5 : Vue générale des zones de stockage des déchets MA-VL et HA (Andra 2016)..	6
Figure 2-1 : Plan de MHM URL et les directions de contrainte principale (Seyedi, Armand, et Noiret 2017)	7
Figure 2-2 : Zone fracturée autour des galeries creusées dans les directions de contrainte principale.....	9
Figure 2-3 : Essais triaxiaux sur l'échantillon d'argilite du COx (Armand, Noiret, et al. 2013).	9
Figure 2-4: Courbes caractéristiques d'une excavation circulaire et son soutènement	12
Figure 2-5: Taux de déconfinement en fonction de la distance au front de taille (Marc Panet et Habib 1995).....	13
Figure 2-6: A gauche: répartition naturelle des contraintes avant excavation. A droite : rotation du champ de contrainte due à l'excavation (effet de voûte) (Vulliet, Laloui, et Zhao 2016) ...	15
Figure 2-7: Déplacement radial et distribution des contraintes principales autour du tunnel pour différentes valeurs du taux de déconfinement (massif élastique isotrope, $K_0 = 1$).....	16
Figure 2-8: Contrainte orthogonale au périmètre ($r=R$) de la cavité en fonction de K_0 , pour $\theta=0^\circ$ et $\theta=90^\circ$	16
Figure 2-9: Diagramme convergence-confinement en élasticité	18
Figure 2-10 : Convergence de galerie in-situ creusée dans la direction de σ_h (Blanco Martín et al. 2011)	19
Figure 2-11 : Les courbes caractéristiques dans le cas d'un comportement élastique du terrain	20
Figure 2-12 : Développement de la zone plastique: (a) Autours d'une section ; (b) Dans l'axe du tunnel	21

Figure 2-13 : Critère de Tresca.....	22
Figure 2-14 : Tunnel en milieu élastoplastique parfait – Critère de Tresca ($\lambda_e = 0.5$). Distribution des contraintes et variation du rayon plastique R_p en fonction du taux de déconfinement λ (Marc Panet et Habib 1995)	23
Figure 2-15 : Critère de Mohr-Coulomb	24
Figure 2-16 : Tunnel en milieu élastoplastique parfait – Critère de Mohr-Coulomb. Variation du rayon plastique en fonction du taux de déconfinement ($\lambda_e = 0.7$, $\Phi = 30^\circ$, $K_p = 3$) (Marc Panet et Habib 1995).....	25
Figure 2-17 : Comportement élastoplastique fragile	25
Figure 2-18 : Courbes caractéristiques en milieu élastoplastique	26
Figure 2-19 : Les courbes caractéristiques dans le cas d'un comportement élasto-plastique du terrain.....	27
Figure 3-1 : Modèle conceptuel de la microstructure des argilites (Sammartino 2001)	31
Figure 3-2 : Rosaces d'orientation des grains de carbonates (a et b) et de quartz (c et d) obtenues à partir de cartes minérales acquises au MEB en mode BSE (a et c) et en microtomographie (b et d) orientées perpendiculairement au plan de sédimentation (Jean-Charles Robinet 2008).....	31
Figure 3-3 : Schéma du réseau 3D de la calcite interpénétré dans la phase argileuse des argilites du Callovo-Oxfordien (Jean-Charles Robinet 2008)	33
Figure 3-4 : Comparaison des rigidités des zones riches et pauvres en argile d'un échantillon d'argilite soumis à un essai de compression simple (Bornert et al. 2008)	33
Figure 3-5 : (a) Evolution de la pression de consolidation avec le pourcentage de carbonate ; (b) Comparaison du comportement sur des chemins triaxiaux de compression des échantillons d'argilite remaniée par rapport à une argilite massive (Jean-Claude Robinet et LY 2018)	34
Figure 3-6 : Schématisation de la création de la surface limite de diagénèse de l'argilite Meuse/Haute Marne	34
Figure 3-7 : Essais triaxiaux en compression et en extension pour des confinements de 12MPa dans les directions parallèles et perpendiculaires aux plans de stratification (Source EGC-CEA)	36

Figure 3-8 : Zoom sur les essais d'extension pour des confinements de 12MPa dans les directions parallèles et perpendiculaires aux plans de stratification (Source EGC-CEA).....	37
Figure 3-9 : Evolution des déformations axiales de fluage des échantillons d'argilite du Callovo-Oxfordien saturés et partiellement saturés (Humidité relative de 90%) sous différents déviateurs de contrainte (J. Robinet et Imbert 2013)	38
Figure 3-10 : Limite de rupture et d'état critique dans l'espace P'-q.....	42
Figure 3-11 : Réseaux de fractures résultant des observations in situ induites autour des galeries parallèles à la contrainte majeure σ_H (Armand, Leveau, et al. 2013).	43
Figure 3-12 : Réseaux de fractures résultant des observations in situ induites autour des galeries parallèles à la contrainte mineur σ_h (Armand, Leveau, et al. 2013)	44
Figure 3-13 : Simulation des déformations limites à partir des essais triaxiaux réalisés sur des échantillons d'argilite prélevés dans la direction des contraintes principales in situ (Tran 2015)	46
Figure 3-14 : Essai de torsion sur cylindre creux	47
Figure 3-15 : Ajustement de déformations limites des galeries orientées dans la direction de contrainte majeure.....	47
Figure 3-16 : Cycles oedométriques sur échantillons d'argilite avec des degrés de saturation de 97%.....	48
Figure 3-17 : Evolution des déformations plastiques produites par l'endommagement anisotrope	49
Figure 3-18 : Evolution de contrainte d'extension et pression de consolidation dans le régime d'adoucissement	50
Figure 3-19 : Loi d'évolution de la perméabilité intrinsèque en fonction de la taille de la zone endommagée	54
Figure 3-20 : Evolution de la perméabilité intrinsèque en fonction de l'endommagement pour l'argilite du COx.....	54
Figure 3-21 : Simulation avec le modèle SC2D des essais de fluage pour une pression moyenne de 12 MPa et deux déviateurs de contrainte (Source EGC-CEA).....	55

Figure 3-22 : Boucle d'hystérésis sur un chemin triaxial pour une pression de confinement $\sigma_3 = 5\text{MPa}$ (Hoxha et Auvray 2004).....	56
Figure 3-23 : Comparaison des courbes contrainte-déformation volumique pour différentes pressions de confinement (Hoxha et Auvray 2004)	57
Figure 3-24 : Evolution des modules d'Young en fonction du déviateur des contraintes (Hoxha et Auvray 2004).....	57
Figure 3-25 : Orientation de la stratification par rapport aux directions de sollicitations	58
Figure 3-26 : Evaluation des coefficients d'endommagement résultant de la décharge hydromécanique : Observation CEA-EDF & simulation numérique (Semete et al. 2013).....	60
Figure 3-27 : Evolutions des surfaces de charge lors du prélèvement des échantillons.....	61
Figure 3-28 : Calibration de la surface limite à partir des essais triaxiaux de compression et de la pression de sur-consolidation apportée par la calcite (Tran 2015)	62
Figure 3-29 : Essai triaxial sous chargement cyclique sous une pression de confinement de 5 MPa.....	63
Figure 3-30 : Courbes des essais oedométrique sur l'argilite (Mohajerani 2011).....	63
Figure 3-31 : Evolution des surfaces de charge CFU au cours du chemin de chargement oedométrique	65
Figure 3-32 : Evolution des surfaces de charge CFU au cours du chemin déchargement oedométrique	66
Figure 3-33 : La surface de charge FU de la décharge dû au prélèvement des échantillons de COX.....	68
Figure 3-34 : Schéma de l'évolution des surfaces de charge au cours du déchargement hydromécanique par le prélèvement des échantillons	70
Figure 3-35 : Nouveau mécanisme élasto-plastique CFU avec écrouissage de la surface FU	71
Figure 3-36 : Surface de charge CFU pour le chargement isotrope.....	73
Figure 3-37 : Nouvelle surface FU résultant d'un chargement isotrope jusqu'à 12 MPa	74

Figure 3-38 : Schématisation de l'endommagement radial dans un essai triaxial de compression.....	75
Figure 3-39 : Chemin de chargement triaxial en compression axiale avec un confinement de 12MPa.....	76
Figure 3-40 : La surface de charge CFU dans les référentiels $(p' ; q)$ et $\Omega p' c \Omega ; q c \Omega$	77
Figure 3-41 : Evolution des surfaces de charge CFU jusqu'à la surface de rupture	79
Figure 3-42 : Courbes contrainte déformation dans les essais triaxiaux sur l'argillite COx. Résultats expérimentaux et des simulations numériques avec le modèle SC2D (Source EGC)	80
Figure 3-43 : Variation de volume dans l'essai triaxial sur l'argillite COx. Résultats expérimentaux et résultats des simulations avec le modèle SC2D (Source EGC)	81
Figure 3-44 : Courbes contrainte déformation dans les essais triaxiaux non drainés. Résultats expérimentaux et modélisation avec le modèle SC2D (Source EGC).....	82
Figure 3-45 : Courbes des pressions interstitielles dans les essais triaxiaux non drainés. Résultats expérimentaux et modélisation avec le modèle SC2D (Source EGC)	82
Figure 3-46 : Schématisation de l'endommagement axiale dans un essai triaxial en extension axiale.....	84
Figure 3-47 : Chemin de chargement triaxial en extension axiale avec un confinement de 13MPa.....	85
Figure 3-48 : La surface de charge CFU tangente à la surface FUnew dans les référentiels $(p' - q)$ & $p' \Omega - q \Omega$	88
Figure 3-49 : Simulation avec le modèle SC2D d'un essai triaxial en extension axiale avec une stratification perpendiculaire à l'extension : (a) courbe contrainte –déformation (b) courbe d'endommagement-déformation axiale (Data source EGC).....	91
Figure 3-50 : Simulation avec le modèle SC2D d'un essai triaxial en extension axiale avec une stratification parallèle à l'extension : (a) courbe contrainte –déformation (b) courbe d'endommagement-déformation axiale (Data source EGC).....	92
Figure 3-51 : Le chemin de sollicitation du prélèvement des échantillons jusqu'à un confinement de 12MPa.....	93

Figure 3-52 : Schématisation de l'endommagement dans un essai à pression moyenne en extension axiale.....	94
Figure 3-53 : La surface de charge CFU tangente à la surface FU dans les référentiels ($p' - q$) & $p'\Omega - q\Omega$ sur le chemin à pression moyenne	96
Figure 3-54 : Activation des surfaces de charge CFU au cours du chemin à pression moyenne constante de 12MPa en extension axiale	98
Figure 3-55 : Essai à pression moyenne en extension axiale : (a) Courbes contrainte déformation et (b) endommagement axial (Data source EGC)	99
Figure 4-1 : Evolution du taux de déconfinement et de la contrainte radiale	104
Figure 4-2 : Maillage et conditions aux limites	105
Figure 4-3 : Taux de déconfinement et pression d'eau mesurées lors de l'excavation dans le laboratoire souterrain (Mánica et al. 2017)	105
Figure 4-4 : Extension des zones endommagées fracturées autour des galeries parallèle à σH a)-Observation in situ ; b)- Simulation numérique avec le modèle SC2D & code CLEO	111
Figure 4-5 : Evolution des coefficients d'endommagement D_x , D_y , D_{xy} des galeries creusées dans la direction de la contrainte majeure σH	112
Figure 4-6 : Evolution des déformations ϵ_x , ϵ_y , ϵ_{xy} des galeries creusées dans la direction de la contrainte majeure σH	113
Figure 4-7 : Comparaison des galeries parallèles à σH a)-Simulation numérique avec le modèle SC2D & code CLEO ; b)-Mesure in situ (Seyedi, Armand, et Noiret 2017).....	114
Figure 4-8 : Résultats des simulations numériques de la galerie dans la direction σH des participants (Seyedi, Armand, et Noiret 2017)	115
Figure 4-9 : Extension des zones endommagées fracturées autour des galeries parallèles à σh a)-Observation in situ ; b)- Simulation numérique avec le modèle SC2D & code CLEO	116
Figure 4-10 : Evolution des coefficients d'endommagement D_x , D_y , D_{xy} des galeries creusées dans la direction de contrainte mineure σh	117
Figure 4-11 : Evolution des déformations ϵ_x , ϵ_y , ϵ_{xy} des galeries creusées dans la direction de la contrainte mineure σh	118

Figure 4-12 : Comparaison pour les galeries parallèles à σ_h a)-Simulation numérique avec le modèle SC2D & code CLEO ; b)-Mesure in situ (Seyedi, Armand, et Noiret 2017).....	119
Figure 4-13 : Résultats des simulations numériques de la galerie dans la direction σ_h des participants (Seyedi, Armand, et Noiret 2017)	120
Figure 4-14 : Soutènement très rigide mise en place 4 jours avant le déconfinement total (a)-déplacement bloqué après 21 jours & (b)-distribution des contraintes radiales sur le soutènement	121
Figure 4-15 : Soutènement très rigide mise en place immédiatement après l'excavation (a)-déplacement bloqué après 25 jours (fin d'excavation) & (b)-distribution des contraintes radiales sur le soutènement.....	121
Figure 4-16 : Soutènement très rigide mise après 5 jours de la fin d'excavation (a)-déplacement bloqué après 30 jours (5 jours de la fin d'excavation) & (b)-distribution des contraintes radiales sur le soutènement	122
Figure 4-17 : Evolution des déformations suivant les directions X et Y entre 90 jours et 5 ans	123
Figure 4-18 : Evolution des zones endommagées suivant contraintes les directions X et Y entre 90 jours et 5 ans.....	124
Figure 4-19 : Evolution des déformations et des zones endommagées par cisaillement entre 90 jours et 5 ans.....	124
Figure 5-1 : Courbe contrainte-déformation de l'élément en béton haute compressibilité (Thut et al. 2006)	127
Figure 5-2 : Comparaison de déformation dans l'anneau A42 (remplissage par mortier classique) et l'anneau A62 (remplissage par mortier compressible) (Armand, Plas, et Bosgiraud 2015).....	128
Figure 5-3 : Deux types de support flexible du tunnel (Anagnostou et Cantieni 2007)	128
Figure 5-4 : Résultats des essais de compression des coques série 1	132
Figure 5-5 : Résultats des essais de compression sur la série 1bis de coques usinées avec des faces parallèles.....	133
Figure 5-6 : Résultats des essais de compression des coques série 2	133

Figure 5-7 : Résultats des essais de compression des coques série 3.....	134
Figure 5-8 : Résultats des essais de compression des coques série 4.....	134
Figure 5-9 : Résultats des essais Brésilien sur les coques série 1.....	135
Figure 5-10 : Résultats des essais Brésilien sur les coques série 2.....	135
Figure 5-11 : Résultats des essais Brésilien sur les coques série 3.....	136
Figure 5-12 : Résultats des essais Brésilien sur les coques série 4.....	136
Figure 5-13 : Comparaison des résultats de (a)-Compression ; (b)-Brésilien.....	137
Figure 5-14 : Evolution des densités en fonction du volume et de la mise en place pour les coques D18mm.....	138
Figure 5-15 : Schéma d'un élément de voussoir avec son béton de structure (a) coques sans cohésion & (b) coques avec barbotine.....	139
Figure 5-16 : Plan du moule de fabrication de l'échantillon pour l'essai de compression œdométrique.....	141
Figure 5-17 : Vue schématique de la maquette Phebus a)-Avant aménagement ; b)-Après aménagement.....	144
Figure 5-18 : Dispositif des mesures du déplacement axial du piston.....	145
Figure 5-19 : Vue schématique de dispositif de chargement.....	145
Figure 5-20 : Courbe caractéristique d'échantillon sans barbotine de collage.....	148
Figure 5-21 : (a) Zoom sur le début du chargement ; (b) Evolution du module tangent œdométrique de l'échantillon sans barbotine de collage.....	148
Figure 5-22 : Courbe caractéristique de l'échantillon avec barbotine de collage.....	149
Figure 5-23 : (a) Zoom sur le début du chargement ; (b) Evolution du module tangent œdométrique d'échantillon avec barbotine de collage.....	149
Figure 5-24 : Effet de la barbotine sur les coques de 18mm de diamètre.....	150
Figure 5-25 : Effet de la barbotine sur les coques de 20mm de diamètre.....	151
Figure 5-26 : Effet du temps de séchage.....	152

Figure 5-27 : Courbes de caractéristique EN1 et EN5 (sans barbotine).....	153
Figure 5-28 : (a) Zoom sur le début du chargement ; (b) Evolution du module tangent œdométrique d'EN1, EN5	153
Figure 5-29 : Effet de l'épaisseur du matériau compressible.....	153
Figure 5-30 : Evolution du comportement de matériau compressible en fonction du rapport du poids de barbotines sur poids des coques.....	154
Figure 5-31 : Evolution de la limite élastique et module élastique en fonction du rapport de barbotine	155
Figure 5-32 : Evolution de la déformation à 13MPa en fonction du rapport de barbotine et de la densité du matériau compressible	155
Figure 5-33 : Résultats des essais de compressibilité des échantillons réalisés par Stradal	159
Figure 5-34 : Compressibilité des échantillons de Stradal à 13 MPa de chargement.....	159
Figure 5-35 : Evolution du domaine élastique des différents modes de fabrication	160
Figure 5-36 : Schématisation des contraintes orthoradiales induites par la convergence de l'argilite.....	161
Figure 5-37 : Coupe d'ensemble de l'appareil d'essai pour le modèle réduit de voussoirs..	162
Figure 5-38 : Vue d'ensemble du nouveau soutènement de diamètres 118 mm (type 2) avec ses deux capteurs de force	165
Figure 5-39 : Vue d'ensemble du nouveau soutènement de diamètres 200 mm (type 3) avec ses deux capteurs de force	166
Figure 5-40 : Vue de la douille support des capteurs de force	167
Figure 5-41 : Moule pour la fabrication des membranes à spires.....	169
Figure 5-42 : Plan d'ensemble des moules pour la fabrication des coques tubulaire de protection en matériau cimentaire	170
Figure 5-43 : Plan d'ensemble des moules pour la fabrication des modèles réduits de voussoirs compressibles	171
Figure 5-44 : Courbe caractéristique de l'échantillon VC1	176

Figure 5-45 : Comparaison des essais du modèle réduit de voussoirs et œdométrique	177
Figure 5-46 : Courbes caractéristiques des échantillons de type 1 du modèle réduit de voussoirs compressibles	178
Figure 5-47 : Courbe caractéristique de l'échantillon VC5	179
Figure 5-48 : Biais de mesure en fonction de la contrainte de confinement entre deux méthodes	180
Figure 5-49 : Impact de la forme déformée sur les résultats de mesure : (a) comparaison des deux méthodes de mesure sur VC1 et VC6 ; (b) position de mesure ponctuelle sur VC1 ; (c) position de mesure ponctuelle sur VC6	180
Figure 5-50 : Comparaison des contraintes sur les trois soutènements de diamètre 80 mm VC9, 118 mm VC10 et 200 mm VC11	182
Figure 5-51 : Courbe caractéristique de l'échantillon VC7	182
Figure 5-52 : Courbe caractéristique de l'échantillon VC8	183
Figure 5-53 : Comparaison essai œdométrique et essai sur modèle réduit : (a)-Courbes contrainte-déformation ; (b)-Evolution des modules tangents ; (c)-Evolution des domaines plastiques	184
Figure 5-54 : Différence de modules tangents entre les essais sur modèle réduit et les essais œdométriques	185
Figure 5-55 : Schématisation des trois domaines de comportement des coques tubulaires assemblées par barbotine	186
Figure 5-56 : Evolution de la limite élastique en fonction du pourcentage du poids barbotine par rapport au poids des coques	186
Figure 5-57 : Evolution de la résistance en traction avec la déformation volumique plastique	187
Figure 5-58 : Déformation volumique lors de la compression œdométrique	187
Figure 5-59 : Evolution des surfaces de charge en fonction des déformations volumiques plastiques	188

Figure 5-60 : Modèle pour les coques assemblées par barbotine : (a) vue tridimensionnelle de la surface de charge dans le référentiel $q-p'-\varepsilon vP$ & (b) projection de la surface de charge dans le plan $q-p'$	189
Figure 5-61 : Maillage et les conditions aux limites utilisées pour les simulations de l'essai œdométrique.....	190
Figure 5-62 : Comparaison entre les résultats de simulation numérique avec le modèle rhéologique de l'essai œdométrique des coques sans barbotine et les résultats expérimentaux	190
Figure 5-63 : Maillage et conditions aux limites utilisées pour la modélisation de l'anneau du modèle réduit	191
Figure 5-64 : Comparaison entre les résultats de de simulation numérique avec le modèle rhéologique de l'essai sur modèle réduit d'un anneau de coques sans barbotine et les résultats expérimentaux.....	191
Figure 5-65 : Maillage de la méthode activation/désactivation a)-Avant la pose du soutènement ; b)-Après la pose du soutènement	192
Figure 5-66 : Maillage de la méthode de création du nouveau maillage a)-Avant la pose du soutènement ; b)-Après la pose du soutènement	192
Figure 5-67 : Maillage et conditions aux limites pour la modélisation du massif en interaction avec un soutènement compressible	193
Figure 5-68 : Pression sur le soutènement sans matériau compressible	194
Figure 5-69 : Pression sur le soutènement avec matériau compressible	194
Figure 5-70 : Différences entre les contraintes radiales appliquées et les contraintes sur les soutènements.....	196
Figure 5-71 : Rapport entre les contraintes sur les soutènements et les contraintes radiales appliquées.....	196
Figure 6-1 : Vue d'ensemble du support acoustique.....	202
Figure A-1 : Cellule triaxiale d'EGC	203
Figure A-2 : Chemins de sollicitations réalisables dans la nouvelle cellule triaxiale	204

Figure A-3 : Deux formes de l'échantillon (a) diamètre de 40mm (b) et à réduction de section de diamètre 35mm	205
<i>Figure A-4 : (a) L'échantillon mis en place (b) La tête d'embase percée pour saturation de l'échantillon</i>	<i>205</i>
Figure A-5 : Schéma d'un essai en extension.....	206
Figure B-1 : Surfaces de charge dans le rechargement isotrope jusqu'à un confinement de 12 MPa.....	209
Figure B-2 : La surface de charge CFU tangente à la surface de charge FU pour le chargement isotrope de 8.86 MPa jusqu'à 12 MPa	211
Figure B-3: Nouvelle surface FU résultant d'un chargement isotrope jusqu'à 12 MPa	212
Figure B-4 : Surfaces de charge dans l'essai triaxial en compression à confinement constant de 12 MPa.....	215
Figure B-5 : Limite de rupture et chemin triaxial dans le référentiel $p'c\Omega; qc\Omega$	216
Figure B-6 : Evolution des surfaces de charge sur un chemin triaxial en compression axiale	217
Figure B-7 : Surface de charge limite CFU tangente à la surface de charge FU pour le chargement isotrope jusqu'à 13 MPa	218
Figure B-8 : Nouvelle surface de charge CFU produisant l'expansion de la surface FU	220
Figure B-9 : Surface de charge CFU sur un chemin d'extension à confinement constant de 13 MPa.....	221
Figure B-10 : Chemin de charge dans l'essai triaxial à pression moyenne constante en extension axiale.....	222

Table des photographies

Photographie 5-1 : Quatre séries des coques tubulaires	130
Photographie 5-2 : Appareil d'essai de compression et Brésilien.....	131
Photographie 5-3 : (a)-Essai de compression ; (b)-Essai Brésilien	132
Photographie 5-4 : Evaluation de la densité des coques	137
Photographie 5-5 : Moule en PVC de fabrication de l'échantillon œdométrique.....	140
Photographie 5-6 : Echantillon œdométrique avec barbotine de collage	143
Photographie 5-7 : Mise en place de l'échantillon dans la cellule œdométrique	147
Photographie 5-8 : (a) - Plaque de fond ou de dessus du moule ; (b) - Tube TUBOTEC encastré dans la rainure; (c) - Moule complet.....	156
Photographie 5-9 : Echantillons 1A, 1B, 2A, 2B, 3A, 3B, 4A, 4B avant l'essai de compressibilité	158
Photographie 5-10 : Les coques sont remplies par le béton de protection	158
Photographie 5-11: Vue du haut du soutènement avec ses deux coins.....	163
Photographie 5-12 : Palpeur de mesure du déplacement radial installé sur la jupe d'appareil	168
Photographie 5-13 : (a)-Moule spécial pour la fabrication des membranes à spires ; (b)- Membrane réalisée.....	169
Photographie 5-14 : Moule pour la fabrication de coque de protection en matériau cimentaire	170
Photographie 5-15 : Moule assemblé avec la coque de protection et le soutènement	171
Photographie 5-16 : Mode opératoire pour la fabrication de l'échantillon du modèle réduit de voussoirs.....	172
Photographie 5-17 : Quatre types d'échantillons du modèle réduit de voussoirs compressibles	173
Photographie 5-18 : Protection de membrane par clinquant et fibre de verre	174

Photographie 5-19 : Membrane d'étanchéité et l'installation finale de l'échantillon dans cellule de chargement	174
Photographie 5-20 : a-Répartition des coques céramiques à l'interface embase-échantillon ; b-Répartition des coques à l'interface tête-échantillon ; c-Couronne en matériau cimentaire pour renforcer la protection de la membrane d'étanchéité	175
Photographie 5-21 : Vue en fin d'essai de l'échantillon de type 1 du modèle réduit de voussoirs compressibles	176
Photographie 5-22 : Schéma de mesure et dispositif seringue	179
Photographie 5-23 : Vue de dessus de l'échantillon avec le soutènement de diamètre 20 mm	181
Photographie 5-24 : Vue d'échantillon VC7 en fin de l'essai	182
Photographie 5-25 : Vue de l'échantillon VC8 après chargement	183
Photographie 6-1 : Fabrication d'un voussoir compressible VMC chez Stradal	200
Photographie 6-2 : Récepteur Grove Loudness.....	201
Photographie 6-3 : Vue des supports acoustiques collés sur la jupe de l'appareil d'essai ..	201

Table des tableaux

Tableau 1-1 : Quantités prévisionnelles (m ³) de déchets radioactifs à fin 2020, fin 2030 et à terminaison selon les scénarios des industriels (« Inventaire national des matières et déchets radioactifs »).....	4
Tableau 1-2 : Installation des galeries prévue en fin 2030 et à la terminaison	6
Tableau 3-1 : Coefficients de perméabilités mesurés in situ ... Error! Bookmark not defined.	
Tableau 3-2 : Anisotrope initiale des modules initiaux mesurés en compression et en extension par rapport aux directions de la stratification	37
Tableau 3-3 : Anisotrope des contraintes déviatoires maximales en compression et en extension par rapport aux directions de la stratification	37
Tableau 3-4 : Référence des propriétés de l'argilite du COx utilisé dans l'équation de Del Olmo	41
Tableau 3-5 : Valeurs représentatives de la limite de rupture et limite d'état critique	41
Tableau 3-6 : Déformations limites estimées à partir des essais en laboratoire	46
Tableau 3-7 : Déformations limites ajustées à partir des modélisations de zone endommagée fracturée.....	48
Tableau 3-8 : Paramètres utilisés pour l'argilite du Cox	50
Tableau 3-9 : Paramètre du couplage du coefficient de Biot.....	52
Tableau 3-10 : Paramètres hydraulique de la courbe de rétention et de perméabilité relative utilisés dans le modèle SC2D.....	53
Tableau 3-11 : Paramètres hydraulique utilisés dans la simulation de l'excavation des galeries	53
Tableau 3-12 : Paramètres hydrauliques de perméabilité intrinsèque utilisés dans le modèle SC2D	54
Tableau 3-13 : Valeurs des paramètres pour la modélisation des essais de sorption-désorption du CEA-EDF	59

Tableau 3-14 : Module initiaux dans les essais de compression et d'extension triaxiaux par rapport aux directions de la stratification	60
Tableau 3-15 : Evaluation des coefficients d'endommagement sur échantillons carottés à partir des essais de désorption de EDF-CEA et des essais triaxiaux en compression et extension dans les directions de sollicitation perpendiculaire et parallèle au plan de sédimentation.....	61
Tableau 3-16 : Paramètres utilisés dans l'évaluation des déformations élastiques.....	75
Tableau 3-17 : Paramètres utilisés pour les simulations des essais triaxiaux sur argilite perturbée.....	80
Tableau 3-18 : Résumé des différentes phases du prélèvement de l'échantillon à la sollicitation triaxiale en compression axiale avec un confinement de 12 MPa	83
Tableau 3-19 : Résumé des différentes phases du prélèvement de l'échantillon à la sollicitation triaxiale pour un confinement de 13MPa	90
Tableau 3-20 : Résumé des différents mécanismes sur le chemin à pression moyenne de 12 MPa en extension axiale	100
Tableau 4-1 : Paramètres du modèle SC2D utilisés dans la modélisation	109
Tableau 4-2 : Equipes et modèles mise en œuvre (Seyedi, Armand, et Noiret 2017).....	110
Tableau 4-3 : Extension des zones endommagées fracturées autour des galeries dans la direction σ_H	111
Tableau 4-4 : Valeurs des convergences horizontales et verticales des galeries parallèles à σ_H pour les temps 25jours, 60jours et 100jours	115
Tableau 4-5 : Extension des zones endommagées fracturées autour des galeries dans la direction σ_h	116
Tableau 4-6 : Valeurs des convergences horizontales et verticales des galeries parallèles à σ_h pour les temps 25jours, 60jours et 100jours	120
Tableau 4-7 : Evolution temporelle des contraintes radiales en position horizontales ($\theta = 0^\circ$)	125
Tableau 5-1 : Les séries de coques céramiques tubulaires	131
Tableau 5-2 : Force de rupture des coques tubulaires.....	136

Tableau 5-3 : Evolution des densités résultantes des modes des remplissages et des volumes	138
Tableau 5-4 : Echantillons œdométriques fabriqués par EGC	143
Tableau 5-5 : Valeurs caractéristiques des essais œdométriques	150
Tableau 5-6 : Caractéristiques des échantillons fabriqués par Stradal.....	157
Tableau 5-7 : Valeurs caractéristiques des échantillons réalisés par Stradal.....	160
Tableau 5-8 : Caractéristiques des échantillons du modèle réduit de voussoirs	173
Tableau 5-9 : Déformations radiales en fonction des contraintes sur les soutènements	196

Chapitre 1 : Introduction - Dimensionnement et optimisation des revêtements d'ouvrage souterrains, exemple d'application au projet CIGEO

1.1. Introduction

Depuis les années 1980, lors des travaux de la deuxième tranche du métro de Lyon, les techniques de creusement au tunnelier ont connu un essor spectaculaire. Ainsi, les techniques de creusement ont très largement modifié les processus de conception et de dimensionnement des structures souterraines.

Le projet du métro de Lyon est le premier tunnel en France creusé avec un tunnelier. Depuis, le tunnelier est de plus en plus utilisé dans la construction de tunnel. Il est utilisé dans le projet Cigéo pour le creusement des galeries. Par ailleurs les soutènements compressibles présentent un intérêt pour la réparation des ouvrages souterrains. Ainsi, Tractebel propose pour la réparation des tunnels routiers dans la ville de Bruxelles l'utilisation des voussoirs compressibles.

Le projet d'enfouissement des déchets radioactifs à grande profondeur dans l'argilite du Callovo-Oxfordien (COx) et son laboratoire souterrain à Bure contribue au développement de ces techniques et notamment les revêtements à mettre en œuvre. Cette contribution s'opère que ça soit par le retour d'expérience des différentes instrumentations concernant les revêtements dans le laboratoire souterrain, ainsi que par les différents travaux de recherche pour mieux comprendre et représenté le comportement THCM du COx. De ce fait cette roche et ce projet, et avec le niveau de connaissance requis, permet d'être considéré comme un exemple pour valider de nouvelle technique ou nouvelle méthode de calcul.

Ainsi, le génie civil a aujourd'hui besoin de nouvelles technologies de soutènement et d'outil numérique performant afin de limiter le nombre d'essais de structures réelles au profit d'essais numériques moins couteux. Cette constatation est la base de ce travail de thèse jouant sur les aspects utilisation de nouveaux matériaux pour les soutènements (dans ce cas les voussoirs compressibles développés par l'Andra et CMC), et le développement d'outil numérique intégré dans le code CLEO, avec pour l'objectif d'optimiser les revêtements des ouvrages à grande profondeur.

Ce modèle sera utilisée pour modéliser des galeries notamment dans le laboratoire souterrain de Meuse/Haute Marne à 450 m de profondeur.

Le deuxième chapitre permet, de présenter d'une part le contexte géologique de l'argilite du Callovo Oxfordien et d'autre part l'utilisation de la méthode convergence-confinement dans le calcul analytique des tunnels.

La réalisation d'un tel objectif passe en premier lieu dans le chapitre 3 par le développement d'un modèle de comportement adéquat de l'argilite du COx renforcée par des fibres de calcite issues du phénomène de Diagenèse qui se produit in situ.

Ensuite, le modèle est appliqué aux simulations numériques des excavations des galeries du laboratoire souterrain de Bure dans le chapitre 4. Ce chapitre présente les résultats de la zone endommagée fracturée et les grandes convergences des galeries creusées dans l'argilite du COx.

Le dernier chapitre présente d'une part la caractérisation d'un nouveau matériau compressible permettant d'absorber les convergences du terrain et d'autre part la modélisation de soutènement utilisant ce matériau compressible.

La présentation de ce travail nécessite avant tout de revenir sur le projet CIGEO, ses caractéristiques ainsi que sur l'inventaire des différents déchets radioactifs

1.2. Implantation du projet CIGEO et inventaire des différents déchets

Après son autorisation par les instances nationales, le projet CIGEO sera installé à la limite des départements de la Meuse et de la Haute Marne dans l'argilite du COx (Figure 1-1). L'argilite du COx est une couche sédimentaire argileuse âgée de 150 millions d'années. Elle se trouve à une profondeur variant de 420 mètres à plus de 600 mètres suivant la direction du pendage et est éloigné de l'influence de processus de surface (érosion, changements climatiques). Son épaisseur est importante, varie entre 120 à 160 m, et sa très faible perméabilité (10^{-20} à 10^{-21} m²) permettent de retarder la migration des radionucléides et de limiter le renouvellement d'eau autour des colis, ce qui est le principal facteur susceptible d'altérer l'enveloppe du colis.

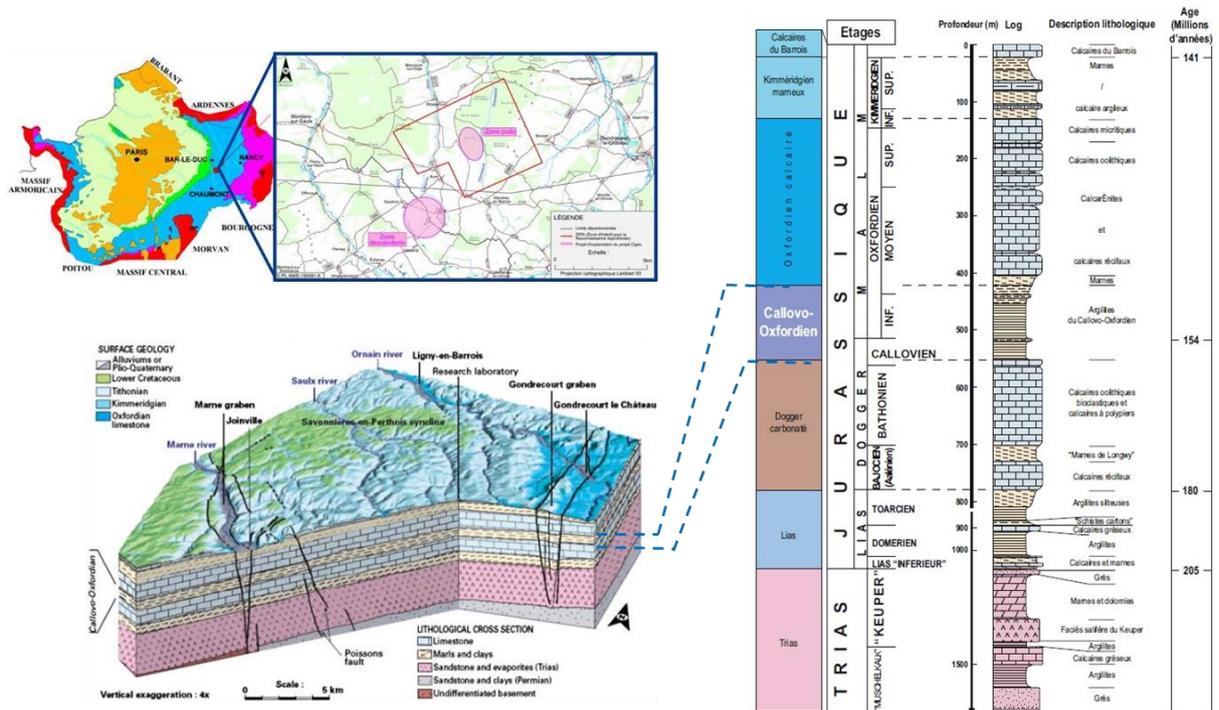


Figure 1-1 : Implantation du projet CIGEO (Andra 2016)

La couche de l'argilite du COx est divisée verticalement en trois grandes unités lithostratigraphiques en fonction de la teneur en carbonate (Figure 1-2) :

- L'unité argileuse (UA) d'une épaisseur d'environ 2/3 du COx, où sont situés les ouvrages de stockage du Cigéo. Elle contient la teneur en carbonate la plus faible d'environ 20% à 27%.
- L'unité de transition (UT) présente le passage entre l'unité UA et l'unité USC. Son épaisseur est de l'ordre de 15 m.
- L'unité silto-carbonatée (USC) est plus hétérogène est plus carbonatée (20% à 80%) avec une épaisseur d'environ 30 m.

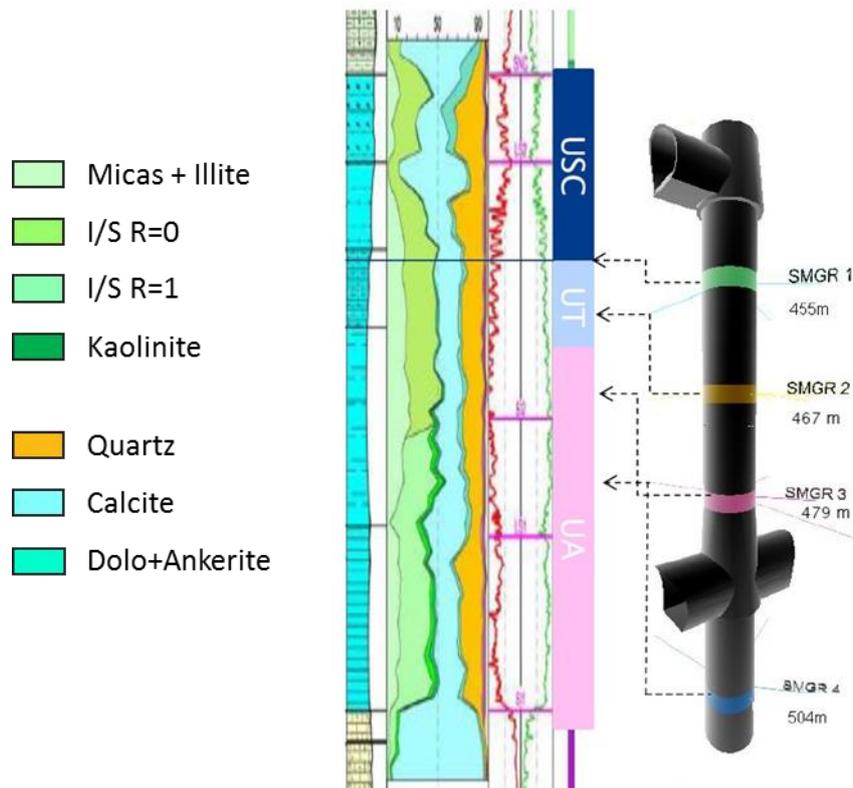


Figure 1-2 : Unités géologiques de la couche COx (Gaucher et al. 2004)

Le projet Cigéo est dimensionné pour accueillir les deux catégories de déchets radioactifs dont les déchets de haute-activité (HA) et les déchets de moyenne-activité à vie longue (MA-VL). Selon le programme industriel de gestion des déchets, plus de dix mille mètres cube de déchets HA et plus de soixante-douze mille mètre cube des déchets MA-VL seront stockés à cet endroit (Tableau 1-1).

Catégorie	Prévisions à fin 2020	Prévisions à fin 2030	Prévisions à terminaison
HA	4 100	5 500	10 000
MA-VL	48 000	53 000	72 000

Tableau 1-1 : Quantités prévisionnelles (m³) de déchets radioactifs à fin 2020, fin 2030 et à terminaison selon les scénarios des industriels (« Inventaire national des matières et déchets radioactifs »)

1.3. Stockage des déchets moyenne activité à vie longue (MA-VL)

Les déchets MA-VL correspondent aux structures métalliques qui entourent le combustible ou aux résidus liés au fonctionnement des installations nucléaires. Ils sont conditionnés dans des colis métalliques ou en béton. Ces déchets ne produisent pas de température ; il est prévu de les stocker dans des grandes alvéoles de diamètre utile d'environ 7.4 m avec un diamètre excavé de 9.5 m (Figure 1-3).

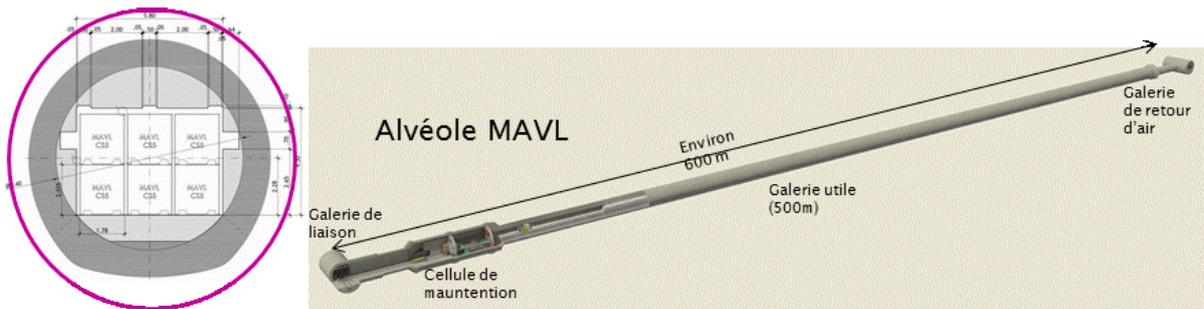


Figure 1-3 : Schéma d'une alvéole des déchets MA-VL (Andra 2016)

1.4. Stockage des déchets haute activité (HA)

Les déchets HA sont principalement produits par le traitement des combustibles usés des centrales nucléaires. Ils sont incorporés à une pâte de verre en fusion puis coulés dans un colis en acier inoxydable. Ces déchets produisent de la température ; il est prévu de les stocker dans des alvéoles (Figure 1-4).

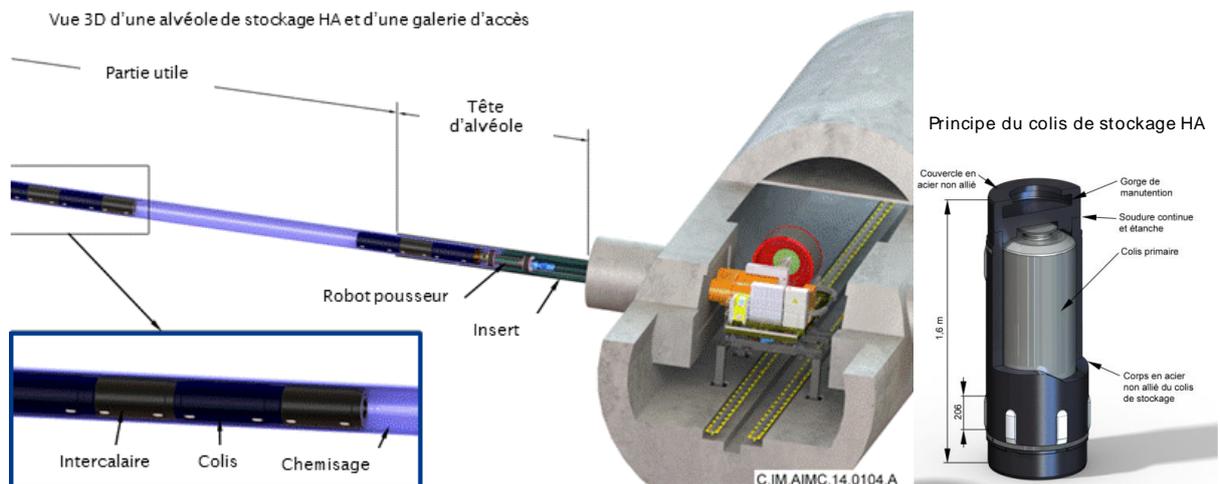


Figure 1-4 : Schéma d'une alvéole de stockage des déchets HA (Andra 2016)

1.5. L'architecture souterraine du projet CIGEO

La Figure 1-5 présente une vue générale de l'architecture des différentes zones des stockages des déchets MA-VL et HA :

- Zone MA-VL : zone de stockage des déchets MA-VL
- Zone HA0 : zone de stockage des déchets HA, réalisée pendant la phase industrielle pilote en tant que données d'entrée de la conception de la future zone HA1/2.
- Zone HA1/2 : zone de stockage principal des déchets HA.

Ainsi, le stockage comporte un grand nombre de galeries, plusieurs dizaines de kilomètres pour accéder aux alvéoles de déchets MAVL et HA. Par ailleurs l'exploitation du stockage est prévue sur une période au moins une centaine d'années et ces ouvrages doivent conserver leurs intégrités vis-à-vis de la sécurité des personnes.

La construction des galeries est divisée par tranches, correspondant à des périodes d'exploitation réduites. Le développement progressif et flexible de la construction des ouvrages souterrains par tranche ne contraint pas les suivants. Ainsi l'intégration des futures tranches permettra des améliorations rendues possibles par les progrès scientifiques et techniques et par le retour d'expérience.

Le Tableau 1-2 présente la prévision de construction en fin 2030 et à la terminaison. Compte tenu des longueurs des galeries, une optimisation des épaisseurs des soutènements doit être examinée et c'est l'objet principal de ce travail.

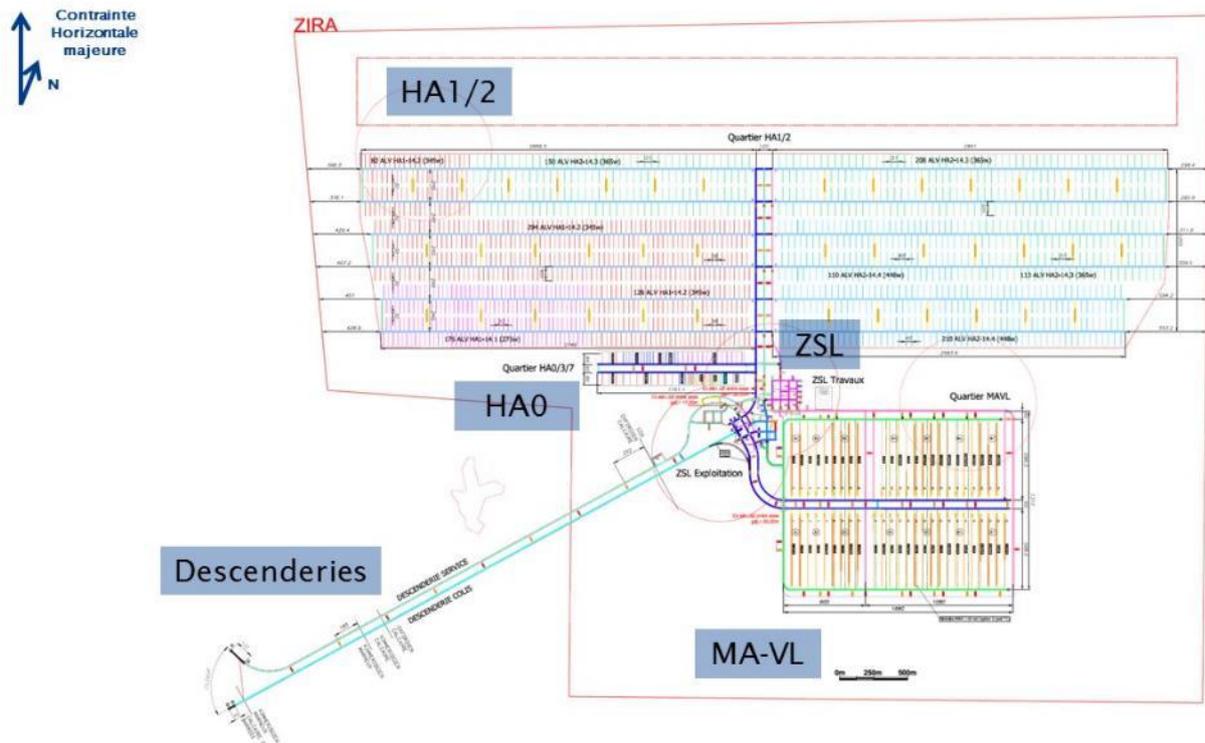


Figure 1-5 : Vue générale des zones de stockage des déchets MA-VL et HA (Andra 2016)

	Tranche 1 (fin 2030)	Terminaison
Linéaires de Galeries dont alvéoles	40 km	270 km
Alvéoles MA-VL (4 + 46)	2,4 km	29,4 km
Galerie MA-VL	8,5 km	16,3 km
Alvéoles HA (77 + 1 466)	6,2 km	153 km
Galerie HA	3,2 km	52,3 km
ZSL	6,4 km	6,4 km
Volumes excavés	2,54 millions de m ³	9,56 millions de m ³

Tableau 1-2 : Installation des galeries prévue en fin 2030 et à la terminaison

Chapitre 2 : Rappel sur la méthode convergence/confinement et applications

2.1. Connaissances du contexte géologique – Données géo mécanique de base

2.1.1. Etat de contraintes in situ

(Wileveau et al. 2007) ont déterminé un état de contrainte anisotrope dans la formation de l'argilite du COx. Avec la contrainte horizontale majeure est orientée N155°E, la contrainte horizontale mineure est presque égale la contrainte verticale. Le rapport σ_H/σ_h entre les deux composantes de contraintes principales horizontales varie en fonction de la profondeur et des caractéristiques rhéologiques des couches concernée.

Au niveau principal du laboratoire souterrain à la profondeur de 490 m (Figure 2-1), les contraintes sont :

- Contrainte verticale $\sigma_v = \rho g Z \approx 12 \text{ MPa}$
- Contrainte horizontale mineure $\sigma_h \approx \sigma_v \approx 12 \text{ MPa}$
- Contrainte horizontale majeure $\sigma_H \approx 1.3 \sigma_h \approx 16 \text{ MPa}$

Où : Z est la profondeur, ρ est la densité et g est la pesanteur.

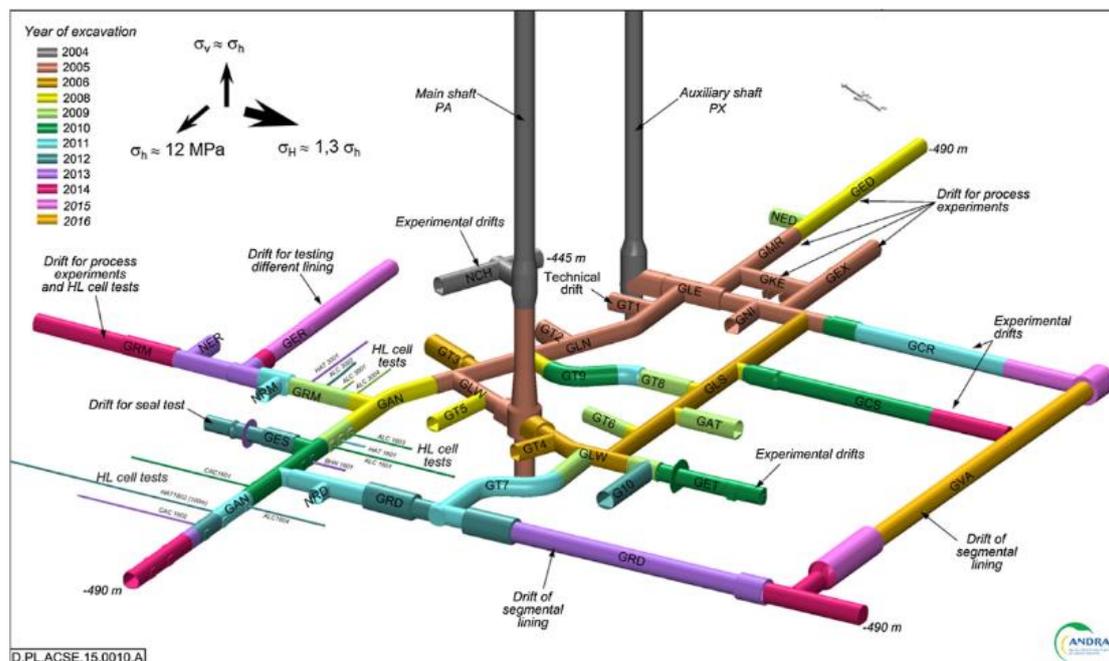


Figure 2-1 : Plan de l'URL et les directions de contrainte principale (Seyedi, Armand, et Noiret 2017)

Il en résulte que l'état de contrainte initiale autour de galerie creusée dans la direction de contrainte majeure σ_H est presque isotrope, tandis que l'état de contrainte autour de galerie excavée dans la direction de contrainte mineure σ_h est anisotrope.

La pression interstitielle au niveau principal du laboratoire souterrain est environ 4.7 MPa (Armand, Leveau, et al. 2013).

2.1.2. Anisotropie de l'argilite du Callovo-Oxfordien

Les mesures des modules de Young réalisées en forage dans le laboratoire souterrain (ANDRA 2005) ont montré une variation entre les directions perpendiculaires (E_{\perp}) et parallèles (E_{\parallel}) à la stratification avec $1.05 \leq E_{\parallel}/E_{\perp} \leq 1.4$. Cette faible anisotropie des modules peut être attribuée aux décharges hydromécaniques produites par les forages avant installation des mesures dilatométriques.

Plusieurs travaux ont été réalisés pour caractériser l'anisotropie de l'argilite du Callovo-Oxfordien (F. Zhang et al. 2012), (Chen et al. 2012), (van den Eijnden et al. 2017). Ces travaux ont montré que la résistance à la rupture des échantillons dépend de l'orientation de chargement par rapport à la stratification. Cette anisotropie structurale est caractérisée par la présence de plans de stratification parallèles résultant de la sédimentation. La déformation globale de l'argile est influencée par ces plans de stratification.

Cette anisotropie se manifeste par la création des zones endommagées fracturées autour de galerie du laboratoire souterrain de forme elliptique (Armand, Leveau, et al. 2013). Ainsi, l'extension des zones fracturées dépend de l'orientation des galeries (Figure 2-2). Pour les galeries construites dans la direction de la contrainte majeure σ_H , le grand axe de l'ellipse de la zone endommagée fracturée est horizontal. En revanche, pour les galeries orientées dans la direction σ_h , le grand axe de l'ellipse de la zone endommagée fracturée est vertical.

A partir des zones endommagées fracturées, les galeries seront construites dans la direction de la contrainte horizontale majeure, dans laquelle l'extension de la zone fracturée en clef de voute est la plus faible limitant ainsi la chute des blocs lors de l'excavation des galeries.

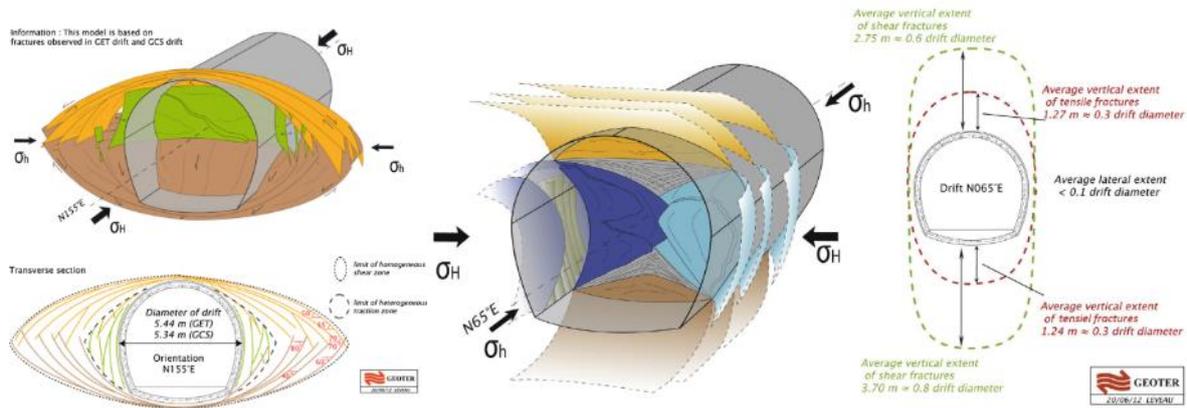


Figure 2-2 : Zone fracturée autour des galeries creusées dans les directions de contrainte principale

2.1.3. Comportement instantané ou à court terme de l'argilite du Callovo-Oxfordien

La plupart des études sur le comportement dit instantané est réalisé à partir des essais triaxiaux sur l'échantillon d'argilite carottés (Figure 2-3). Pour les faibles contraintes déviatoires, le comportement est linéaire, la perte de linéarité des courbes contrainte-déformation latérale débute à environ 50% de la valeur maximale de la contrainte déviatorique. Les contraintes à la rupture sont fortement influencées par la pression de confinement.

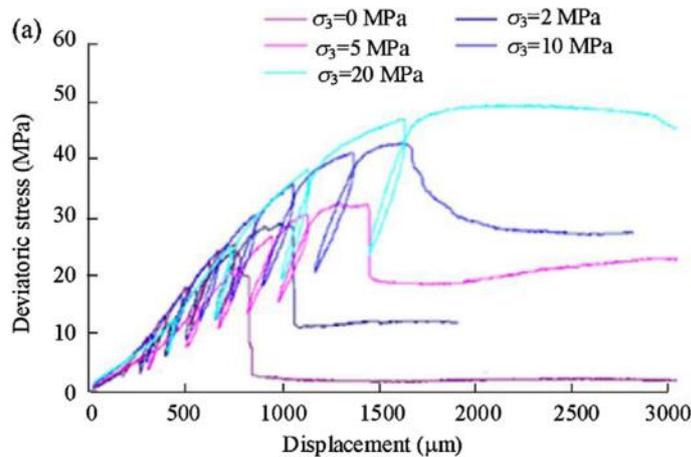


Figure 2-3 : Essais triaxiaux sur l'échantillon d'argilite du COx (Armand, Noiret, et al. 2013)

(Mánica et al. 2016) ont proposé un modèle élasto-plastique pour simuler le comportement instantané de l'argilite du COx. A l'intérieur de la surface élastique, le comportement est supposée élastique anisotrope. Pour des contraintes déviatorique plus élevées, des déformations plastiques se développent, caractérisées par un écoulement positif jusqu'au pic de la courbe contrainte déformation. Après le pic des contraintes le comportement devient radoucissant. Ce comportement est caractéristique des matériaux argileux surconsolidés. Le critère de Mohr-coulomb est utilisé à la fois pour les limites d'élasticité et de rupture. L'anisotropie du matériau est incorporée dans le modèle en utilisant le tenseur de contrainte non-uniforme. L'avantage de cette approche réside dans le fait qu'elle peut facilement être

incorporée dans un modèle constitutif isotrope déjà implémenté en ajoutant seulement les facteurs d'échelle dans le tenseur de contrainte non-uniforme.

D'après (Guéry et al. 2008), l'argilite du COx est considérée comme un composite de différentes compositions minéralogiques. Une modélisation multi-échelle est proposée par (Abou- Chakra Guéry A. et al. 2008) dans laquelle le comportement instantané est principalement composé de deux constituants : comportement élasto-plastique de la matrice argileuse, et élasticité endommageable des calcites. La matrice argileuse est considérée non endommagée, un modèle plastique non associé basé sur un critère de Drucker-Prager (DRUCKER et PRAGER 1952) avec un écrouissage isotrope est utilisé pour la matrice argileuse. La phase calcite est caractérisée par un endommagement.

La création, la distribution et l'orientation des microfissures sont liées au chemin de chargement. Il en résulte que l'endommagement est de nature anisotrope. Cet endommagement est principalement un endommagement induit par la sollicitation. L'état d'endommagement de la phase calcite est représenté par une variable scalaire positive qui correspond au paramètre de densité des microfissures (Budiansky et O'connell 1976).

Cependant, (Chen, Shao, et Huang 2010) supposent que la plasticité de la matrice argileuse est liée à l'endommagement de la phase calcite. Ils ont donc assemblé ces deux comportements dans un seul modèle élasto-plastique endommageable en gardant l'hypothèse de l'endommagement induit isotrope.

L'anisotropie de l'endommagement induit est pris en compte par (Shao et al. 2006) (Chiarelli, Shao, et Hoteit 2003) dans son modèle élastoplastique endommageable, où l'amplitude et l'orientation des fissures sont décrites par un tenseur d'endommagement symétrique d'ordre deux proposé par (Lubarda et Krajcinovic 1995).

(Tran 2015) a proposé dans sa thèse un comportement élastique endommageable. L'anisotropie de l'endommagement est évalué à partir des déformations d'extension dans les directions principales des contraintes. Les coefficients d'endommagement utilisent des relations exponentielles en fonction des déformations d'extension du type (Mazars 1986).

Remarques : *Critiques des modèles rhéologiques construits et quantifiés à partir des essais sur échantillons carottés.*

Force est de constater que l'établissement et la quantification de la plupart des modèles rhéologiques résultent des essais sur des échantillons carottés. L'argilite du COx est constituée d'une phase argileuse renforcée par la précipitation d'une phase carbonatée la calcite dans la macro-porosité de l'argile. La calcite possède de bonnes caractéristiques

mécaniques en compression en revanche les caractéristiques mécaniques en traction sont très faibles. Il en résulte que la décharge hydro-mécanique de prélèvement des échantillons produit une rupture des éléments de calcite et la création d'une macro-porosité. Cet endommagement de prélèvement induit l'activation de nouveaux mécanismes élasto-plastiques liés aux macro-pores. En résumé, les modèles issus des essais sur échantillons carottés induisent des biais importants et ne traduisent pas le comportement de l'argilite du Callovo Oxfordien en place.

Le chapitre 3 propose un retour sur modélisation de l'argilite du Callovo Oxfordien en prenant en compte toute l'histoire subie par les échantillons notamment l'endommagement de prélèvement.

2.1.4. Comportement à long-terme de l'argilite du Callovo-Oxfordien

Certains auteurs utilisent la loi de Lemaître pour décrire le comportement à long terme de la couche argileuse de Callovo-Oxfordien. (ANDRA&INERIS 2005) ont utilisé la loi de Lemaître avec deux hypothèses supplémentaires :

- La deuxième contrainte principale ne contribue pas au comportement viscoplastique.
- La déformation volumique de viscoplasticité est constante. Les déformations viscoplastiques sont supposées dépendre principalement des contraintes déviatorique. Ce modèle utilisant la loi de Lemaître est développé pour un matériau isotrope. L'anisotropie absente du modèle de Lemaître peut être simulée par augmentation de la contrainte équivalence (Rouabhi A., Tijani M., et Rejeb A. 2007).

(Blanco Martín et al. 2011) ont modifié la loi de Lemaître par un nouveau modèle rhéologique prenant en compte l'anisotropie de l'argilite du Callovo-Oxfordien. La modification de la loi de Lemaître a consisté en l'introduction d'un nouveau paramètre qui intensifie la déformation de la roche dans la direction perpendiculaire à la stratification.

Par ailleurs, le modèle de Lemaître ne prend pas en compte l'endommagement. En revanche, les observations in situ ont mis en évidence l'influence de l'endommagement sur le taux de déformation.

Les essais de fluage ont également montré que le modèle de Lemaître sous-estime les déformations lorsque la contrainte déviatorique atteint une certaine valeur comprise entre 15 et 18 MPa. A partir de ces observations, (Mountaka Souley et al. 2011) ont proposé un modèle viscoplastique endommageable qui exprime l'influence de l'endommagement sur la vitesse de déformation viscoplastique à travers l'énergie d'activation.

2.2. L'utilisation de la méthode convergence-confinement pour les pré-dimensionnements des galeries

Comme nous allons, dans ce travail, modéliser l'excavation et le soutènement des galeries, nous rappelons ci-dessous les fondements théoriques de la méthode convergence-confinement et montrons ces limites pour notre cas.

La méthode convergence-confinement est basée sur le calcul de l'interaction entre un massif excavé et son soutènement. Son principe est de déterminer la courbe caractéristique du terrain, ou courbe de convergence, et la courbe caractéristique du soutènement, ou courbe de confinement (Figure 2-4). Cette notion des courbes caractéristiques est présentée pour la première fois par Pacher 1964. Elle permet de connaître les facteurs importants influençant sur l'équilibre final du complexe massif-soutènement comme :

- La déformabilité du terrain dans le domaine élastique,
- L'extension de la zone en état limite de rupture (ou « plastique ») autour de la cavité,
- L'influence du temps (fluage-viscosité du terrain) sur le comportement du terrain,
- La raideur du soutènement.

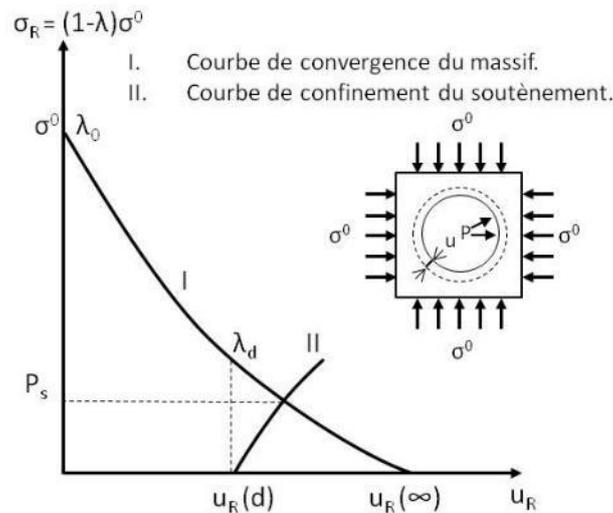


Figure 2-4: Courbes caractéristiques d'une excavation circulaire et son soutènement

Le dimensionnement par méthode de convergence-confinement associée à avec l'auscultation (Bouvard-Lecoanet et al. 1988) pendant les travaux permet d'optimiser les caractéristiques du soutènement, de contrôler et d'adapter le projet aux conditions effectivement rencontrées sur le site.

La convergence du massif au moment où le soutènement commence à recevoir une pression de soutènement est notée $u_r(d)$. Cette convergence correspond à un taux de déconfinement λ_d et pose une difficulté dans l'application de la méthode convergence-confinement. Une

valeur trop élevée de λ_d conduit à une sous-estimation de la pression de soutènement à l'équilibre et à une surestimation du déplacement radial correspondant.

Le taux de déconfinement du terrain est le rapport :

$$\lambda = \frac{\sigma^0 - P}{\sigma^0} \quad (2.1)$$

Où σ^0 est la contrainte initiale

P est la pression fictive appliquée à la paroi qui simule la décompression du terrain de σ^0 à 0 lors de l'excavation.

Le taux de déconfinement dépend de la distance au front de taille. L'avancement progressif du front de taille lors de l'excavation fait croître le taux de déconfinement de 0 (correspondant à la pression fictive initiale égale à σ^0) à 1 (pression fictive égale à zéro) (Figure 2-5).

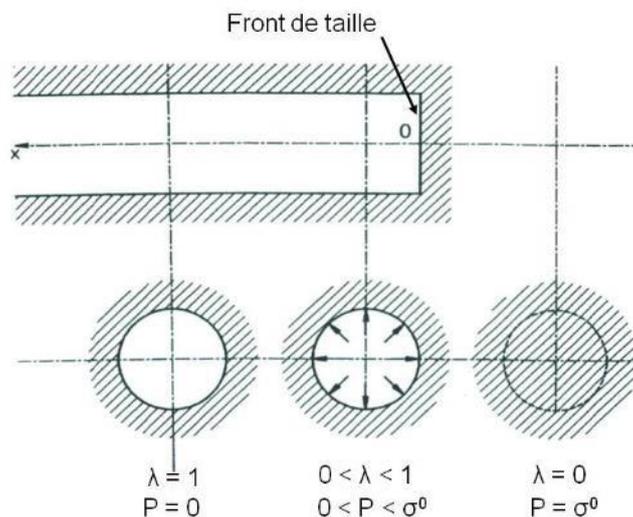


Figure 2-5: Taux de déconfinement en fonction de la distance au front de taille (Marc Panet et Habib 1995)

La détermination des courbes caractéristiques des galeries creusées dans l'argilite du COx est très complexe, il faut prendre en compte divers paramètres, comme par exemple l'hétérogénéité du massif, l'état de contrainte anisotrope, la géométrie de l'ouvrage, le phasage d'excavation, le comportement différé, les problèmes couplés du comportement du massif et du soutènement. Seule une modélisation tridimensionnelle permet de déterminer les contraintes et les déformations de manière réaliste dans le massif et dans le soutènement.

Le calcul numérique est généralement basé sur la méthode des éléments finis, mais malgré ses avantages, le modèle numérique 3D est peu utilisé dans le calcul de dimensionnement des tunnels parce qu'il est très coûteux et compliqué à mettre en oeuvre. La plupart des bureaux d'études préfère le calcul 2D axisymétrique ou 2D en déformation plane avec l'effet de l'avancement du front de taille simulé par deux méthodes :

- La méthode de pression fictive (M. Panet et Guellec 1974) en appliquant sur l'intrados du tunnel une pression qui diminue de la valeur de la contrainte initiale à zéro. L'inconvénient de cette méthode est qu'elle ne prend pas en compte l'influence du front de taille.
- La méthode « activation/désactivation » (Bernaud 1991) utilisée souvent avec le modèle 2D axisymétrique. Ici les caractéristiques mécaniques des éléments du soutènement massif sont désactivées lors de l'excavation du massif. A la mise en place du soutènement, les caractéristiques mécaniques du soutènement sont activées en augmentant leur rigidité. L'avantage de cette méthode est de permettre de simuler l'état de contrainte dans l'axe du tunnel. Il prend en compte l'effet du front de taille sur l'état de contrainte et de déformation au long du tunnel. Mais cette méthode ne permet pas de connaître l'état de contrainte et de déformation dans une section transversale.

Dans le paragraphe suivant, nous ne présentons que la méthode de calcul analytique de pré-dimensionnement des galeries creusées dans l'argilite du Cox. Ces calculs analytiques sont fondés sur des hypothèses très fortes pour évaluer l'influence de certains paramètres importants du dimensionnement.

2.2.1. Cas d'un comportement élastique

2.2.1.1. Etat de contrainte autour d'une galerie creusée dans le milieu élastique

Lors de l'excavation du tunnel, le creusement conduit à la modification des contraintes autour de la cavité. La Figure 2-6 illustre les contraintes initiales avant l'excavation (à gauche de la figure), elles sont fortement modifiées dans la zone à proximité de la paroi suite au creusement du tunnel (représentées à droite de la figure). Il s'agit d'un effet voûte, qui engendre de grandes rotations des contraintes principales.

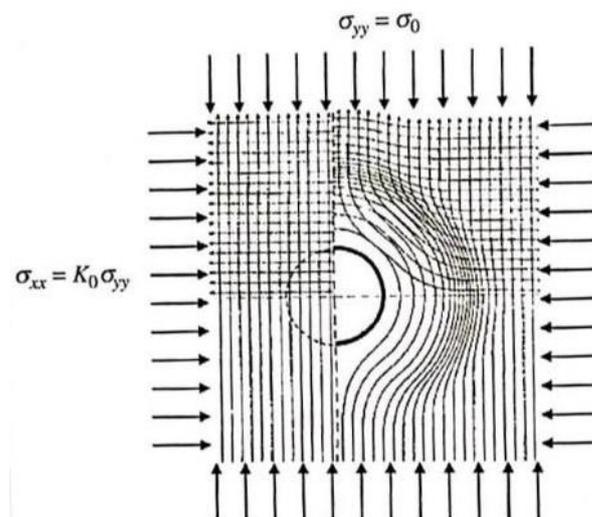


Figure 2-6: A gauche: répartition naturelle des contraintes avant excavation. A droite : rotation du champ de contrainte due à l'excavation (effet de voûte) (Vulliet, Laloui, et Zhao 2016)

2.2.1.1.1. Contrainte initiale isotrope :

La Figure 2-7 illustre le déplacement radial et la distribution des contraintes autour d'une galerie creusée dans un terrain élastique, l'état de contrainte initiale isotrope ($K_0 = 1$) avec l'hypothèse de déformation plane. Les déplacements radiaux et les contraintes s'expriment par:

$$u = \lambda \frac{R^2 \sigma^0}{r 2G} \tag{2.2}$$

$$\sigma_r = \left(1 - \lambda \frac{R^2}{r^2}\right) \sigma^0 \tag{2.3}$$

$$\sigma_\theta = \left(1 + \lambda \frac{R^2}{r^2}\right) \sigma^0 \tag{2.4}$$

$$\sigma_z = \sigma^0 \tag{2.5}$$

Dans le cas de contraintes initiales anisotropes, la variation de contrainte dans une section dépend de l'angle θ et du rapport K_0 entre la contrainte horizontale et la contrainte verticale à l'état initial. Vulliet, Laloui, et Zhao ont montré la relation entre la contrainte orthoradiale au périmètre de la cavité et K_0 et l'angle θ (Figure 2-8). Dans le cas $K_0=1$, on revient au problème isotrope où la contrainte orthoradiale est 2 fois plus grande que la contrainte radiale pour le comportement élastique du massif.

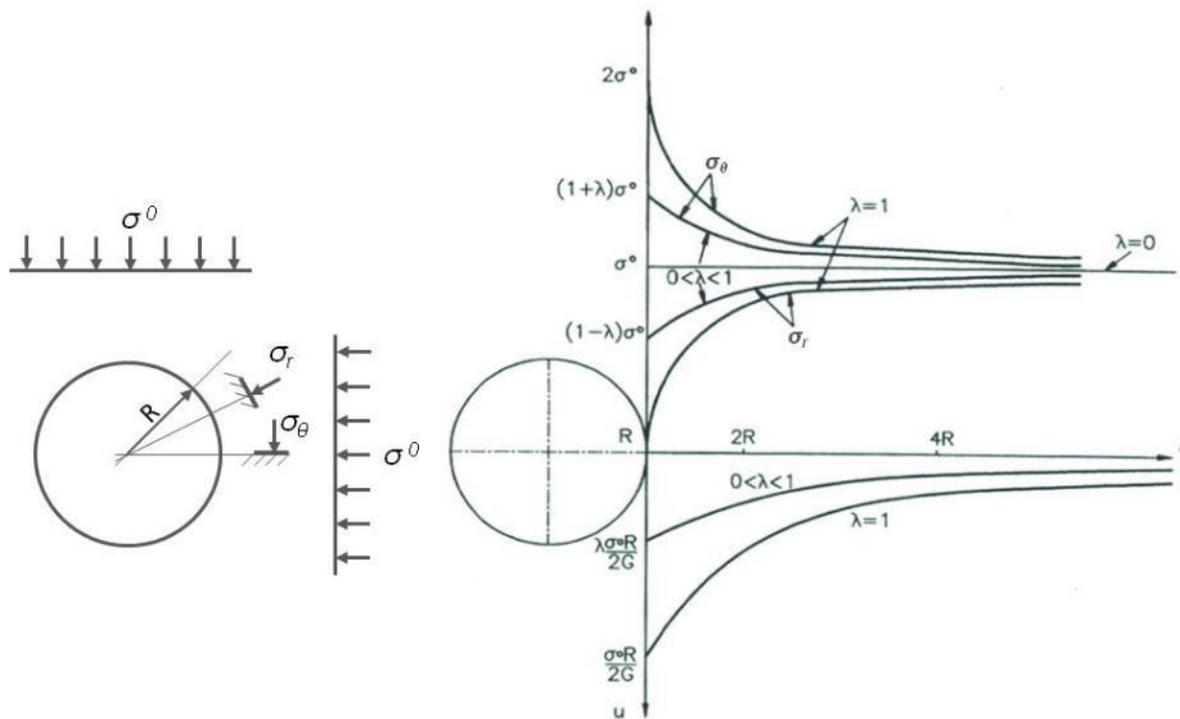


Figure 2-7: Déplacement radial et distribution des contraintes principales autour du tunnel pour différentes valeurs du taux de déconfinement (massif élastique isotrope, $K_0=1$)

2.2.1.1.2. Contraintes initiales anisotropes :

(Marc Panet et Habib 1995) ont proposé le calcul de contraintes et de déplacements dans une section à une distance du front de taille correspondant à un taux de déconfinement λ par les expressions suivant :

$$u_r = \frac{\sigma^0}{4G} \lambda \left[(1 + K_0) \frac{R^2}{r} + (1 - K_0) \left(\frac{R^4}{r^3} - 4(1 - \nu) \frac{R^2}{r} \right) \cos 2\theta \right] \quad (2.6)$$

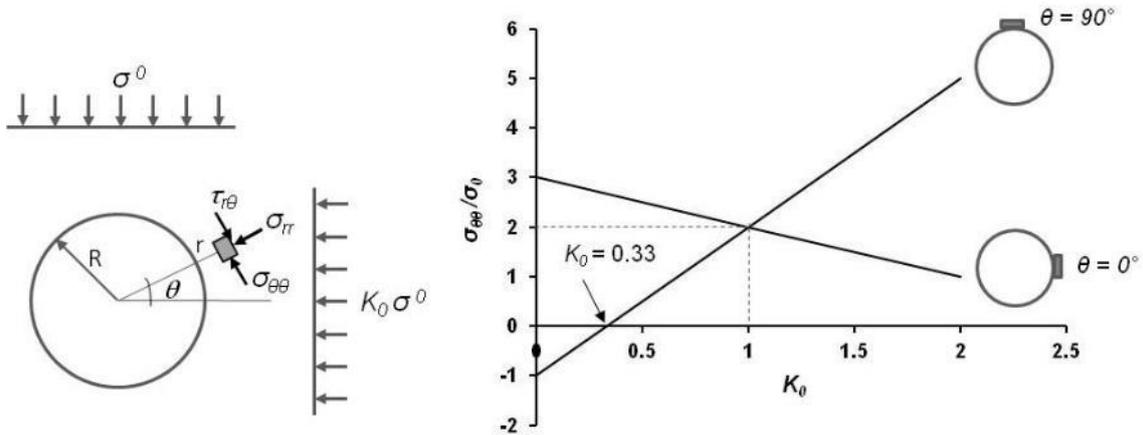
$$u_\theta = \frac{\sigma^0}{4G} \lambda (1 - K_0) \left[\frac{R^4}{r^3} + 2(1 - 2\nu) \frac{R^2}{r} \right] \sin 2\theta \quad (2.7)$$

$$\sigma_{rr} = \frac{1}{2} \left[(1 + K_0) \left(1 - \lambda \frac{R^2}{r^2} \right) - (1 - K_0) \left(1 - 4\lambda \frac{R^2}{r^2} + 3\lambda \frac{R^4}{r^4} \right) \cos 2\theta \right] \sigma^0 \quad (2.8)$$

$$\sigma_{\theta\theta} = \frac{1}{2} \left[(1 + K_0) \left(1 + \lambda \frac{R^2}{r^2} \right) + (1 - K_0) \left(1 + 3\lambda \frac{R^4}{r^4} \right) \cos 2\theta \right] \sigma^0 \quad (2.9)$$

$$\tau_{r\theta} = \frac{1}{2} \left[(1 - K_0) \left(1 + 2\lambda \frac{R^2}{r^2} - 3\lambda \frac{R^4}{r^4} \right) \sin 2\theta \right] \sigma^0 \quad (2.10)$$

Où G et ν représentent respectivement le module de cisaillement et le coefficient de Poisson du massif.



2.2.1.2. Etat de contrainte dans le soutènement sous chargement isotrope

Le comportement du soutènement est considéré élastique, ses contraintes radiales et ses contraintes orthoradiales s'expriment par :

$$\sigma_r = \frac{p_s R_e^2}{R_e^2 - R_i^2} \left(1 - \frac{R_i^2}{r^2} \right) \quad (2.11)$$

$$\sigma_{\theta} = \frac{p_s R_e^2}{R_e^2 - R_i^2} \left(1 + \frac{R_i^2}{r^2} \right) \quad (2.12)$$

Où : p_s est la pression exercée sur le soutènement

R_e est le rayon extérieur du soutènement

R_i est le rayon intérieur du soutènement

r est le rayon, $R_i \leq r \leq R_e$

Le déplacement radial est:

$$u_r = \frac{p_s R_e^2}{E(R_e^2 - R_i^2)} \left((1 - \nu)r + (1 + \nu) \frac{R_i^2}{r} \right) \quad (2.13)$$

2.2.1.3. Courbes caractéristiques

Dans le cas d'un comportement élastique du terrain, la courbe caractéristique du terrain est une droite qui recoupe l'axe de déplacement en un point d'abscisse (Figure 2-9) :

$$u_R(\infty) = \frac{1 + \nu}{E} \sigma^0 R \quad (2.14)$$

L'équilibre final du couple massif-soutènement dépend des conditions initiales et de la rigidité du soutènement. Ainsi, plus le soutènement est rigide plus la pression de soutènement P_s est élevée (droite II-A et II-B). Cet équilibre final dépend aussi des conditions de mise en place du soutènement. La pression sur le soutènement est plus élevée si le soutènement est installé plus près du front de taille c'est-à-dire avec un faible déconfinement. Par ailleurs, la pression sur le soutènement est plus importante dans un terrain faiblement consolidé qu'un terrain très surconsolidé (droite I-A et I-B) (Marc Panet et Habib 1995).

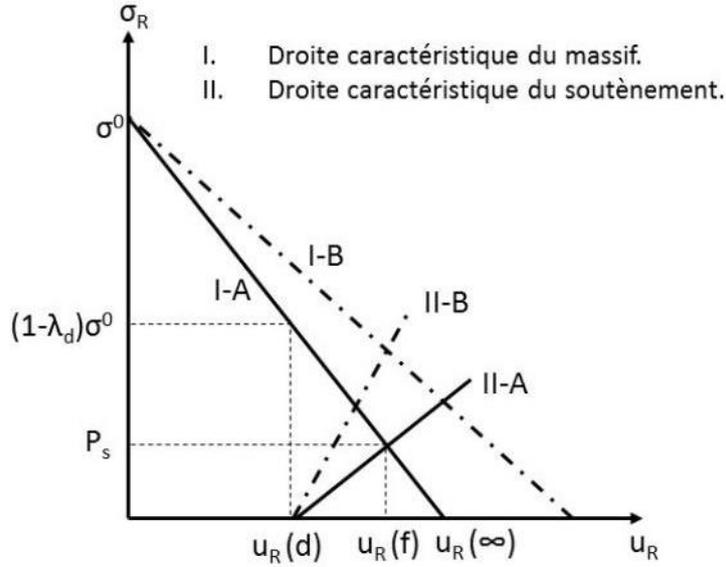


Figure 2-9: Diagramme convergence-confinement en élasticité

La courbe caractéristique du soutènement élastique débute par le déplacement radial du terrain au moment de mettre en place le soutènement. L'équilibre final s'exprime sous la forme :

$$u_R(d) = R \frac{\lambda_d \sigma^0}{2G} \quad (2.15)$$

$$u_R(f) = R \frac{1 + \lambda_d k_{sn}}{1 + k_{sn}} \frac{\sigma^0}{2G} \quad (2.16)$$

Avec : R est le rayon du creusement

λ_d est le taux de déconfinement au moment de la mise en place du soutènement

k_{sn} est un nombre sans dimension, $k_{sn} = \frac{k_s}{2G}$

k_s est la raideur du soutènement :

- Cas du revêtement mince

$$k_s = \frac{E}{(1 - \nu^2)} \frac{e}{R} \quad (2.17)$$

- Cas du revêtement épais

$$k_s = \frac{E[R^2 - (R - e)^2]}{(1 - \nu)[(1 - 2\nu)R^2 + (R - e)^2]} \quad (2.18)$$

e est l'épaisseur du soutènement

u est le déplacement radial correspondant

La pression à l'équilibre final est déterminée par :

$$p_s = \frac{k_{sn}}{1 + k_{sn}} (1 - \lambda_d) \sigma^0 \quad (2.19)$$

Les contraintes dans le soutènement sont calculées par les équations (2.11), (2.12). Ces valeurs de contrainte ne doivent pas dépasser la résistance élastique du soutènement.

2.2.1.4. Application à des galeries creusées dans la direction de σ_h dans l'argillite du Callovo Oxfordien

L'observation in-situ dans la galerie creusée dans la direction de la contrainte mineure montre une convergence d'environ 30 mm sur l'axe horizontale et 170 mm sur l'axe verticale à 900 jours du début de l'excavation (Figure 2-10).

En considérant que le comportement du massif est élastique, la convergence à la fin du déconfinement est 170 mm et elle correspond à 85 mm de déplacement radial. La convergence est uniforme sur tout le pourtour de l'excavation avec un état de contrainte initiale isotrope de $\sigma_0 = 16.12 \text{ MPa}$. Ainsi, la courbe caractéristique du terrain pour une galerie de 2.6 m de rayon est obtenue par l'équation (2.2) (Figure 2-11).

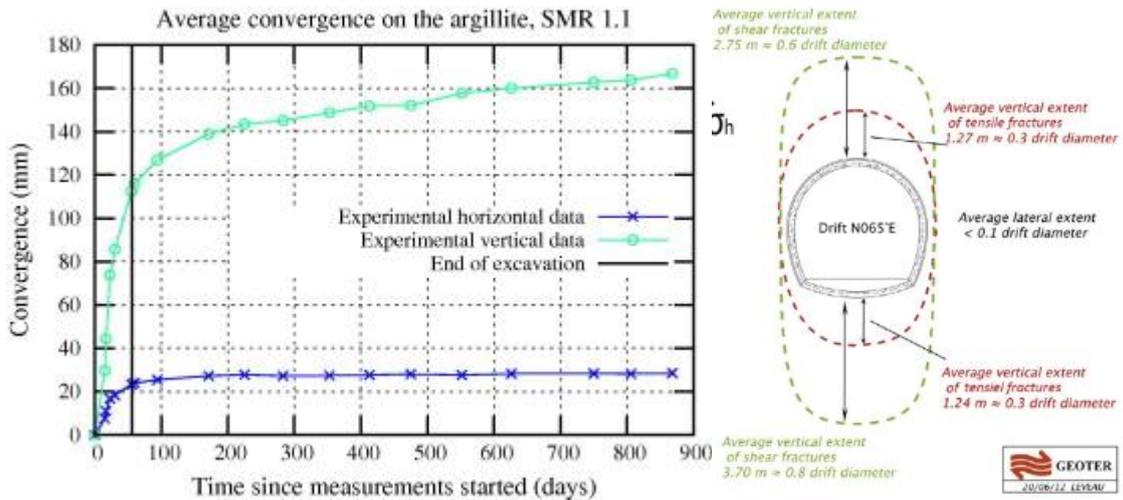


Figure 2-10 : Convergence de galerie in-situ creusée dans la direction de σ_h (Blanco Martín et al. 2011)

La pression exercée sur le soutènement élastique à l'équilibre est obtenue par l'équation (2.19).

Avec k_{sn} calculé par l'équation (2.18), on obtient :

$$p_s = \frac{[R_e^2 - R_i^2](1 + \nu)}{(1 - \nu)[(1 - 2\nu)R_e^2 + R_i^2] + [R_e^2 - R_i^2](1 + \nu)} (1 - \lambda_d) \sigma^0 \quad (2.20)$$

Dans le cas d'un soutènement élastique, la contrainte maximale est la contrainte orthoradiale à l'intrados du soutènement, elle est calculée par l'équation (2.12) avec $r = R_i$:

$$\sigma_{\theta} = \frac{p_s R_e^2}{R_e^2 - R_i^2} \left(1 + \frac{R_i^2}{r^2} \right) = \frac{2p_s R_e^2}{R_e^2 - R_i^2} \quad (2.21)$$

En utilisant p_s de l'équation (2.20), on obtient :

$$\sigma_{\theta} = \frac{(1 + \nu) R_e^2}{(1 - \nu)[(1 - 2\nu)R_e^2 + R_i^2] + [R_e^2 - R_i^2](1 + \nu)} (1 - \lambda_d) \sigma^0 \quad (2.22)$$

On considère maintenant que le soutènement est en béton et possède une résistance élastique de 25 MPa. Ce soutènement est posé après 30 jours et correspond à un déplacement radial de $u_R(d) = 40\text{mm}$. Le taux de déconfinement à la pose du soutènement est calculé par l'équation (2.15) $\lambda_d = 0.478$. La contrainte est obtenue avec l'équation (2.22) qui ne doit pas dépasser la résistance élastique. La résolution de l'équation $\sigma_{\theta} < 25\text{MPa}$ a donné : $R_i < 1.5\text{ m}$ donc $e = R_e - R_i > 1,06\text{ m}$.

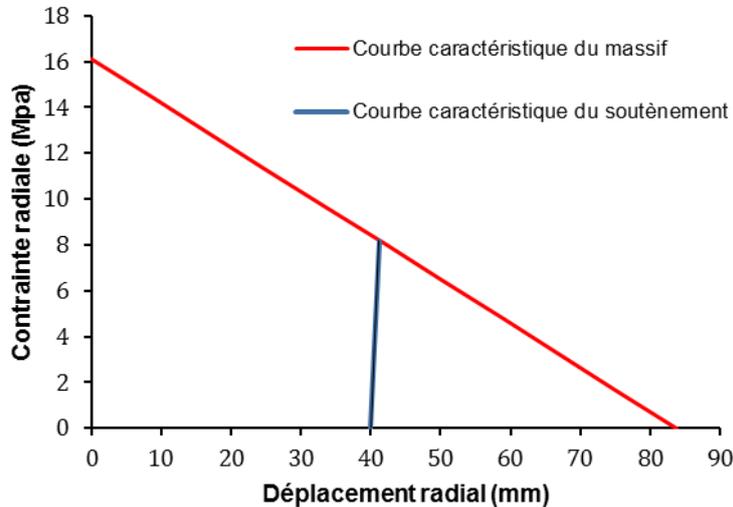


Figure 2-11 : Les courbes caractéristiques dans le cas d'un comportement élastique du terrain

2.2.2. Cas d'un comportement élasto-plastique

2.2.2.1. Etat de contrainte autour d'une galerie creusée dans le milieu élasto-plastique

La théorie élastique de la distribution des contraintes autour d'un tunnel montre que la paroi est la zone la plus sollicitée. Par conséquent, les ruptures apparaissent d'abord à la paroi et progressent à l'intérieur du massif. Plusieurs théories de comportement sont utilisées pour étudier cette zone dégradée. Fenner a proposé la première fois en 1938 la théorie élastoplastique pour étudier le développement des zones en rupture autour des tunnels. Depuis Fenner, plusieurs auteurs ont utilisé cette loi de comportement élastoplastique en utilisant de nombreux paramètres comme le critère de limite d'élasticité, la résistance maximale, la déformation plastique avec écrouissage, la déformation plastique avec radoucissement. Mais dans le cas pratique, ces modèles simples ne permettent pas de

caractériser les zones endommagées fracturées autour des ouvrages excavés et utilisent des critères de résistance maximales tels que :

$$f(\sigma_\theta, \sigma_r) = 0 \quad (2.23)$$

Les conditions de rupture sont atteintes à la paroi ($\sigma_\theta > \sigma_c$) pour une valeur λ_e du taux de déconfinement telle que :

$$f[(1 + \lambda_e)\sigma^0, (1 - \lambda_e)\sigma^0] = 0 \quad (2.24)$$

Lorsque le taux de déconfinement est supérieur à λ_e , il se développe autour du tunnel une zone plastique de rayon R_p (Figure 2-12a). Le rayon plastique augmente avec l'augmentation du taux de déconfinement.

Il reste acquis qu'il est important de caractériser le développement de la zone plastique dans l'axe de tunnel (Figure 2-12b) pour choisir le mode d'excavation et le type du soutènement qui doivent assurer la stabilité du front de taille dans le cas où la zone plastique se développe à partir du front de taille (le cas $N > 5$ et $2 < N < 5$).

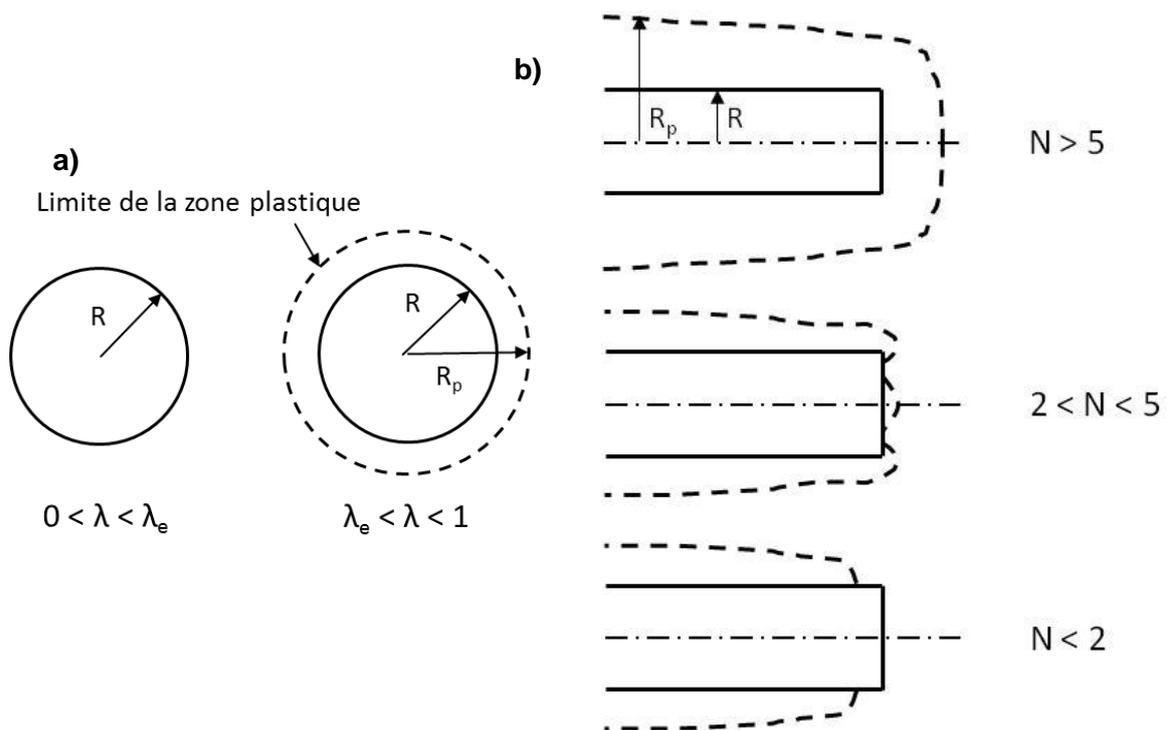


Figure 2-12 : Développement de la zone plastique: (a) Autours d'une section ; (b) Dans l'axe du tunnel

L'évolution de la zone plastique, de l'état de contrainte et de la convergence du terrain autour d'un tunnel dépend des caractéristiques mécaniques du terrain.

2.2.2.1.1. Comportement élastoplastique parfait - critère de Tresca :

Dans le critère de Tresca (Figure 2-13), le seul paramètre de résistance est la cohésion.

Le taux de déconfinement limite est donné par l'expression :

$$\lambda_e = \frac{C}{\sigma^0} = \frac{1}{N} \quad (2.25)$$

Où : C est la cohésion

En intégrant l'équation d'équilibre dans les conditions axisymétriques, on peut obtenir la distribution des contraintes dans la zone plastique :

$$\frac{d\sigma_r}{dr} = \frac{\sigma_\theta - \sigma_r}{r} \quad (2.26)$$

Soit :

$$\sigma_r = \left(1 - \lambda + 2\lambda_e \ln \frac{r}{R}\right) \sigma^0 \quad (2.27)$$

$$\sigma_\theta = \left[1 - \lambda + 2\lambda_e \left(1 + \ln \frac{r}{R}\right)\right] \sigma^0 \quad (2.28)$$

Le rayon de la zone plastique et le déplacement radial sont donnés par les expressions :

$$R_p = \left[\exp\left(\frac{\lambda - \lambda_e}{2\lambda_e}\right) \right] R \quad (2.29)$$

$$u = \lambda \frac{\sigma^0 r}{2G} \left[\frac{R_p}{r} \right]^{K+1} \quad (2.30)$$

Où : $K\varepsilon_1 + \varepsilon_3 = 0$

- Si $K = 1$, la déformation plastique se produit à volume constant,
- Si $K > 1$, il se produit par dilatance une augmentation de volume.

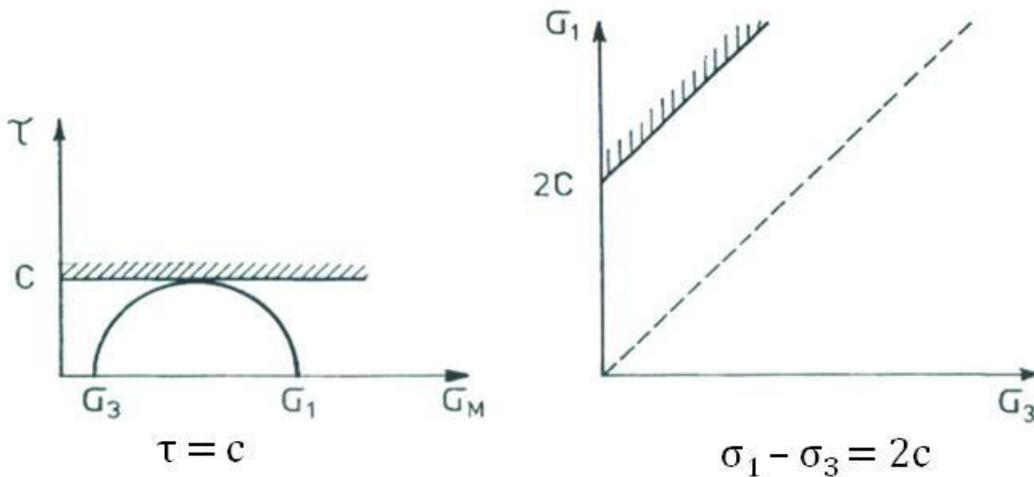


Figure 2-13 : Critère de Tresca

La Figure 2-14 présente la distribution des contraintes et la variation du rayon plastique pour différentes valeurs de λ dans le cas $N = 2$ ($\lambda_e = 0.5$).

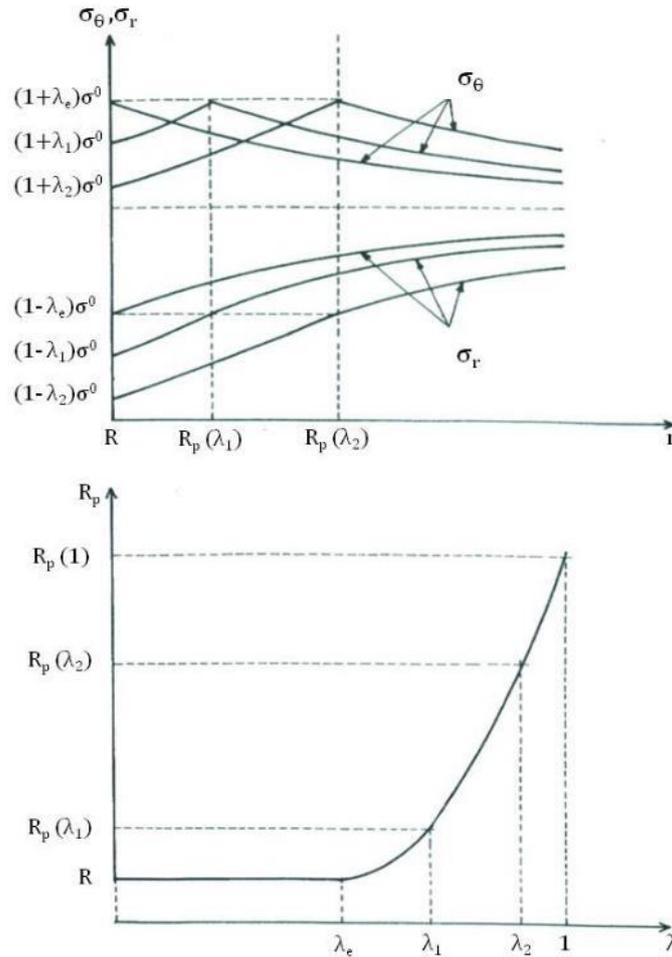


Figure 2-14 : Tunnel en milieu élastoplastique parfait – Critère de Tresca ($\lambda_e = 0.5$). Distribution des contraintes et variation du rayon plastique R_p en fonction du taux de déconfinement λ (Marc Panet et Habib 1995)

2.2.2.1.2. Comportement élastoplastique parfaite - critère de Mohr-Coulomb :

Le critère de Mohr-Coulomb (Figure 2-15) comprend deux paramètres de résistance, la cohésion C et l'angle de frottement interne φ .

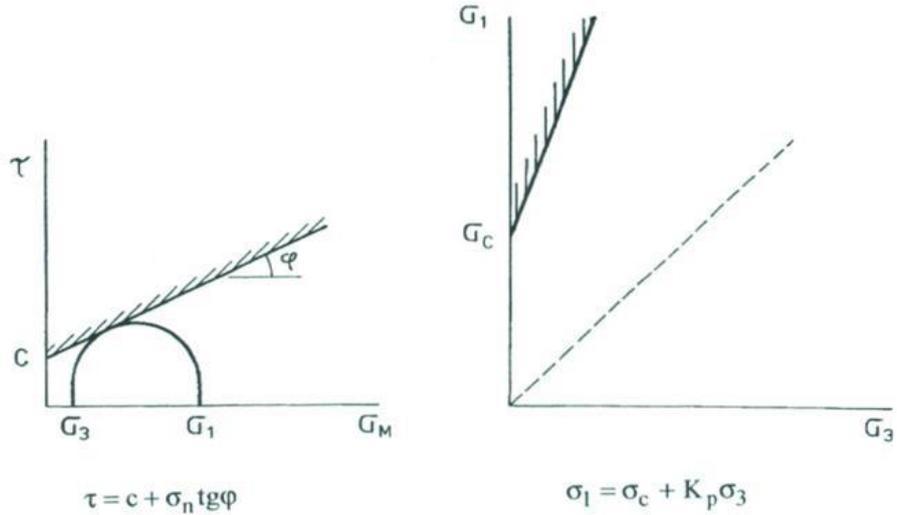


Figure 2-15 : Critère de Mohr-Coulomb

Le taux de déconfinement à la limite d'élasticité est calculé par :

$$\lambda_e = \frac{1}{K_p + 1} \left(K_p - 1 + \frac{2}{N} \right), \text{ avec } N = \frac{2\sigma^0}{\sigma_c} \quad (2.31)$$

Où : C est la cohésion

$$K_p = \frac{1 + \sin \varphi}{1 - \sin \varphi}; \varphi \text{ est l'angle de frottement interne}$$

σ_c est la résistance à la compression simple

Avec le critère de Mohr-Coulomb, l'intégration de l'équation d'équilibre donne :

$$\sigma_r = \frac{1}{K_p - 1} \left[2\lambda_e \left(\frac{r}{R_p} \right)^{K_p - 1} - \frac{\sigma_c}{\sigma^0} \right] \sigma^0 \quad (2.32)$$

$$\sigma_\theta = K_p \sigma_r + \sigma_c \quad (2.33)$$

$$R_p = R \left[\frac{2\lambda_e}{(K_p + 1)\lambda_e - (K_p - 1)\lambda} \right]^{\frac{1}{(K_p - 1)}} \quad (2.34)$$

La Figure 2-16 montre l'évolution du rayon plastique avec l'augmentation du taux de déconfinement.

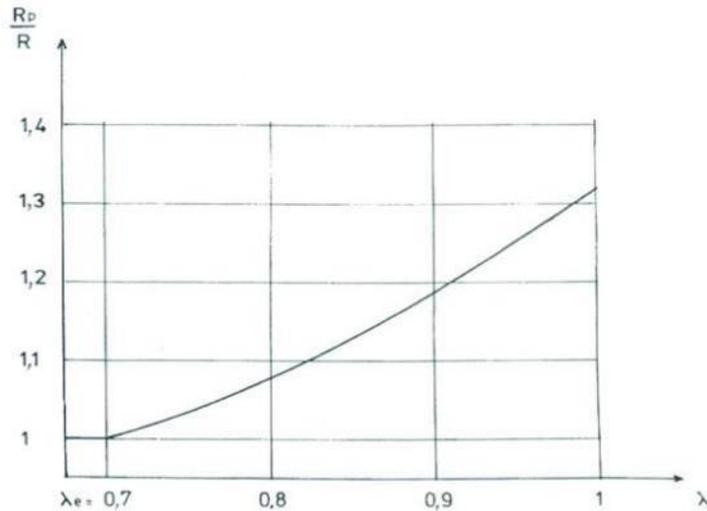


Figure 2-16 : Tunnel en milieu élastoplastique parfait – Critère de Mohr-Coulomb. Variation du rayon plastique en fonction du taux de déconfinement ($\lambda_e = 0.7$, $\Phi = 30^\circ$, $K_p = 3$) (Marc Panet et Habib 1995)

2.2.2.1.3. Comportement élastoplastique fragile

Le comportement élastoplastique fragile se présente par une chute brutale de résistance au-delà de la résistance maximale. Le massif passe d'un milieu élastique à un milieu plastique parfait associé à une perte brutale des contraintes (Figure 2-17).

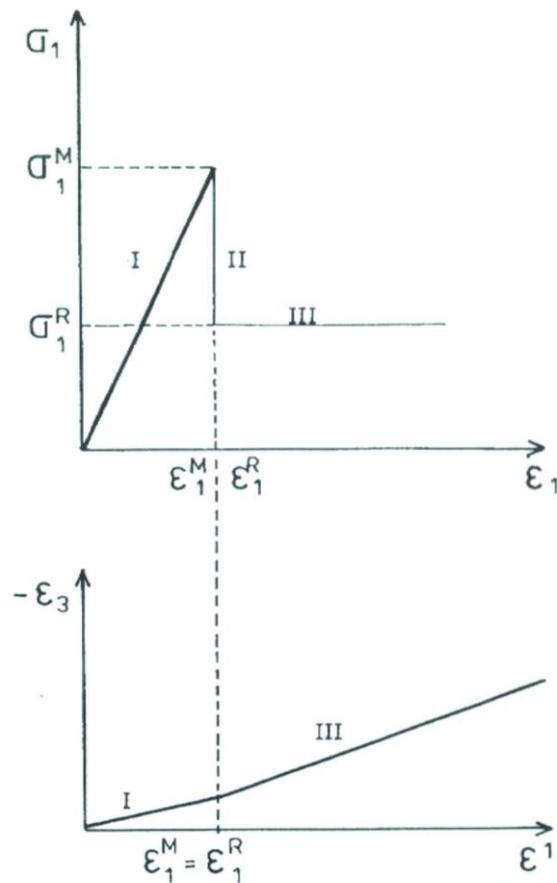


Figure 2-17 : Comportement élastoplastique fragile

En utilisant le critère de Mohr-Coulomb pour la résistance maximale, et la résistance résiduelle, (Marc Panet et Habib 1995) ont formulé le calcul des contraintes dans la zone plastique ($R < r < R_p$) et le rayon de la zone en rupture par les expressions :

$$\sigma_r = \sigma^0 K_r (1 - \lambda) \left(\frac{r}{R}\right)^{K_R - 1} \quad (2.35)$$

$$R_p = R \left[\frac{(1 - \lambda_e)}{(1 - \lambda)} \right]^{\frac{1}{K_R - 1}} \quad (2.36)$$

Avec $K_R < K_p$

2.2.2.2. Courbes caractéristiques

La courbe caractéristique du terrain dans le cas du comportement élastoplastique (Figure 2-18) se compose d'une première partie élastique linéaire. Dès que le seuil d'élasticité est dépassée, il se forme autour de la cavité un phénomène de rupture (ou mise en plasticité) qui augmente la déformation.

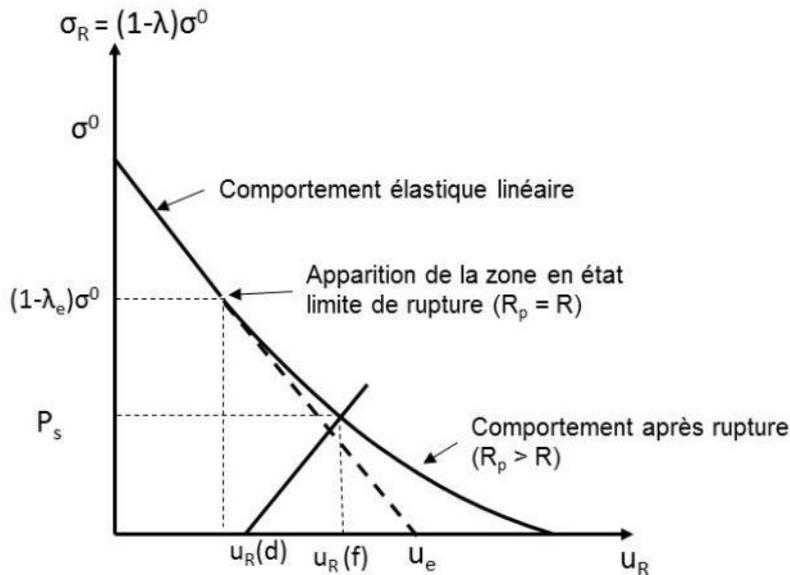


Figure 2-18 : Courbes caractéristiques en milieu élastoplastique

2.2.2.3. Application à des galeries creusées dans la direction de σ_h dans l'argilite du Callovo Oxfordien

En considérant le comportement du massif est élasto-plastique, la convergence à la fin du déconfinement est de 170 mm, associé à un déplacement radial de 85 mm. La convergence est uniforme sur tout le contour de l'excavation pour un état de contrainte initiale isotrope de $\sigma_0 = 16.12 \text{ MPa}$. La courbe caractéristique du massif calculée à partir du critère de Tresca est présentée dans la Figure 2-19 correspond aux valeurs $N = 2$ et $K = 1$.

La pression à l'équilibre exercée sur le soutènement est obtenue par l'équation (2.20) :

$$p_s = \frac{[R_e^2 - R_i^2](1 + \nu)}{(1 - \nu)[(1 - 2\nu)R_e^2 + R_i^2] + [R_e^2 - R_i^2](1 + \nu)} (1 - \lambda_d)\sigma^0$$

La contrainte maximale sur le soutènement obtenue par l'équation (2.22) :

$$\sigma_\theta = \frac{(1 + \nu)R_e^2}{(1 - \nu)[(1 - 2\nu)R_e^2 + R_i^2] + [R_e^2 - R_i^2](1 + \nu)} (1 - \lambda_d)\sigma^0$$

On considère le cas d'un soutènement en béton dont la résistance est de 25 MPa. Ce soutènement est posé après 30 jours de la fin de l'excavation et correspond à un déplacement radial $u_R(d) = 40\text{mm}$ et un taux de déconfinement de $\lambda_d = 0.584$ (équation (2.30)). La contrainte est obtenue par l'équation (2.22) et ne doit pas dépasser la résistance élastique. La résolution de l'équation $\sigma_\theta < 25\text{ MPa}$ a donné : $R_i < 1.79\text{ m}$ donc $e = R_e - R_i > 0.77\text{ m}$.

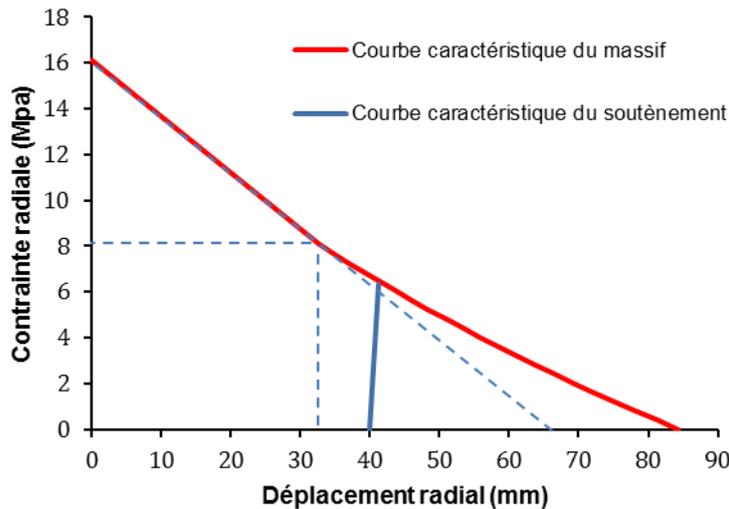


Figure 2-19 : Les courbes caractéristiques dans le cas d'un comportement élasto-plastique du terrain

Ce calcul analytique par la méthode convergence-confinement a pour but d'avoir une idée de l'épaisseur du soutènement en béton. Dans le cas complexe de l'argilite du COx, le comportement est donc élasto-visco-plastique-endommagable, l'état de contrainte et la convergence sont anisotropes, il faut utiliser la modélisation par la méthode des éléments finis.

Chapitre 3 : Retour sur la modélisation du comportement de l'argilite du Callovo-Oxfordien

3.1. Introduction

L'objectif visé dans ce chapitre est de traduire le modèle conceptuel proposé en modèle rhéologique facilement « intégrable » dans le code de calcul CLEO. Dans la version initiale, le modèle rhéologique développé pour l'argilite du COx utilise, pour sa calibration, la technique traditionnelle des géomatériaux qui repose sur des essais de laboratoire à partir d'échantillons carottés pouvant être réparés pour les matériaux argileux. Ainsi pour les matériaux argileux, la perturbation des caractéristiques hydro-mécaniques peut être réparée par une reconsolidation sous la contrainte in situ de prélèvement.

Pour l'argilite du COx une réparation des caractéristiques hydromécaniques n'est pas réalisable et pour cette raison que nous avons proposé un retour sur la modélisation. L'argilite du COx est constitué d'une phase argileuse avec une porosité principalement occupée par de la calcite formant un renforcement de la phase argileuse. Ce renfort apporté par la calcite forme un réseau tridimensionnel avec une orientation préférentielle dans le plan de la sédimentation de la phase argileuse. Ainsi, sous l'effet de la décharge de prélèvement ce renforcement va être durablement endommagé du fait des fractures des fibres ou inclusions de calcite induites par les tractions sur la calcite. En effet, les faibles caractéristiques de la calcite en traction ne permettent pas d'absorber sans rupture des efforts de traction. Cet endommagement de prélèvement n'est donc pas réparable et va donc altérer durablement les caractéristiques hydromécaniques de l'argilite et engendrer des nouveaux mécanismes élasto-plastiques inexistantes sous l'argilite en place.

La stratégie adoptée dans ce travail a été de proposer un modèle conceptuel établi à partir des observations réalisées dans le laboratoire souterrain de Meuse/Haute Marne et en laboratoire jour. Ainsi ce modèle conceptuel repose sur deux principaux mécanismes :

- Pour les déformations en compression le comportement est élasto-plastique
- Pour les déformations en extension le comportement est élastique avec un endommagement anisotrope induit par la décharge. A l'état in situ le comportement est postulé élastique isotrope.

Ce modèle conceptuel est associé à un modèle rhéologique nommé SC2D (Swelling Creep Diagenesis Damage). Le comportement à court terme est caractérisé: (1) pour les déformations en compression par un comportement élasto-plastique à plasticité non associative avec une

surface de charge de type Drescher & Mroz, associées à une pression de consolidation de 300MPa et une cohésion (pression) sur l'argilite saine, (2) pour les déformations en extension par un comportement élastique avec la création d'un endommagement anisotrope induit par les contraintes déviatoires (3) par une distribution des contraintes entre les phases solides et fluides qui utilise la théorie de Biot avec coefficient de Biot dépendant de l'endommagement (4) par l'utilisation du concept des contraintes effectives pour les états partiellement saturés en faisant appel à une pression interstitielle équivalente qui dépend de la pression capillaire de la pression moyenne effective et d'une valeur moyenne de l'endommagement et (5) l'absence de déformations volumiques de gonflement sur l'argilite saine. A long terme le comportement différé prend naissance avec l'endommagement et se caractérise par un comportement visqueux avec un vecteur vitesse de déformation fonction de l'amplitude du déviateur des contraintes et de la pression moyenne effective.

Ainsi, la principale originalité du modèle rhéologique développé concerne sur un même chemin de sollicitation le couplage des mécanismes élasto-plastiques et d'endommagement.

La principale difficulté sur l'argilite du COx est l'impossibilité d'accéder à ses caractéristiques hydromécaniques non perturbées. L'originalité de notre travail porte sur la calibration et la validation du modèle SC2D de l'argilite saine à partir de la simulation des essais de laboratoire sur échantillons carottés par l'extension du modèle SC2D prenant en compte toute l'histoire de la sollicitation depuis le prélèvement.

Le modèle SC2D étendu à l'argilite du COx repose sur la création d'un endommagement anisotrope induit par le prélèvement des échantillons. La quantification de cet endommagement est réalisée sur des essais de désorption. Cet endommagement hydromécanique de décharge induit la création d'une macro-porosité et d'une surface de charge FU à forme d'une ellipse à plasticité non associative. Le chemin de recharge jusqu'à une valeur déterminée du confinement produit à l'intérieur de la surface FU des déformations élastiques. Lorsque l'état de contrainte atteint en recharge la limite de la surface FU, une nouvelle surface de charge CFU sous forme de cercle est activée associée à une plasticité non associative. Cette surface de charge CFU produit une expansion de la surface FU.

A partir de la valeur du confinement souhaité des états de contraintes déviatoires sont appliqués. Pour les chemins triaxiaux à confinement constant le comportement est l'élasto-plasticité avec une surface de charge CFU sous forme de cercles à plasticité non associative. Les déformations radiales d'extension induisent un très faible endommagement qui est ici négligé. Les simulations numériques des chemins triaxiaux réalisées avec le modèle SC2D perpendiculaire à la stratification montrent par rapport aux essais expérimentaux que le comportement est bien représenté

Les chemins triaxiaux en extension axiale induisent dans la direction d'extension un comportement élastique avec augmentation de l'endommagement axial. En revanche, pour les déformations radiales le comportement est élasto-plastique associé à une surface de charge CFU à plasticité non associative. Les deux simulations numériques réalisées pour des directions d'extension parallèle et perpendiculaire à la stratification sont en bonne concordance avec les résultats expérimentaux.

Enfin, les chemins triaxiaux à pression moyenne en extension axiale font appel pour les chargements déviatoires à des déformations élastiques avec endommagement anisotrope pour les déformations d'extension et à un mécanisme élasto-plastique associé à une surface de charge CFU à plasticité non associative pour les déformations radiales de compression. La comparaison entre les simulations numériques et les résultats expérimentaux est réalisée pour les directions d'extension perpendiculaire à la stratification. Cette comparaison montre que le modèle SC2D permet de bien simuler le comportement de l'argilite sur de tels chemins.

En conclusion, les bonnes simulations numériques par rapport aux résultats des essais de laboratoire sur échantillons carottés permettent de valider et de qualifier le modèle SC2D et de « l'intégrer » dans le code de calcul CLEO pour l'appliquer aux excavations et aux soutènements des ouvrages souterrains à grande profondeur (galeries, alvéoles de stockage et puits d'accès).

3.2. Spécificités de l'argilite du Callovo-Oxfordien

L'argilite du Callovo-Oxfordien (COx) est une roche sédimentaire formée dans l'eau de mer qui combine consolidation sous son poids et processus diagénétique avec précipitation d'une phase carbonatée dans la macroporosité (Pellenard et al. 2003; Esteban, Bouchez, et Trouiller 2006; Huret 2006; Lefranc et al. 2008). La composition minéralogique de l'argilite du Callovo Oxfordien est constituée de trois phases (Pellenard et al. 1999) (Figure 3-1) avec pour l'unité argileuse:

- Une phase argileuse de 40% à 50% (illite, chlorite, inter-stratifié illite/smectite).
- Une phase carbonatée de 20% à 27% (calcite & dolomite).
- Une phase à base de silt de 23% à 25% (quartz).

Cette spécificité de la diagénèse produit une roche à très faible porosité avec une macroporosité inexistante ou quasi inexistante. La porosité est comprise essentiellement de micropores et de méso-pores avec des diamètres du nano-mètre à 10 nanomètres (Lavastre et al. 2011). Ainsi la porosité de l'argilite du Callovo Oxfordien est comprise entre 15% à 18% pour les bandes argileuses.

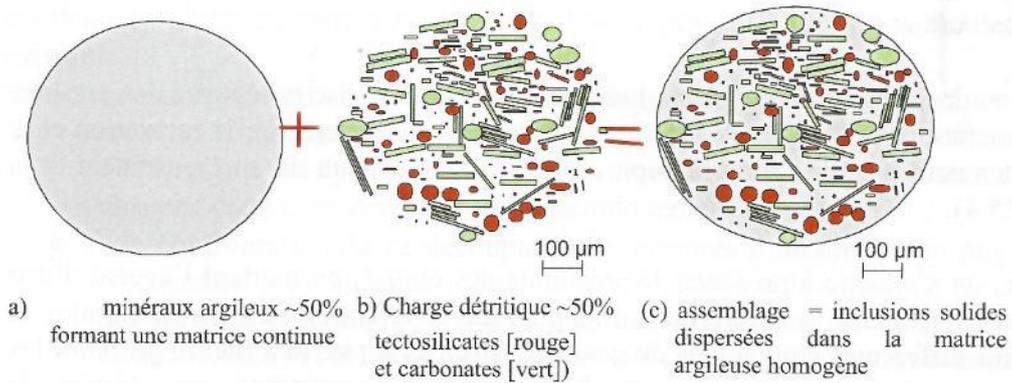


Figure 3-1 : Modèle conceptuel de la microstructure des argilites (Sammartino 2001)

Du point de vue structural les argilites du COx sont un mélange tridimensionnel de plusieurs phases solides. Dans la plupart des unités du Callovo-Oxfordien, les carbonates et les quartz se présentent comme une structure tridimensionnelle 3D avec une orientation préférentielle dans le plan de la sédimentation (Figure 3-2).

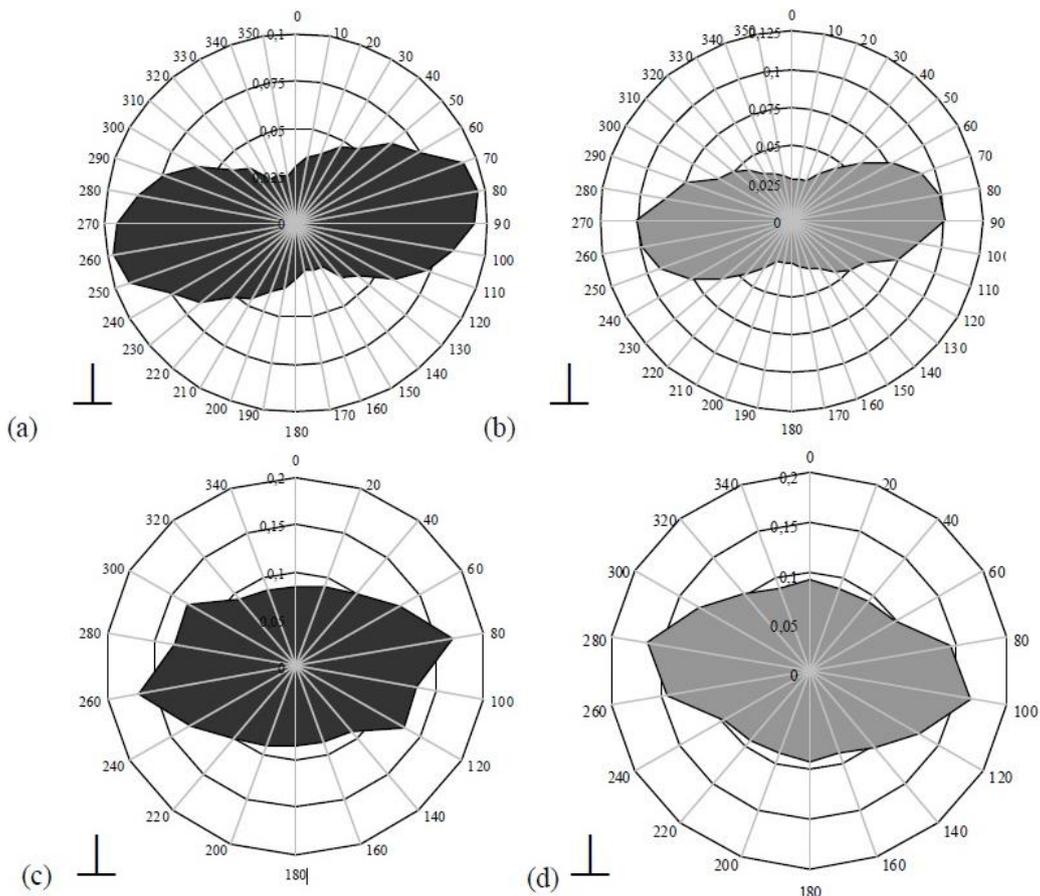


Figure 3-2 : Rosaces d'orientation des grains de carbonates (a et b) et de quartz (c et d) obtenues à partir de cartes minérales acquises au MEB en mode BSE (a et c) et en microtomographie (b et d) orientées perpendiculairement au plan de sédimentation (Jean-Charles Robinet 2008)

Les différentes structures des pores des argilites génèrent différentes structures de l'eau interstitielle: dans les méso-pores et les micro-pores l'eau est liée à la surface des argilites

(Rotenberg, Pagonabarraga, et Frenkel 2008); dans les macro-pores l'eau à la statut de l'eau libre. Il en résulte que l'eau libre interstitielle n'occupe pas de manière homogène l'espace mais plutôt des chemins préférentiels. Néanmoins un processus de convection comme la loi de Darcy permet de simuler les expériences de percolation à l'eau tritiée montrant que les processus de convection occupent approximativement 50% de la porosité totale (Revil A., Leroy P., et Titov K. 2005; J.-C. Robinet et al. 2012).

3.3. Modèle conceptuel de l'argilite du COx

3.3.1. Interaction entre phase solide et le fluide interstitiel : adaptation de la théorie de Biot

Le potentiel de l'eau interstitielle est la somme du potentiel de gravité, du potentiel osmotique et du potentiel de pression. Ce dernier potentiel de pression s'exprime dans les macro-pores. En revanche, dans les méso-pores et micro-pores, c'est le potentiel osmotique qui est dominant (Revil A., Leroy P., et Titov K. 2005). Ainsi, sur la phase solide de l'argilite la pression d'eau ne s'exerce que très faiblement dans la phase argileuse. L'application du modèle de Biot aux argilites renvoie à la notion des contraintes effectives avec un coefficient de Biot inférieur ou égal à l'unité pour des milieux finement divisés dans lesquels une pression isotrope s'exerce sur la phase solide. Du fait de leurs morphologies les argilites possèdent un coefficient de Biot inférieur à l'unité.

$$\sigma_{ij} = \sigma'_{ij} + b \cdot p_w^{equ} \quad (3.1)$$

3.3.2. Renforcement interne par la calcite de la phase argileuse

Les analyses pétrographiques montrent que les carbonates forment un squelette 3D (Figure 3-3). Ces minéraux confèrent un renforcement de la phase argileuse consigné par des valeurs élevées de la résistance à la rupture en compression simple (20MPa) et des faibles valeurs en traction directe (2 à 3 MPa). Par ailleurs, les déformations associées aux résistances à la compression simple et à la traction sont de quelques pourcents à quelques dixièmes de pourcents soulignant le caractère fragile des argilites sous ce type de chargement.

Divers travaux de (Del Olmo et al. 1996) sur des argilites espagnoles carbonatées, (Bornert et al. 2008) et sur les argilites du Callovo Oxfordien ont mis en évidence, une relation avec le pourcentage de carbonate :

- (i) La transformation d'un matériau ductile pour les milieux faiblement carbonatés en un matériau semi fragile pour les milieux plus carbonatés.
- (ii) L'augmentation de la rigidité en compression (Figure 3-4).
- (iii) L'augmentation de la pression de consolidation avec le pourcentage de carbonates.

(Del Olmo et al. 1996) propose la relation suivante :

$$P'_c = P'_{co} \times \exp \left\{ \frac{(e_0 - e_{10} \times \exp(-\chi \times C))}{\Lambda_0 \times \exp(-\xi \times C)} \right\} \quad (3.2)$$

Avec P'_{co} est la pression de consolidation sans carbonate et C le % de carbonate.

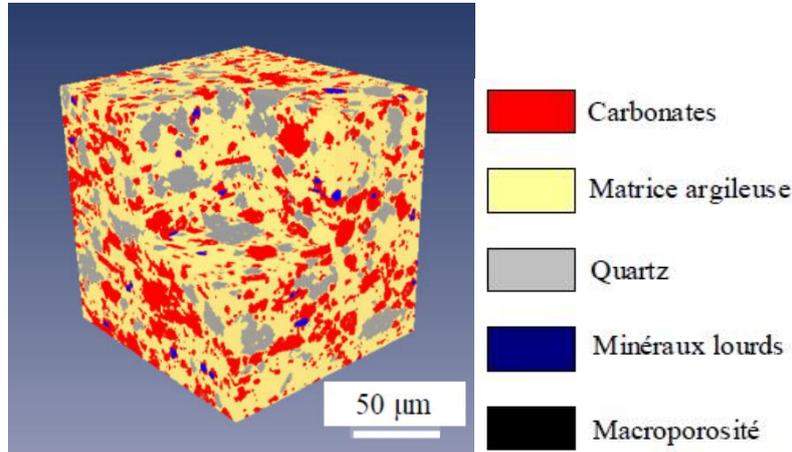


Figure 3-3 : Schéma du réseau 3D de la calcite interpénétré dans la phase argileuse des argilites du Callovo-Oxfordien (Jean-Charles Robinet 2008)

Pour les argilites contenant 20% de calcite avec une pression de consolidation de la phase argileuse de l'ordre de 10 MPa la relation de (Del Olmo et al. 1996) fournit une pression de consolidation de 300 MPa (Figure 3-5). Les argilites en place (non perturbées) sont caractérisées par un grand domaine élastique caractérisé par une surface de charge dite de diagénèse notée FD (Figure 3-6).

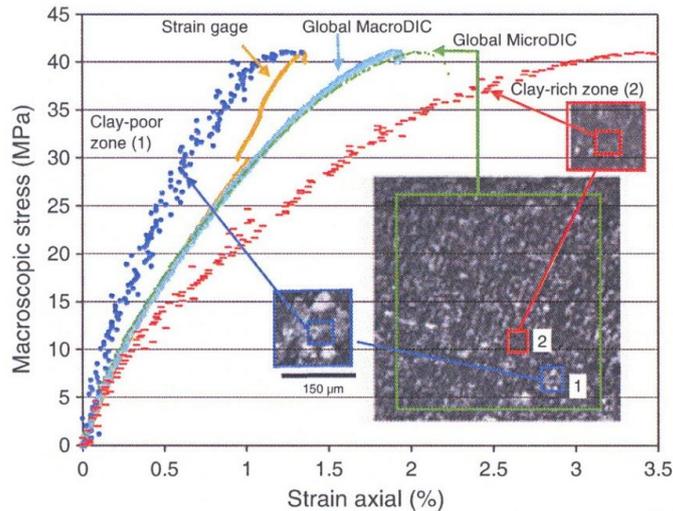
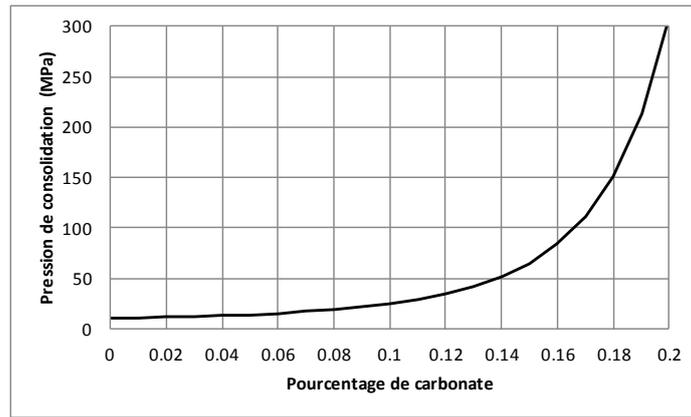
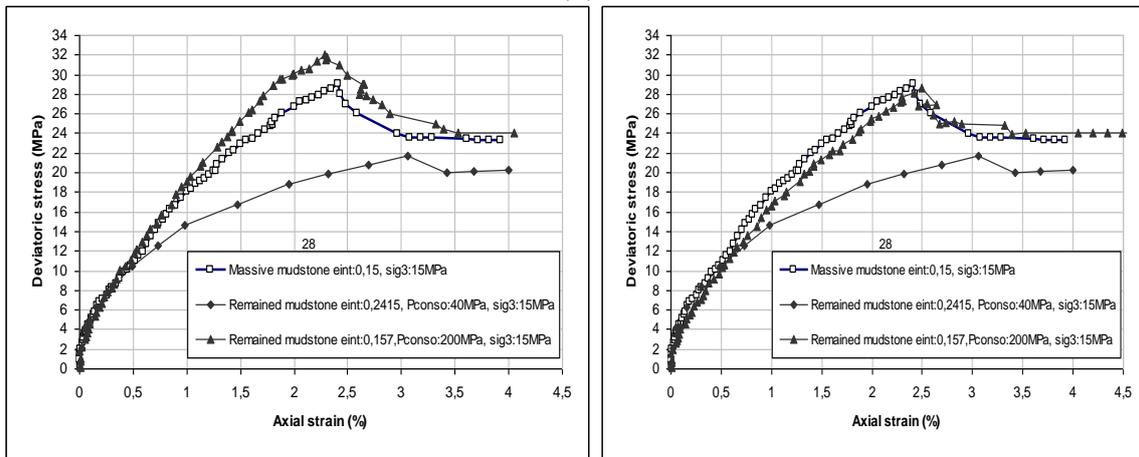


Figure 3-4 : Comparaison des rigidités des zones riches et pauvres en argile d'un échantillon d'argilite soumis à un essai de compression simple (Bornert et al. 2008)



(a)



(b)

Figure 3-5 : (a) Evolution de la pression de consolidation avec le pourcentage de carbonate ; (b) Comparaison du comportement sur des chemins triaxiaux de compression des échantillons d'argilite remaniée par rapport à une argilite massive (Jean-Claude Robinet et LY 2018)

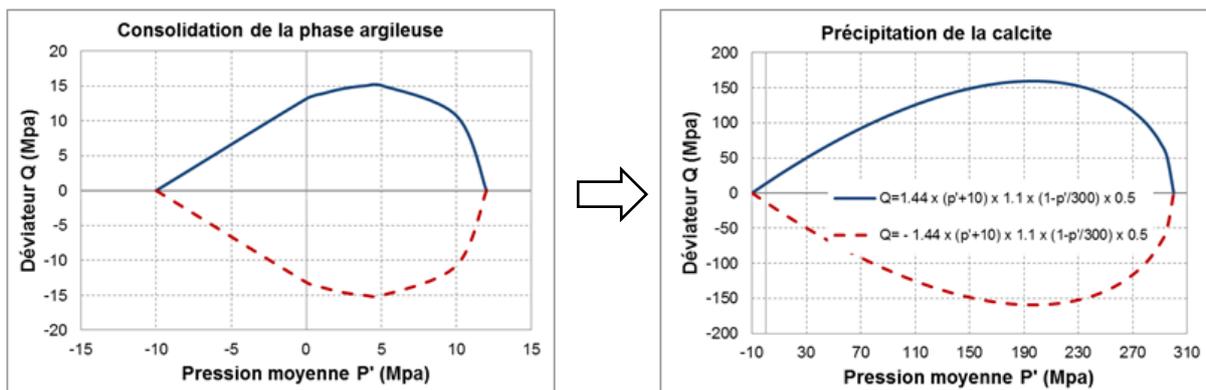


Figure 3-6 : Schématisation de la création de la surface limite de diagenèse de l'argilite Meuse/Haute Marne

3.3.3. Endommagement anisotrope causé par les ruptures des calcites en extension et par la décohésion entre la calcite et la phase argileuse

3.3.3.1. Origine de l'endommagement

L'endommagement est traditionnellement réservé aux roches dures et au matériau béton. Pour les roches argileuses le prélèvement produit une altération de la pression de

consolidation. La réparation de cette altération est généralement obtenue par une reconsolidation à la contrainte in situ de prélèvement.

L'argilite présente un comportement spécifique : ductile par sa phase argileuse et fragile par la précipitation d'une phase carbonatée dans la macro-porosité de la phase argileuse. Pour que la phase argileuse puisse s'exprimer il faut endommager le renfort calcite. Comme nous l'avons détaillé précédemment le prélèvement des échantillons va produire un endommagement de la calcite irréparable.

L'endommagement de la phase solide est dû aux sollicitations hydromécaniques et ou aux sollicitations thermiques. Les excavations des ouvrages souterrains galeries, alvéoles ou les dilatations thermiques produisent des déformations d'extension provoquant la rupture des calcites. Par ailleurs, les rotations des axes principaux de contrainte et de déformation autour des ouvrages excavés génèrent des déformations de distorsion et la création des cisaillements associée à des décohésions spécialement aux interfaces entre les minéraux argileux et les calcites.

L'endommagement est induit par les sollicitations et présente une anisotropie provenant de la précipitation préférentielle de la calcite dans le plan de la sédimentation (Figure 3-2). L'argilite est une roche sédimentaire formée dans l'eau de mer qui combine consolidation et processus diagénétique avec précipitation d'une phase carbonatée dans la macro-porosité. Ce renfort par la calcite de la phase argileuse confère une anisotropie mécanique de l'argilite.

Par ailleurs les essais de désorption du CEA-EDF montrent des déformations très anisotropes (cf Figure 3-26).

Ainsi ce renforcement anisotrope par la calcite va produire sur les chemins de décharge un endommagement anisotrope.

Compte tenu du comportement spécifique de l'argilite l'Andra a développé une intense activité de recherche et de partenariat avant l'installation d'un stockage par :

- La réalisation depuis plusieurs années d'un laboratoire souterrain et la mise en évidence de figures d'endommagement créées par les creusements des galeries et des alvéoles ;
- La mise en place d'un groupement européen des laboratoires et des équipes de recherche en pointe sur les thèmes liés aux problématiques du stockage des déchets à vie longue ;
- Le financement des doctorants européens sur les recherches liées au stockage.

L'ensemble des travaux conduits par l'Andra ont débouché sur les résultats originaux et nouveaux au niveau international par l'existence de zones endommagées fracturées anisotropes permettant ainsi de construire un modèle simplifié du comportement de l'argilite pendant et après les excavations.

Concernant l'endommagement de prélèvement, il est irréparable. L'originalité de ce travail a été de quantifier cet endommagement à partir de la modélisation des essais de désorption en postulant à l'état in situ l'argilite n'était pas endommagée.

3.3.3.2. Endommagement induit par les sollicitations hydro-mécaniques

Les résultats des essais triaxiaux en compression et en extension sur des échantillons d'argilite prélevés à environ 450 m de profondeur avec des directions de carottage perpendiculaires et parallèles au plan de stratification sont présentés sur les Figure 3-7 et Figure 3-8. Les valeurs des modules mesurées en compression et en extension sont très proches, de l'ordre de 3000 MPa mais avec une petite anisotropie initiale que nous attribuons à l'endommagement dû aux prélèvements des échantillons cf Tableau 3-1.

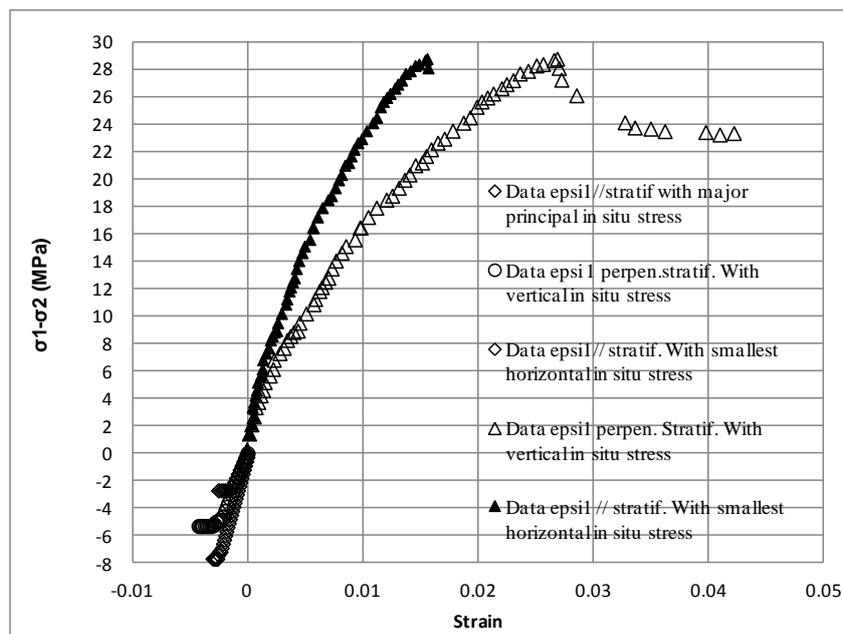


Figure 3-7 : Essais triaxiaux en compression et en extension pour des confinements de 12 MPa dans les directions parallèles et perpendiculaires aux plans de stratification (Source EGC-CEA)

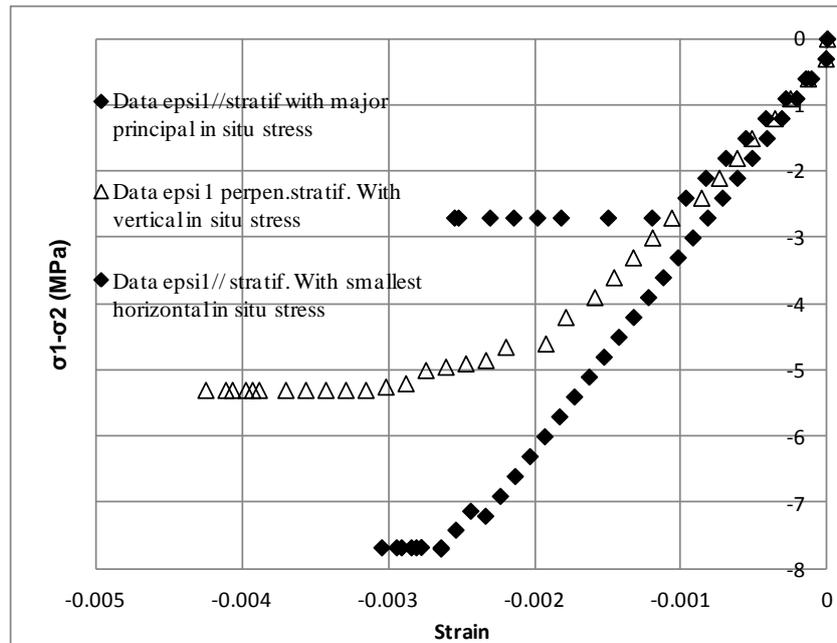


Figure 3-8 : Zoom sur les essais d'extension pour des confinements de 12MPa dans les directions parallèles et perpendiculaires aux plans de stratification (Source EGC-CEA)

Direction de la sollicitation/stratification	Module en compression (MPa)	Module en extension (MPa)
	2028	2038
	2930	2892

Tableau 3-1 : Anisotrope initiale des modules initiaux mesurés en compression et en extension par rapport aux directions de la stratification

Les valeurs des pics de contraintes déviatoires dans les essais de compression indiquent une faible anisotropie de l'ordre de 1.09. En revanche, les essais d'extension montrent une anisotropie des pics de contraintes déviatoires maximales plus grande, comprise entre 1.4 à 2 cf Tableau 3-2.

Direction de la sollicitation/stratification	Contrainte déviatoire maximale $\sigma_1 - \sigma_2$ en compression (MPa)	Contrainte déviatoire maximale $\sigma_1 - \sigma_2$ en extension (MPa)
	26.5	-5.3
	28.7	-2.7 ÷ -7.6

Tableau 3-2 : Anisotrope des contraintes déviatoires maximales en compression et en extension par rapport aux directions de la stratification

3.3.4. Effets différés

Les essais réalisés par (Gasc-Barbier, Chanchole, et Bérest 2004) pour des contraintes déviatoires de 0, 2, 12 & 22 MPa sous un confinement de 10MPa et en absence de pression interstitielle montrent :

- Un accroissement des déformations différées avec le niveau de contrainte déviatoire.
- L'absence de déformation différée sous état de contrainte isotrope.

Les essais de (C. Zhang et Rothfuchs 2004) montrent que les déformations différées:

- Diminuent avec l'accroissement de la pression moyenne pour le même état de contrainte déviatoire.
- Sont fonction du logarithme du temps et dépendent de l'état hydrique de l'argilite.
- Il est à noter une quasi indépendance de l'orientation des échantillons carottés par rapport au plan de sédimentation.

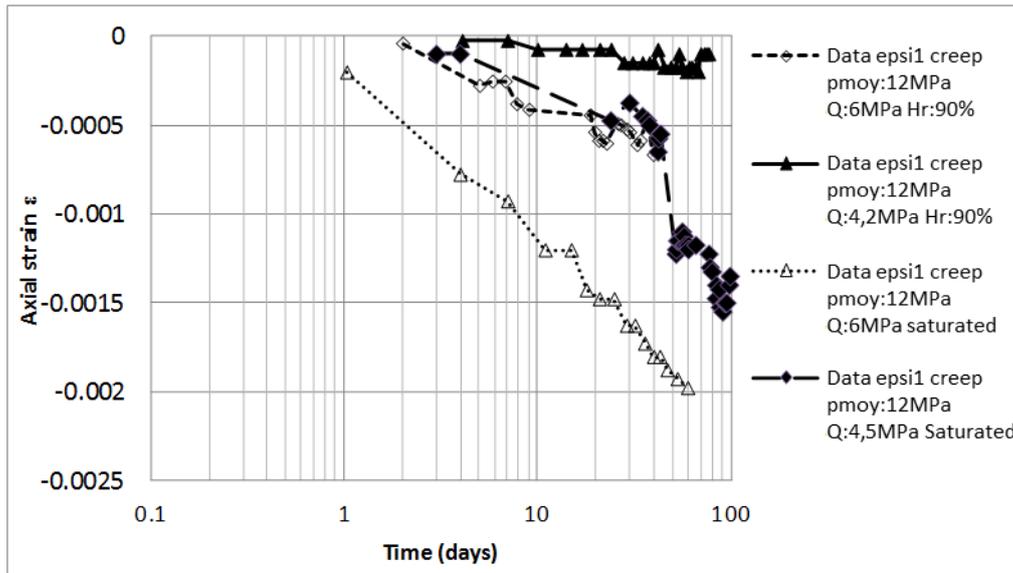


Figure 3-9 : Evolution des déformations axiales de fluage des échantillons d'argilite du Callovo-Oxfordien saturés et partiellement saturés (Humidité relative de 90%) sous différents déviateurs de contrainte (J. Robinet et Imbert 2013)

Pour une meilleure connaissance des effets différés autour des galeries dans l'argilite du COx après excavation (J. Robinet et Imbert 2013) ont réalisé des essais de fluage. Ces essais ont été réalisés à une pression moyenne constante et pour différents déviateurs de contrainte de 4.5 MPa et 6 MPa aux états saturés et partiellement saturés (humidité relative de 90%) (Figure 3-9). Les résultats de ces essais indiquent que les déformations dépendent du déviateur de contrainte, de la pression moyenne, de l'état hydrique et du logarithme du temps :

$$\varepsilon_{ij}(t) = f\left(s_{ij}, \frac{1}{p'_{moy}}, \ln(1 + t)\right) \quad (3.3)$$

Par ailleurs ces essais indiquent une augmentation des déformations avec l'accroissement de l'endommagement. Ces déformations sont donc fonction de différents paramètres :

$$\varepsilon_{ij}(t) = f\left(s_{ij}, \frac{1}{P'_{moy}}, \ln(1+t), \underline{\underline{D}}\right) \quad (3.4)$$

Les mécanismes visqueux sont impactés par les mécanismes de gonflement provenant des smectites. Ces mécanismes de viscosité dépendent des mécanismes de gonflement qui sont regroupés dans les déformations appelés différées.

3.4. Modèle SC2D sur l'argilite non perturbée (Tran 2015)

3.4.1. Comportement instantané

Le comportement instantané est décrit dans le cadre de l'élasto-plasticité couplée à un endommagement :

$$d\varepsilon = d\varepsilon^e(D) + d\varepsilon^P \quad (3.5)$$

Où: $d\varepsilon$ est l'incrément de déformation totale

$d\varepsilon^e(D)$ est l'incrément de déformation élastique couplée avec l'endommagement

$d\varepsilon^P$ est l'incrément de déformation plastique lié au comportement instantané

Le comportement élastique endommageable semi-fragile est associé aux endommagements anisotropes induits par la sollicitation concernant la phase calcite, et une hypo-élasticité décrivant le comportement de la phase argileuse:

$$d\varepsilon^e = \left[\underline{\underline{S}}(\underline{\underline{D}}) + \underline{\underline{S}}(\underline{\underline{p'}}) \right] d\sigma \quad (3.6)$$

Où : $\underline{\underline{S}}(\underline{\underline{D}})$ est l'inverse du tenseur de rigidité du renforcement de la phase argileuse par de la calcite.

$\underline{\underline{S}}(\underline{\underline{p'}})$ est l'inverse du tenseur de rigidité de la phase argileuse de l'argilite du COx

La déformation et la contrainte sont positives en compression.

À l'intérieur de la surface élastique le comportement est élastique et endommageable pour les chemins en extension. Lorsque les contraintes de déviateur atteignent la surface élastique, les déformations plastiques se développent dues à l'existence des macro-pores.

Le critère de (Mróz Z. et al. 2003) est utilisé pour les limites d'élasticité et de rupture. En terme d'invariant de contrainte ce critère est exprimé par équation (3.7). On constate que jusqu'à des pressions moyennes de 100MPa le critère est un cône dans l'espace des contraintes principales. Dans le plan des contraintes déviatoires le critère a une section hexagonale.

$$F_L = q^2 - a \times (p' - R_t)^2 \times \left(1 - \frac{p'}{P'_{cons}}\right) \times (g_F(\theta))^2 = 0 \quad (3.7)$$

Où : R_t est la contrainte de traction, a est un coefficient et P'_{cons} est la pression de consolidation. Les variables restantes sont données par les expressions suivantes :

$$p' = \frac{1}{3}(\sigma'_H + \sigma'_v + \sigma'_h) \quad (3.8)$$

$$q = \left(\frac{3}{2} \times J_2\right)^{1/2} \quad (3.9)$$

$$\cos 3\theta = \frac{-3\sqrt{3}J_3}{2J_2^{3/2}} \quad (3.10)$$

$$J_2 = (trs^2) \quad (3.11)$$

$$J_3 = \det(s) \quad (3.12)$$

s est tenseur de déviateur, $s = \sigma' - p' \times I$

θ est l'angle de Lode

$g_F(\theta) = 1$ en compression et $g_F(\theta) = \frac{3}{3+1.2}$ en extension

La limite de rupture est obtenue avec l'équation (Del Olmo et al. 1996) :

$$P'_{cons} = P'_{cons0} \times \exp\left\{\frac{e_0 - e_{10} \times \exp(-\chi \times C)}{\Lambda_0 \times \exp(-\xi \times C)}\right\} \quad (3.13)$$

Où : P'_{cons0} est la pression de consolidation sans carbonate

C est le pourcentage de carbonate

ξ est le coefficient du module de compressibilité, $k = k_0 \times \exp(-\xi \times C)$

e_0 est l'indice de vide initiale

e_{10} est l'indice de vide de l'argilite COX suspension

χ & Λ_0 sont deux coefficients.

Paramètres	Unités	Valeurs
P'_{cons0} pression de consolidation sans carbonate	MPa	9
C pourcentage de carbonate (UA du COx entre 520m et 580m)	--	0.2
ξ coefficient du module de compressibilité	--	8.44
e_0 indice de vide initial	--	0.3
e_{10} indice de vide de l'argilite COX suspension	--	0.3
χ	--	3.3
Λ_0	--	0.205

Tableau 3-3 : Référence des propriétés de l'argilite du COx utilisé dans l'équation de Del Olmo

Le Tableau 3-3 résume les paramètres employés dans l'équation de Del Olmo (3.13) pour l'argilite du COx fournissant une pression de consolidation de 300 MPa.

La limite de rupture est obtenue via la pression de consolidation, la contrainte de traction R_t et coefficient a qui sont estimés par le pic de contrainte sur l'essai triaxial. De la même manière, la limite de l'état critique est obtenue en remplaçant $R_t = 0$, $a_{critique}$ et $P'_{conso} = P'_{conscritique}$ donnés dans le Tableau 3-4.

Paramètres	Unités	Valeurs
a	--	1.2
R_t contrainte de traction	MPa	2 à 3
P'_{cons} pression de consolidation de la limite de rupture	MPa	300
$P'_{conscritique}$ pression de consolidation de la limite d'état critique	MPa	270

Tableau 3-4 : Valeurs représentatives de la limite de rupture et limite d'état critique

La limite de rupture et d'état critique correspondent aux paramètres du Tableau 3-4. Les surfaces de charge et limite (pic) sont présentées dans la Figure 3-10. Cette limite de rupture correspond la surface limite de diagénèse de la Figure 3-6 dans les applications avec des déviateurs de contrainte positif et sur l'argilite non endommagée.

Considérant l'analogie entre l'argilite du COx renforcée par les carbonates et les matériaux composites renforcés par des fibres de verre réparties aléatoirement (Mir et al. 2005), le

comportement à l'intérieur de la surface de diagenèse avec l'endommagement anisotrope est décrit par le tenseur de rigidité endommagé $\underline{\underline{\tilde{C}}}(D)$:

$$d\sigma'_{ij} = \tilde{C}_{ijkl}(D) : d\varepsilon_{kl}^e \quad (3.14)$$

$$\underline{\underline{\tilde{C}}}(D) = \underline{\underline{M}}(D) : \underline{\underline{C}}^0 : \underline{\underline{M}}(D) \quad (3.15)$$

Avec : $\underline{\underline{\tilde{C}}}(D)$ est le tenseur de rigidité endommagé

$\underline{\underline{C}}^0$ est le tenseur de rigidité non endommagé

$\underline{\underline{M}}(D)$ est l'opérateur tensoriel (Chen et al. 2012)

$$\underline{\underline{M}}(D) = \delta_{ik} \cdot \delta_{jl} \cdot \sqrt{(1-D_i) \cdot (1-D_j)} \cdot n_i \otimes n_j \otimes n_k \otimes n_l \quad (3.16)$$

Où : n_i sont les directions principales de l'endommagement

D_i sont les valeurs principales de l'endommagement dans la direction i .

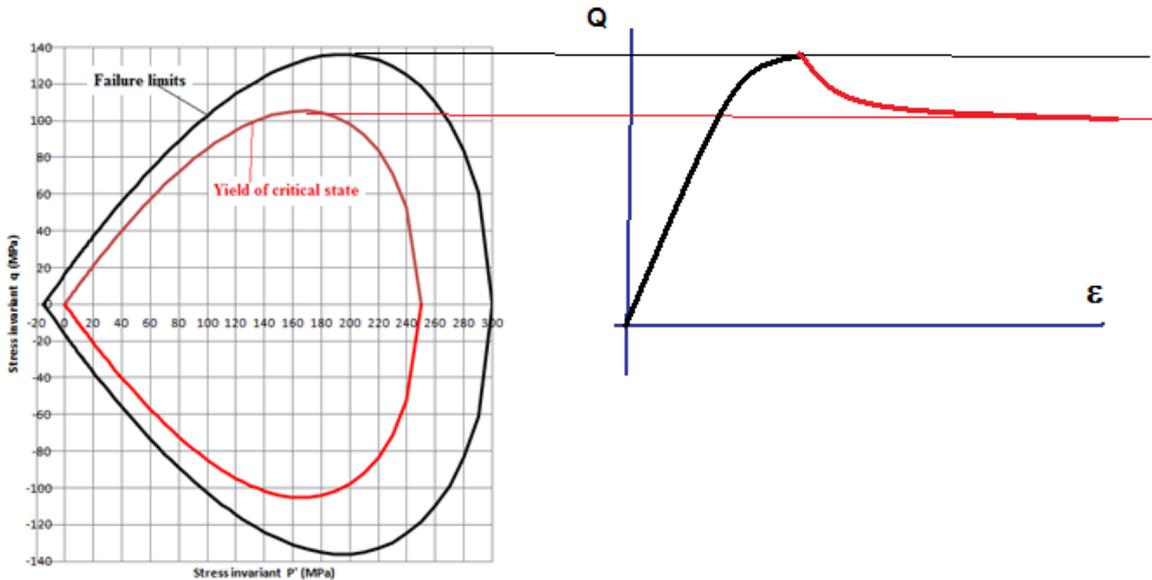


Figure 3-10 : Limite de rupture et d'état critique dans l'espace P'-q

Un important programme expérimental au laboratoire de recherche souterrain Meuse / Haute Marne (MHM URL) à Bure (Figure 2-1) a été réalisé pour étudier ce comportement à différents puits et galeries lors de l'excavation (Seyedi, Armand, et Noiret 2017). Les observations in situ

montrent que l'extension de la zone fracturée suit un motif similaire qui est en relation avec le diamètre des ouvrages excavés.

Ainsi, les galeries parallèles à la contrainte majeure σ_H montrent une extension latérale des zones fracturées induites autour de deux diamètres de galeries (GCS et GET). L'étendue verticale du réseau de fractures n'est pas significative dans cette direction (Figure 3-11).

En revanche, les galeries parallèles à la contrainte mineure σ_h montrent une extension verticale des zones fracturées induites égale à environ 0,6 fois le diamètre de galerie. L'étendue horizontale de la fracture a une valeur moyenne de 0,1 fois le diamètre (Figure 3-12).

On constate une asymétrie de la zone fracturée même autour des galeries excavées dans la direction de σ_H , pour lesquels l'état de contrainte initial à la section d'excavation est proche d'un état isotrope. Cette asymétrie peut être considérée comme preuve de la présence de l'endommagement anisotropie induite par l'excavation.

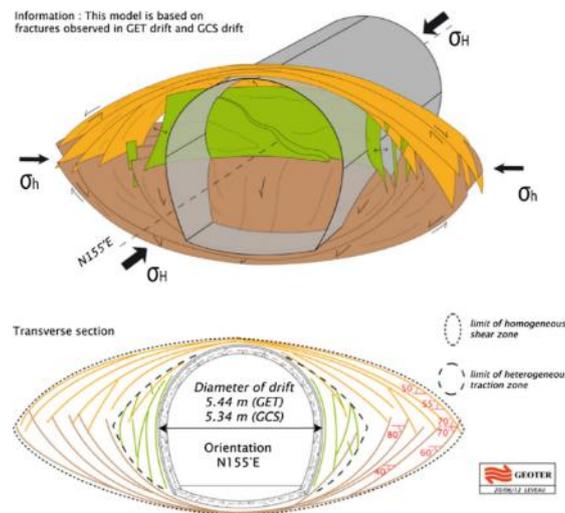
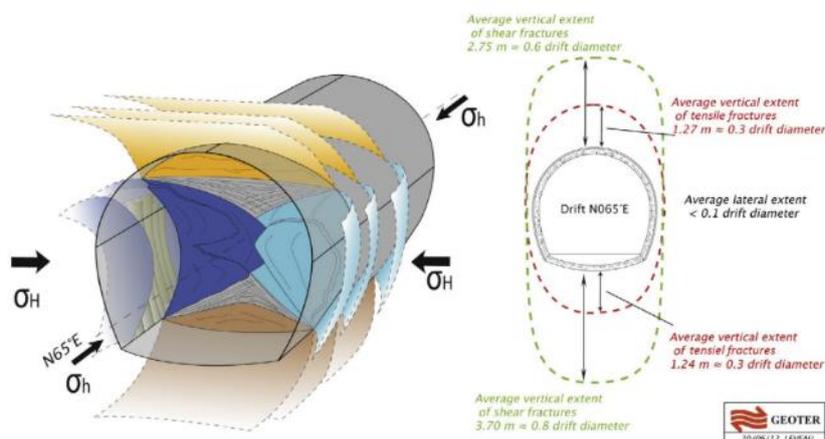


Figure 3-11 : Réseaux de fractures résultant des observations in situ induites autour des galeries parallèles à la contrainte majeure σ_H (Armand, Leveau, et al. 2013).



$$\underline{\underline{\sigma}} = \underline{\underline{\tilde{C}}}: \underline{\underline{\varepsilon}}^e \quad (3.21)$$

$$\underline{\underline{\tilde{C}}} = \begin{bmatrix} C_1(1-D_1)^2 & C_2(1-D_1)(1-D_2) & C_2(1-D_1)(1-D_3) & 0 & 0 & 0 \\ C_2(1-D_1)(1-D_2) & C_1(1-D_2)^2 & C_2(1-D_2)(1-D_3) & 0 & 0 & 0 \\ C_2(1-D_1)(1-D_3) & C_2(1-D_2)(1-D_3) & C_1(1-D_3)^2 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C_3(1-D_2)(1-D_3) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & C_3(1-D_1)(1-D_3) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & C_3(1-D_1)(1-D_2) \end{bmatrix} \quad (3.22)$$

$$\text{Avec : } C_1 = \frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)} ; C_2 = \frac{E\nu}{(1+\nu)(1-2\nu)} ; C_3 = \frac{E(1-2\nu)}{2(1+\nu)(1-2\nu)}$$

3.4.2. Evaluation des variables d'endommagement à partir de l'énergie de déformation

L'énergie de déformation s'écrit sous la forme :

$$2e_d = \begin{bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{12} \\ \sigma_{13} \\ \sigma_{23} \end{bmatrix}^T \left[\underline{\underline{S}}(\underline{\underline{D}}) + \underline{\underline{S}}(p') \right] \begin{bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{12} \\ \sigma_{13} \\ \sigma_{23} \end{bmatrix} \quad (3.23)$$

Pour chaque mécanisme d'endommagement, des lois d'évolution sont définies à partir des observations expérimentales. Leur écriture est basée sur la définition de forces thermodynamiques à partir des variables d'endommagement D_n :

$$Y_{D_n} = \frac{\partial \langle \langle e_d \rangle \rangle}{\partial D_n} \quad (3.24)$$

Où : $\langle \langle \bullet \rangle \rangle$ représente la valeur moyenne

3.4.3. Evaluation des variables d'endommagement simplifiée

Les coefficients d'endommagement sont déterminés par le modèle de (Mazars 1986) avec une forme exponentielle:

$$\begin{cases} \varepsilon_{ii} \geq 0 \rightarrow D_{ii} = 0 \\ \varepsilon_{ii} < 0 \rightarrow D_{ii} = 1 - \exp \left\{ -\frac{1}{10} \times \left(\frac{\varepsilon_{ii}^-}{\varepsilon_{ii}^- \text{ lim}} \right)^{10} \right\} \\ \varepsilon_{ij} \rightarrow D_{ij} = 1 - \exp \left\{ -\frac{1}{10} \times \left(\frac{\varepsilon_{ij}}{\varepsilon_{ij} \text{ lim}} \right)^{10} \right\} \text{ avec } i \neq j \end{cases} \quad (3.25)$$

Les déformations limites ne sont pas accessibles à partir des essais sur échantillons prélevés au voisinage des galeries dans l'URL. En effet, la décharge réalisée lors du prélèvement induit un endommagement et une désaturation des échantillons. Ces valeurs des déformations limites devront être réalisées par modélisations des zones endommagées fracturées comme des problèmes aux limites pour les ouvrages construits dans la direction de contrainte majeure (σ_H) et les ouvrages dans la direction de la contrainte mineure (σ_h). La procédure adoptée est, dans une première étape de modélisation, d'utiliser les valeurs des déformations limites résultant des essais de laboratoire. Ensuite, ces déformations limites seront ajustées par rapport aux dimensions des zones endommagées fracturées observées dans l'URL.

3.4.3.1. Evaluation de déformations limites à partir des essais de laboratoire

(Tran 2015) a estimé les déformations limites à partir des essais triaxiaux réalisés sur les échantillons prélevés à 517m de profondeur resaturés et réparés par une reconsolidation sous 60 MPa (Figure 3-13).

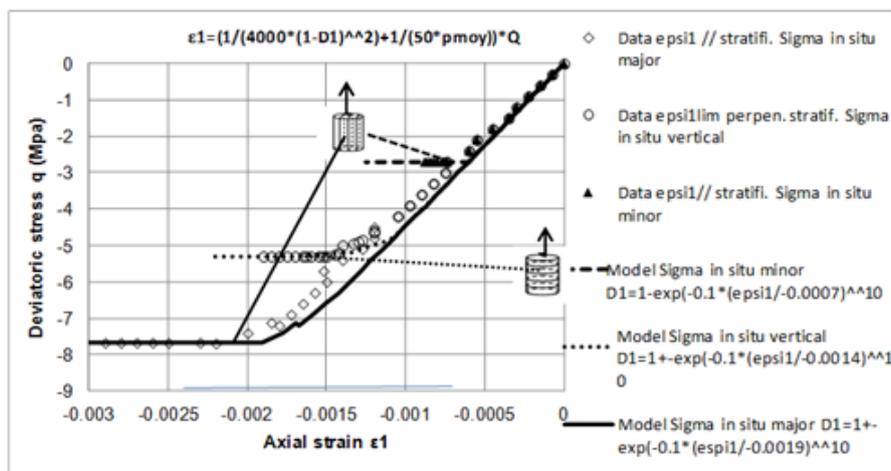


Figure 3-13 : Simulation des déformations limites à partir des essais triaxiaux réalisés sur des échantillons d'argilite prélevés dans la direction des contraintes principales in situ (Tran 2015)

Les valeurs de déformation limites suivant les directions de contrainte principale in-situ sont donnés dans le Tableau 3-5.

Paramètres	Unités	Valeurs
$\bar{\varepsilon}_{22} \text{ lim}$ déformation verticale estimée	--	-0.0014
$\bar{\varepsilon}_{11} \text{ lim}$ déformation horizontale estimée dans la direction de σ_H	--	-0.0019
$\bar{\varepsilon}_{11} \text{ lim}$ déformation horizontale estimée dans la direction de σ_h	--	-0.0007
$\bar{\varepsilon}_{12} \text{ lim}$ déformation de cisaillement estimée (essai de Lee) (*)	--	0.001

Tableau 3-5 : Déformations limites estimées à partir des essais en laboratoire

(*) Les seules données sur des essais de cisaillement en torsion sur cylindre creux sont ceux de (Lee, Juang, et Lin 2002) réalisés sur une argilite cf Figure 3-14.

Les chemins de sollicitation en cinétique rotationnelle

Essais de torsion sur cylindre creux

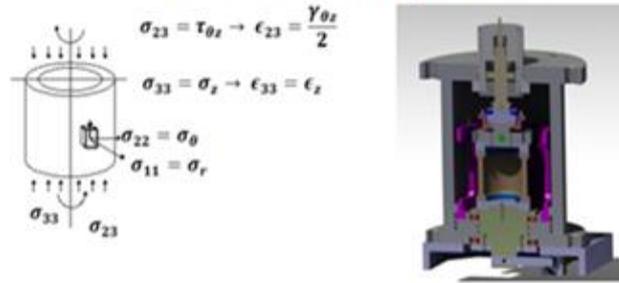


Figure 3-14 : Essai de torsion sur cylindre creux

L'absence de données expérimentales sur le comportement de l'argilite sur des chemins de sollicitation rotationnelle nécessite certaines hypothèses :

- Les coefficients d'endommagement en cisaillement D_{12} conservent l'expression sous forme exponentielle des coefficients d'endommagement en extension.
- La valeur limite de la déformation en distorsion est prise à 0.001.

3.4.3.2. Ajustement de déformations limites à partir des modélisations

Les déformations limites sont ajustées par la modélisation de zone endommagée fracturée autour de galerie (Figure 3-15). En comparant les dimensions de zone endommagée fracturée obtenues par la modélisation et la mesure du laboratoire souterrain (Figure 2-2), on obtient les déformations limites ajustées qui sont consignées dans le Tableau 3-6.

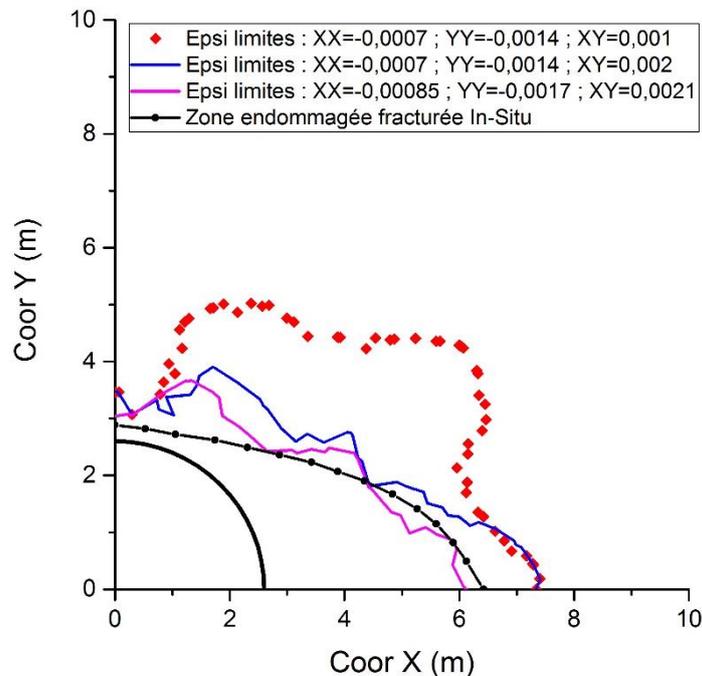


Figure 3-15 : Ajustement de déformations limites des galeries orientées dans la direction de contrainte majeure

Paramètres	Unités	Valeurs
$\varepsilon_{22}^-_{lim}$ déformation verticale ajustée	--	-0.0017
$\varepsilon_{11}^-_{lim}$ déformation horizontale ajustée dans la direction de σ_H	--	-0.0025
$\varepsilon_{11}^-_{lim}$ déformation horizontale ajustée dans la direction de σ_h	--	-0.00085
$\varepsilon_{12}^-_{lim}$ déformation de cisaillement ajustée	--	0.0021

Tableau 3-6 : Déformations limites ajustées à partir des modélisations de zone endommagée fracturée

3.4.3.3. Evaluation des déformations plastiques résultant de l'endommagement

Pour l'argilite non perturbée, les déformations élastiques peuvent être négligées comme le montre les essais oedométriques cf Figure 3-16. Le module oedométrique est déterminé sur un cycle de chargement-déchargement 10 MPa-0.1MPa après un premier cycle jusqu'à 60 MPa pour refermer une partie les macro-pores issus du prélèvement. Les valeurs mesurées des modules oedométriques sont de l'ordre de 20000 MPa.

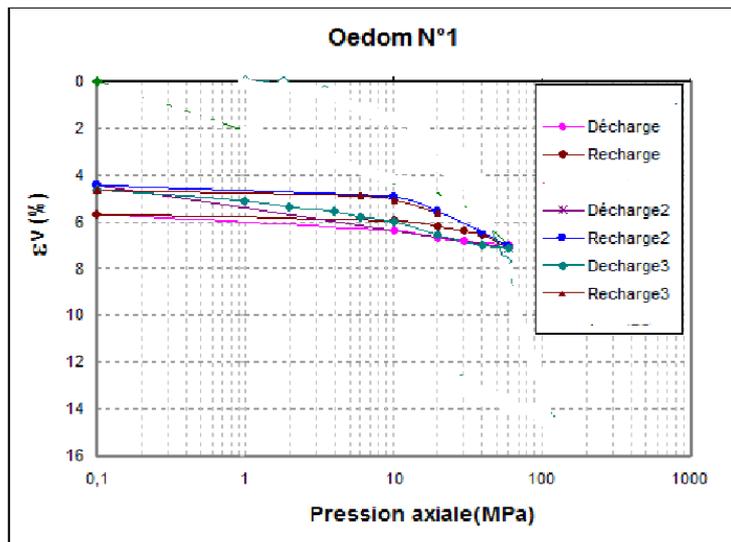


Figure 3-16 : Cycles oedométriques sur échantillons d'argilite avec des degrés de saturation de 97%

Ainsi les déformations plastiques anisotropes résultant de l'endommagement anisotrope s'expriment à partir des équations (3.25) sous la forme :

$$\begin{cases} D_{ii} = 0 & \rightarrow \varepsilon_{ii}^p = 0 \\ 0 < D_{ii} < 1 & \rightarrow \varepsilon_{ii}^p = \varepsilon_{ii}^-_{lim} \times [-10 \times \ln(1 - D_{ii})]^{0.1} \\ & \varepsilon_{ij}^p = \varepsilon_{ij}^-_{lim} \times [-10 \times \ln(1 - D_{ij})]^{0.1} \text{ avec } i \neq j \end{cases} \quad (3.26)$$

La Figure 3-17 présente les déformations plastiques en fonction des coefficients d'endommagement dans les trois directions de stratification et de cisaillement.

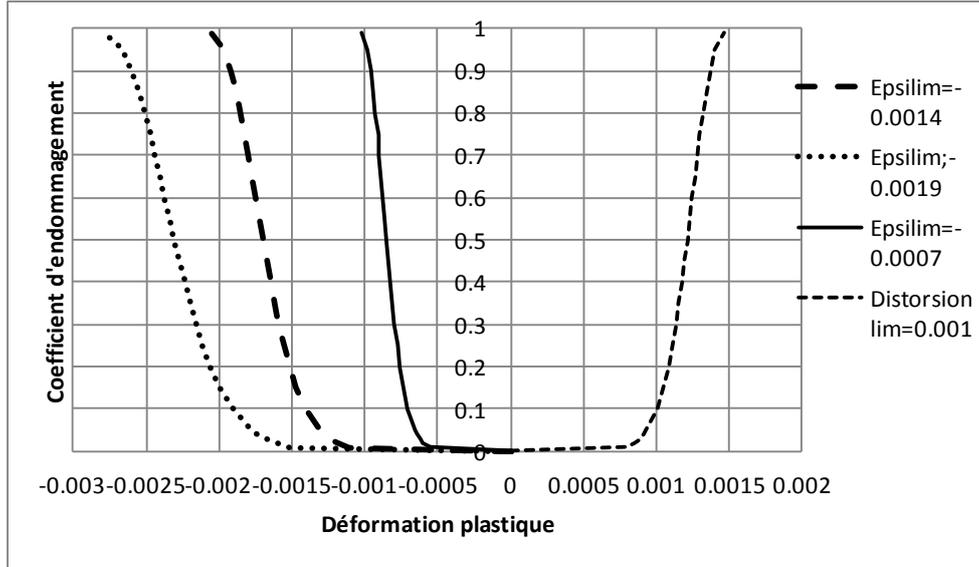


Figure 3-17 : Evolution des déformations plastiques produites par l'endommagement anisotrope

3.4.3.4. Impact de l'endommagement sur la contrainte de traction et sur la pression de consolidation

Pour évaluer l'impact de l'endommagement anisotrope (tensoriel) sur des propriétés scalaire le deuxième invariant des déformations plastiques $\varepsilon_{eq}^P = \left(\frac{2}{3} \varepsilon^P : \varepsilon^P\right)^{1/2}$ est mise en œuvre. La contrainte de traction et la pression de consolidation varient de manière continue comme dans la Figure 3-18. Les relations donnent leurs évolutions s'expriment sous la forme :

$$RT = RT_{initial} - \alpha_T \frac{\varepsilon_{eq}^P}{a + \frac{\varepsilon_{eq}^P}{b}} \quad (3.27)$$

Avec : $RT_{initial}$ est la contrainte d'extension initiale

a , b , α_T sont les paramètres du matériau

ε_{eq}^P est la déformation plastique équivalente, $\varepsilon_{eq}^P = \left(\frac{2}{3} \varepsilon^P : \varepsilon^P\right)^{1/2}$

ε^P est le tenseur de déformation plastique

$$p'_{cons} = p'_{consini} \times \left(1 - \frac{\varepsilon_{eq}^P}{c + \frac{\varepsilon_{eq}^P}{d}} \right) \quad (3.28)$$

Avec : $p'_{consini}$ est la pression de consolidation initiale ; c & d sont deux paramètres de l'endommagement.

Le Tableau 3-7 présente les paramètres utilisés pour l'argilite du COx.

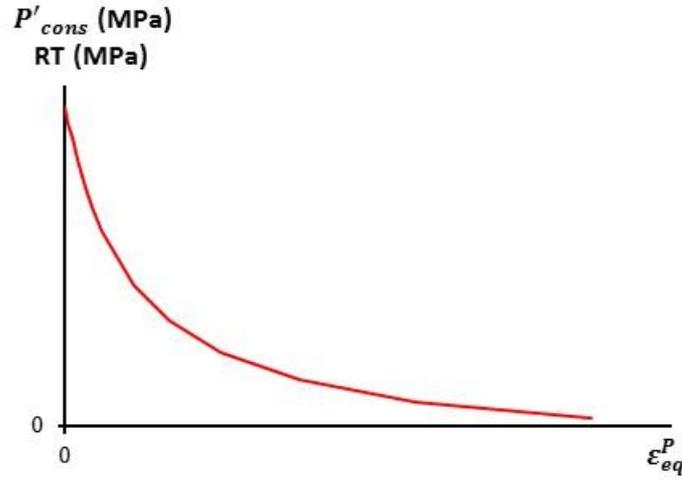


Figure 3-18 : Evolution de contrainte d'extension et pression de consolidation dans le régime d'adoucissement

Paramètres	Unités	Valeurs
$RT_{initial}$ contrainte d'extension initiale	MPa	15
a paramètre du matériau	--	10^{-5}
b paramètre du matériau	--	16.5
α_T paramètre du matériau	MPa	1
$P'_{consini}$ pression de consolidation initiale	MPa	300
c paramètre de la pression de consolidation	--	10^{-4}
d paramètre de la pression de consolidation	--	1.085

Tableau 3-7 : Paramètres utilisés pour l'argilite du Cox

Une loi d'écoulement non associée est adoptée dans le modèle SC2D :

$$g = \bar{\omega} \times q^2 - a \times (p' - RT) \times \left(1 - \frac{p'}{p'_{cons}}\right) \times g(\theta) = 0 \quad (3.29)$$

$$\frac{\partial g}{\partial \sigma'} = \bar{\omega} \times \frac{\partial g}{\partial p'} \times \frac{\partial p'}{\partial \sigma'} + \frac{\partial g}{\partial J} \times \frac{\partial J}{\partial \sigma'} + \frac{\partial g}{\partial \theta} \times \frac{\partial \theta}{\partial \sigma'} \quad (3.30)$$

Où : g est la potentiel plastique

$\bar{\omega}$ est une constante ; $\bar{\omega} = 1$ pour une loi d'écoulement associée ; $\bar{\omega} = 0$ pour une déformation volumique plastique nulle.

3.4.4. Interaction fluide-solide

A l'état initial, l'argilite du COx est considérée saturée. Par contre, la désaturation de l'argilite lors de l'excavation provoque une discontinuité de la phase liquide. La distribution de la contrainte effective dans l'argilite non saturée est exprimée par l'expression :

$$\sigma' = \sigma - p_w^{eq} \times b \times I \quad (3.31)$$

Où : σ' est le tenseur de contrainte effective.

σ est le tenseur de contrainte total.

b est le coefficient de Biot.

I est le tenseur d'identité

p_w^{eq} est la pression d'eau équivalente

La relation de (Sun et al. 2000) a été choisie pour caractériser la pression d'eau équivalente :

$$p_w^{eq} = -\frac{P_{cap}}{1 + P_{cap} / a} \quad (3.32)$$

Avec : P_{cap} est la pression capillaire, $P_{cap} = -135.2 \times \ln(H_r)$ à $T = 20^\circ C$

H_r est l'humidité relative

Dans le cas d'argilite saturée, l'équation (3.31) devient :

$$\sigma' = \sigma - p_w \times b \times I \quad (3.33)$$

Avec : p_w est la pression d'eau

Dans le contexte des matériaux COx, il est nécessaire de prendre en compte le coefficient de Biot couplé avec l'endommagement. Les mesures du coefficient de Biot sur des échantillons carottés de l'unité UA sont de l'ordre de 0.6 (Ecoffier 2002, Ecoclay 2003). En considérant pour le coefficient de Biot de 0.6, ces échantillons présentent un endommagement moyen dû au prélèvement de $D_{moy} = \frac{1}{3} \times (D_{xx} + D_{yy} + D_{zz})$ cf équations (3.45), (3.46) et (3.47). Par ailleurs, le coefficient de Biot atteint l'unité lorsque l'endommagement moyen est égal à 1. La relation du coefficient de Biot avec l'endommagement est décrite par l'expression suivante :

$$b = c \times D_{moy} + b_0 \quad (3.34)$$

Avec : b est le coefficient de Biot

$$D_{moy} = \frac{1}{3} \times (D_{xx} + D_{yy} + D_{zz}) \text{ est le coefficient d'endommagement moyen}$$

Le Tableau 3-8 présente les paramètres utilisés dans le couplage du coefficient de Biot avec la pression d'eau équivalente et l'endommagement.

Paramètres	Unités	Valeurs
a	MPa	9
c	--	0.48
b_0	--	0.52

Tableau 3-8 : Paramètre du couplage du coefficient de Biot

3.4.5. Hydraulique

Pour l'état non saturé, la courbe de rétention reliant la pression capillaire et le degré de saturation est exprimée par (Van Genuchten 1980) comme suit :

$$S_{r,w} = S_{res} + \frac{S_{max} - S_{res}}{\left[1 + \left(\frac{P_{cap}}{P_r}\right)^n\right]^m} \text{ avec } m = 1 - \frac{1}{n} \quad (3.35)$$

Où : $S_{r,w}$ est le degré de saturation

S_{res} est le degré de saturation résiduelle

S_{max} est le degré de saturation maximale

P_r , m et n sont des paramètres matériau

L'écoulement d'eau selon la loi de Darcy est donné par :

$$\underline{q}_l = - \frac{kk_r^w(S_{r,w})}{\mu_w} (\underline{\nabla}p_w + \rho_w g \underline{\nabla}z) \quad (3.36)$$

Où : k est la perméabilité intrinsèque (m^2)

k_r^w est la perméabilité relative

μ_w est la viscosité de l'eau

ρ_w est la densité de l'eau

z est la hauteur de la colonne d'eau

La perméabilité relative est, en fonction du degré de saturation, définie par une loi puissance du modèle de (Mualem 1976):

$$k_{r,g} = \sqrt{1 - S_{r,w}} \left[1 - S_{r,w}^{1/m}\right]^m \quad (3.37)$$

Où : $S_{r,w}$ est le degré de saturation

m est un paramètre matériau

Le Tableau 3-9 présente les valeurs des paramètres utilisés dans le modèle SC2D.

Paramètres	Unités	Valeurs
n	--	1.49
m	--	0.328
P_r	Pa	$15 \cdot 10^6$
S_{max}	--	1
S_{res}	--	0
k	m ²	10^{-20}
μ	Pa.s	10^{-3}

Tableau 3-9 : Paramètres hydraulique de la courbe de rétention et de perméabilité relative utilisés dans le modèle SC2D

Dans le contexte des matériaux argileux du COx, il est nécessaire de prendre en compte l'augmentation de la conductivité hydraulique lorsque le matériau est endommagé. Dans ce cas, l'évolution de la perméabilité intrinsèque est dépendante de l'étendue de la zone endommagée fracturée. Elle est décrite par une fonction exponentielle (Figure 3-19) :

$$k = \exp\left(\ln 10^{-11} + \frac{L_{DZ}}{a_k + \frac{L_{DZ}}{b_k}}\right) \quad (3.38)$$

Où : L_{DZ} est la distance à la paroi d'excavation de la zone endommagée.

a_k et b_k sont les deux constantes considérées en fonction de la rupture de la zone endommagée.

Le Tableau 3-10 présente les valeurs des paramètres hydrauliques utilisées dans la simulation qui permettent obtenir un résultat similaire à ceux mesurés in situ.

Galerie parallèle à la contrainte majeure			Galerie parallèle à la contrainte mineure		
Paramètre	Horizontale	Verticale	Paramètre	Horizontale	Verticale
L_{DZ} (m)	4.5	1	L_{DZ} (m)	1	2.75
a_k	-0.0496	-0.0137	a_k	-0.0137	-0.029
b_k	-26.9	-29.06	b_k	-29	-26.6

Tableau 3-10 : Paramètres hydraulique utilisés dans la simulation de l'excavation des galeries

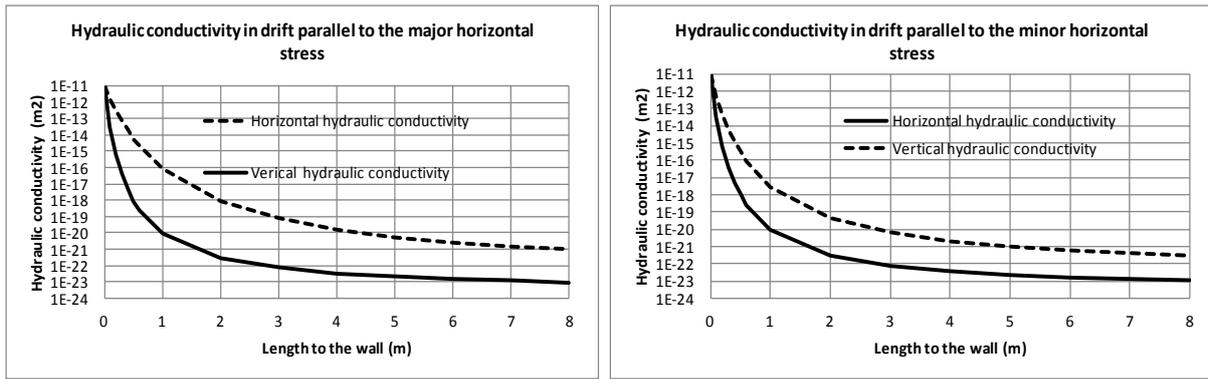


Figure 3-19 : Loi d'évolution de la perméabilité intrinsèque en fonction de la taille de la zone endommagée

A partir de ces résultats expérimentaux une variation de perméabilité intrinsèque est proposée en fonction de l'endommagement (Figure 3-20):

$$k = \exp \left(\ln k_{int} + \beta \times \frac{D_{moy}}{a_k + \frac{D_{moy}}{b_k}} \right) \quad (3.39)$$

Avec k_{int} , a_k , b_k et β sont paramètres du matériau COx. Le Tableau 3-11 présente les valeurs des paramètres hydrauliques utilisés pour l'argilite du COx.

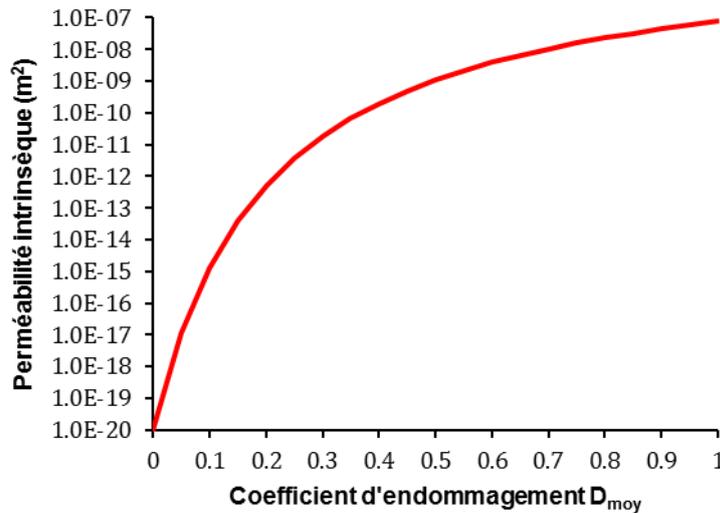


Figure 3-20 : Evolution de la perméabilité intrinsèque en fonction de l'endommagement pour l'argilite du COx

Paramètres	Unités	Valeurs
k_{int}	m ²	1E-20
a_k	--	0.0065
b_k	--	31
β	m ²	1.15

Tableau 3-11 : Paramètres hydrauliques de perméabilité intrinsèque utilisés dans le modèle SC2D

3.4.6. Effet différé

Au comportement instantané est associé le comportement différé par l'association du vecteur viscosité V :

$$d\varepsilon = d\varepsilon^e(D) + d\varepsilon^P + V \times dt \quad (3.40)$$

Le comportement différé prend en compte la viscosité et les déformations de gonflement via le vecteur vitesse de déformation: $\varepsilon_{ij}(t) = V_{ij} \times \Delta t$. Ce vecteur vitesse de déformation est basé sur les résultats expérimentaux des essais de fluage et s'exprime sous la forme :

$$V_{ij}(t) = A \times \frac{D_{ij}}{1 + \frac{D_{ij}}{0.5}} \times \frac{q - q_0}{q_{pic}} \times \frac{D_{ij}}{1 + \frac{D_{ij}}{0.5}} \times \frac{s_{ij}}{P'_{moy}} \times \frac{1}{1 + t} \quad (3.41)$$

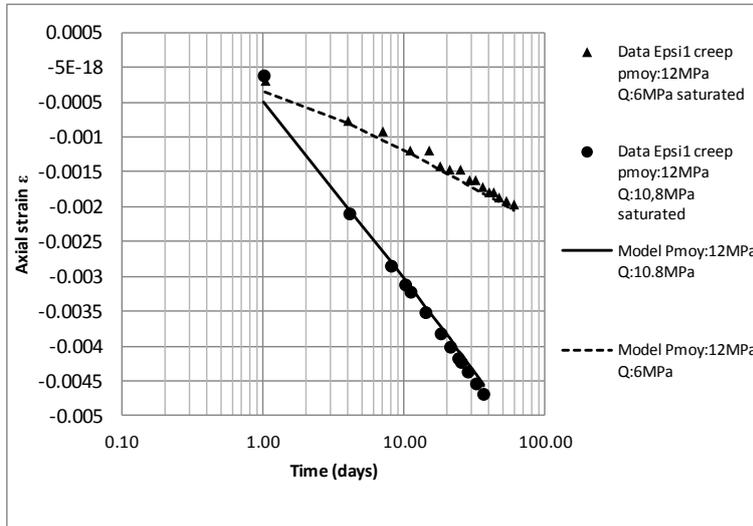
Avec : t est le temps en jours

$$s_{ij} = \sigma_{ij} - \frac{Tr(\sigma_{ij})}{3} \cdot \delta_{ij}$$

$$q = \sqrt{3 \cdot J_2} \text{ avec } J_2 = \frac{1}{2} s_{ij} \cdot s_{ij}$$

$q_0 = 0$ pour les états de contrainte isotrope

A est un paramètre



	Test 1	Test 2
q (MPa)	6	10.8
s_1 (MPa)	-6	-1.2
P'_{moy} (MPa)	12	12
D_1	0.1	0.7
A	0.05	0.05

Figure 3-21 : Simulation avec le modèle SC2D des essais de fluage pour une pression moyenne de 12 MPa et deux déviateurs de contrainte (Source EGC-CEA)

La Figure 3-21 présente la comparaison entre les résultats expérimentaux et la modélisation de la déformation axiale en fonction du temps.

3.5. Modèle SC2D sur l'argilite perturbée construit sur des échantillons prélevés à 500m de profondeur

3.5.1. Problématique liée à la détermination des caractéristiques hydromécaniques à partir d'échantillon carottés : l'endommagement dû au prélèvement

Classiquement dans les géomatériaux de type « sols » (argiles ou matériaux frottant) on observe à l'échelle macroscopique:

- Un comportement réversible généralement non linéaire associé à une augmentation des caractéristiques élastiques avec l'augmentation de la pression moyenne.
- Des déformations volumiques de dilatance sous contraintes déviatoires.
- Une reconsolidation des échantillons à la contrainte in situ du prélèvement pour limiter voire annuler les effets des décharges hydromécaniques

En revanche, les argilites du Callovo-Oxfordien ne suivent pas ce schéma de comportement à savoir:

- L'existence des déformations irréversibles sous des sollicitations déviatoires (Figure 3-22). Ces déformations irréversibles témoignent simplement de l'existence d'un endommagement initialement créé par le prélèvement des échantillons. La Figure 3-23 montre une indépendance de la pression de confinement sur les déformations irréversibles montrant ainsi que l'argilite ne peut pas être réparée.
- Les caractéristiques élastiques diminuent avec l'augmentation du déviateur (Figure 3-24). On observe une diminution du module de déformation même dans la partie linéaire des courbes contrainte-déformation. Le module est divisé par un facteur 2 lorsque le déviateur de contrainte s'approche de la résistance de la roche.

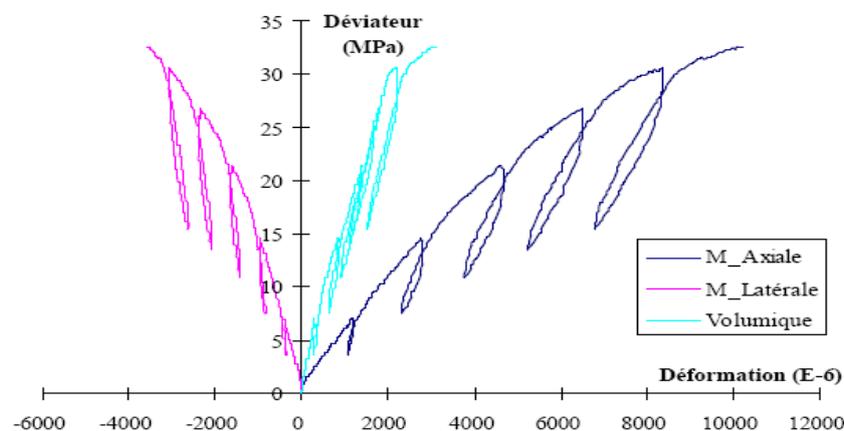


Figure 3-22 : Boucle d'hystérésis sur un chemin triaxial pour une pression de confinement $\sigma_3 = 5\text{MPa}$ (Hoxha et Auvray 2004)

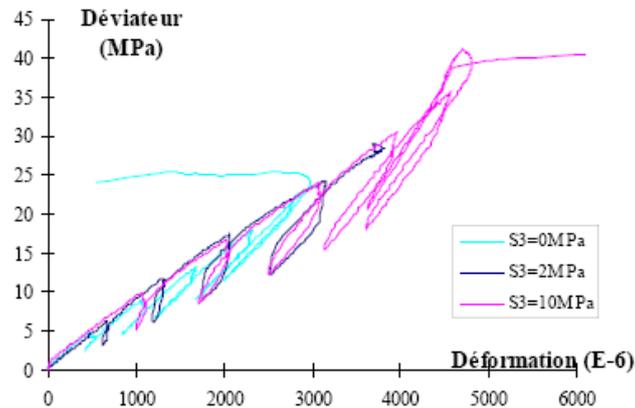


Figure 3-23 : Comparaison des courbes contrainte-déformation volumique pour différentes pressions de confinement (Hoxha et Auvray 2004)

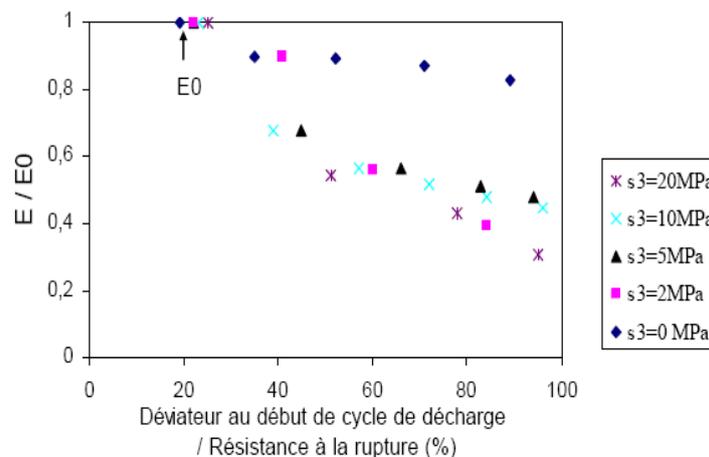


Figure 3-24 : Evolution des modules d'Young en fonction du déviateur des contraintes (Hoxha et Auvray 2004)

3.5.2. Objectif visé par l'extension du modèle SC2D à l'argilite du COx perturbée

Les caractéristiques hydromécaniques de l'argilite non perturbée ne sont pas accessibles à partir d'échantillons carottés compte tenu principalement d'un endommagement de la calcite. Contrairement à la restauration des échantillons à base de matériau argileux par une reconsolidation des échantillons, l'endommagement de la calcite par rupture n'est pas réparable. La validation du modèle SC2D ne peut donc pas être réalisée par une comparaison directe entre les modélisations et les essais de laboratoire sur échantillons carottés. En effet, l'endommagement initial de prélèvement des échantillons par la création de macro-pores induit de nouveaux mécanismes inexistantes sur l'argilite in situ.

3.5.2.1. Evaluation de l'endommagement des échantillons de COx induit par la décharge hydromécanique

L'état de contrainte initiale in situ est anisotrope. La plus grande contrainte est observée à l'horizontale, elle est notée contrainte majeure σ_H , la plus petite contrainte est notée contrainte mineure σ_h et la contrainte verticale notée σ_v . Au niveau principal de l'URL (490 m) les

contraintes totales $\sigma_H = 16.12 \text{ MPa}$, $\sigma_h = 12.4 \text{ MPa}$ et $\sigma_v = 12.7 \text{ MPa}$ avec une pression d'eau initiale égale à 4.7 MPa et un coefficient de Biot égal à 0.6. Les contraintes effectives calculées par la formulation de Biot sont données par $\sigma'_H = 13.3 \text{ MPa}$, $\sigma'_h = 9.58 \text{ MPa}$ et $\sigma'_v = 9.88 \text{ MPa}$.

Les invariants de contrainte in situ sont calculés par les expressions suivantes :

$$p' = \frac{1}{3}(\sigma'_H + \sigma'_v + \sigma'_h)$$

$$J = (\text{tr}s^2) \text{ où } s \text{ est le tenseur de contrainte déviatorique ; } s = \sigma' - p' \times I$$

$$q = \left(\frac{3}{2} \times J\right)^{1/2}$$

Les déformations élastiques de gonflement résultant de la décharge hydromécanique due au prélèvement des échantillons sont associées au tenseur de rigidité et aux directions de la stratification de l'argilite. En considérant que les plans de stratifications sont perpendiculaires à la direction verticale référencée 1 (Figure 3-25), le tenseur de rigidité s'écrit :

$$\tilde{C} = \begin{bmatrix} C_1(1-D_1)^2 & C_2(1-D_1)(1-D_2) & C_2(1-D_1)(1-D_2) \\ C_2(1-D_1)(1-D_2) & C_1(1-D_2)^2 & C_2(1-D_2)^2 \\ C_2(1-D_1)(1-D_2) & C_2(1-D_2)^2 & C_1(1-D_2)^2 \end{bmatrix} \quad (3.42)$$

Avec : $\Delta D_2 = \Delta D_3$

$$C_1 = \frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)} ; C_2 = \frac{E\nu}{(1+\nu)(1-2\nu)} ; C_3 = \frac{E(1-2\nu)}{2(1+\nu)(1-2\nu)} ; E = E_0 \times P_a \times \left(\frac{p'}{P_a}\right)$$

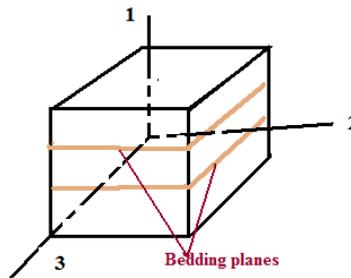


Figure 3-25 : Orientation de la stratification par rapport aux directions de sollicitations

3.5.2.2. Evaluation des coefficients d'endommagement à partir des essais de désorption et triaxiaux

Les essais triaxiaux en compression et extension et les essais de désorption de EDF-CEA permettent d'évaluer l'anisotropie initiale induite par le prélèvement des échantillons. En effet, les essais de désorption réalisés sous très faibles gradients permettent d'augmenter la

contrainte interne par l'augmentation de la pression capillaire et donc de bloquer la propagation de l'endommagement.

Ainsi, les essais de désorption à volume libre réalisés par le CEA-EDF sur des échantillons carottés avec des très faibles gradients de désorption montrent des déformations anisotropes avec des déformations doubles dans la direction parallèle à la sédimentation par rapport aux déformations dans le plan perpendiculaire à la sédimentation. En considérant une pression d'eau équivalente décrite par le modèle de (Sun et al. 2000) avec un coefficient de Biot de 0.6 une évaluation des coefficients d'endommagement induits par la décharge hydromécanique peuvent être réalisée. Cette évaluation est obtenue à partir d'un ajustement entre la modélisation et les résultats expérimentaux.

$$\varepsilon_1 = \frac{1}{E} \left[\frac{1}{(1 - D_1)^2} - \frac{2\nu}{(1 - D_1)(1 - D_2)} \right] \cdot b \cdot P_w^{equ} \quad (3.43)$$

$$\varepsilon_2 = \frac{1}{E} \left[\frac{1}{(1 - D_2)^2} - \frac{2\nu}{(1 - D_1)(1 - D_2)} \right] \cdot b \cdot P_w^{equ} \quad (3.44)$$

Avec :
$$P_w^{equ} = - \frac{P_{cap}}{1 + \frac{P_{cap}}{35}}$$

Le Tableau 3-12 et la Figure 3-26 présentent les paramètres utilisés dans l'ajustement et la comparaison entre la modélisation et les essais expérimentaux du CEA-EDF.

Paramètres	Unités	Valeurs
<i>B</i>	--	0.6
<i>E</i>	MPa	3900
<i>ν</i>	--	0.2
<i>D</i> ₁	--	0.26
<i>D</i> ₂	--	0.139

Tableau 3-12 : Valeurs des paramètres pour la modélisation des essais de sorption-désorption du CEA-EDF

Remarque : sous de forts gradients de désorption, l'endommagement est activé par les forts gradients de déformation. Ainsi, (Wang 2012) a montré que la désorption s'accompagne de fissuration. En revanche, les essais de désorption de EDF & CEA réalisés sous des très faibles gradients de désorption n'ont pas produit d'endommagement.

Le Tableau 3-13 présente les modules au voisinage de l'origine des essais triaxiaux réalisés en compression et en extension dans les directions parallèle et perpendiculaire à la stratification. La méthodologie utilisée dans ces essais est présentée dans l'Annexe A .:

Direction de la sollicitation / stratification	E compression (MPa)	Coef Endo: $E_{endo} = E_0 \times (1 - D)^2$	E extension (MPa)	Coef Endo: $E_{endo} = E_0 \times (1 - D)^2$	Eo (MPa)
	2028	0.3	2038	0.28	4000
	2930	0.145	2892	0.15	4000

Tableau 3-13 : Module initiaux dans les essais de compression et d'extension triaxiaux par rapport aux directions de la stratification

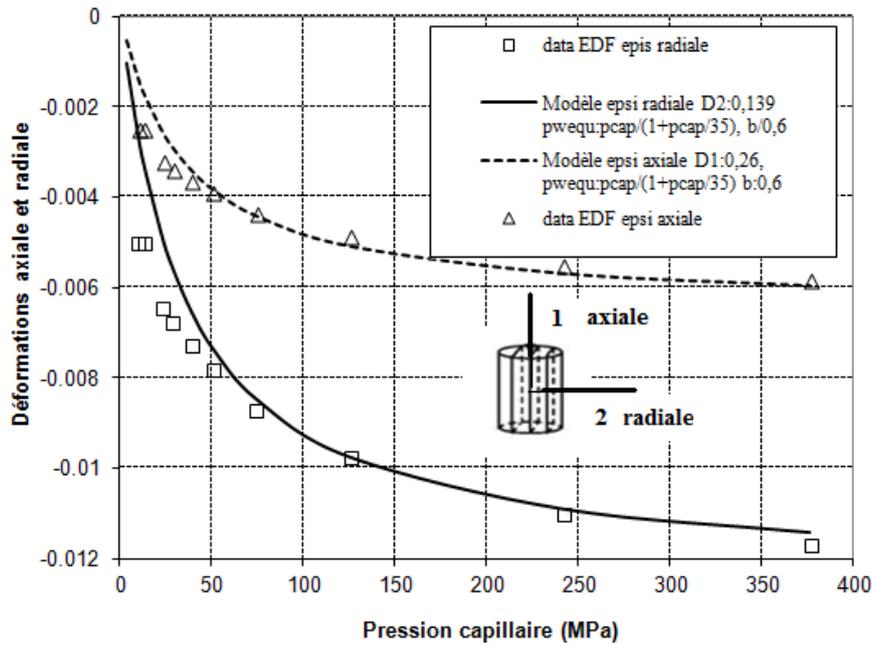


Figure 3-26 : Evaluation des coefficients d'endommagement résultant de la décharge hydromécanique : Observation CEA-EDF & simulation numérique (Semete et al. 2013)

En conclusion les essais de désorption du CEA-EDF et les essais triaxiaux de compression et d'extension réalisés dans les directions parallèle et perpendiculaire au plan de sédimentation montrent que les échantillons carottés à la profondeur d'environ 450 m possèdent tous un endommagement dont le Tableau 3-14 consigne les valeurs obtenues de ces essais. Les déformations résultantes de ces endommagements sont exprimées par la relation de Mazars :

$$D_1 = 1 - \exp \left[-\frac{1}{10} \times \left(\frac{\varepsilon_1^-}{-0.0014} \right)^{10} \right] = 0.26 \quad (3.45)$$

$$D_2 = 1 - \exp \left[-\frac{1}{10} \times \left(\frac{\varepsilon_2^-}{-0.0019} \right)^{10} \right] = 0.139 \quad (3.46)$$

$$D_3 = 1 - \exp \left[-\frac{1}{10} \times \left(\frac{\varepsilon_3^-}{-0.0007} \right)^{10} \right] = 0.139 \quad (3.47)$$

Soit $\varepsilon_1 = -0.00156$; $\varepsilon_2 = -0.00197$; $\varepsilon_3 = -0.00072$

Direction de la sollicitation/stratification	D Coef endo. essai désorption EDF-CEA	D essai triaxial de compression	D essai triaxial d'extension
	0.26	0.3	0.28
	0.139	0.145	0.15

Tableau 3-14 : Evaluation des coefficients d'endommagement sur échantillons carottés à partir des essais de désorption de EDF-CEA et des essais triaxiaux en compression et extension dans les directions de sollicitation perpendiculaire et parallèle au plan de sédimentation

3.5.3. Hypothèses et bases de la formulation du modèle SC2D déduites des observations sur l'argilite perturbée

3.5.3.1. Mécanismes endommagement plasticité induits par le prélèvement des échantillons

La décharge hydro-mécanique de prélèvement des échantillons produit un endommagement et des déformations élasto-plastiques. Ce mécanisme plastique est caractérisé par une surface de charge de type elliptique nommée FU classiquement utilisée par les milieux argileux type Cam Clay modifié. En revanche la plasticité est non associative et à écrouissage combiné isotrope (gonflement de la surface de charge) et cinématique (translation de la surface elliptique) pour permettre de mieux décrire le comportement sur des chemins oedométriques (J. C. Robinet et al. 1999). La Figure 3-27 représente les évolutions des surfaces de charge produites par la décharge hydro-mécanique.

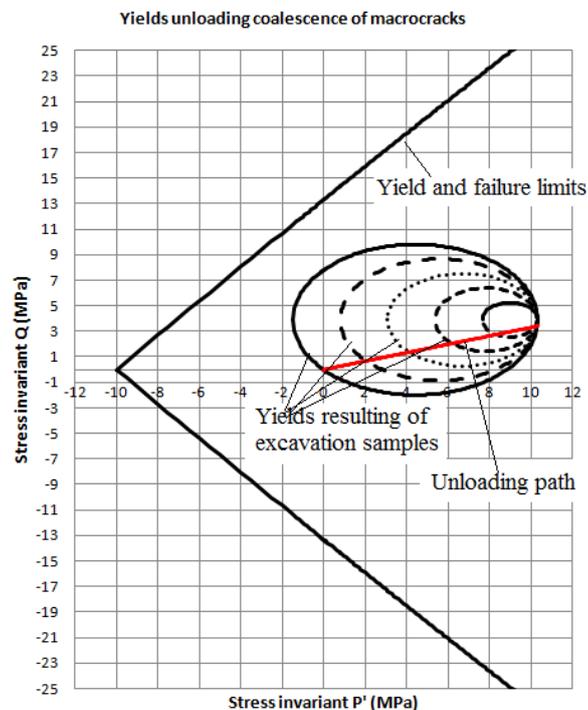


Figure 3-27 : Evolutions des surfaces de charge lors du prélèvement des échantillons

3.5.3.2. Calibration de la surface limite dite de diagénèse

La surface limite dite de diagénèse cf Figure 3-28 est calibrée à partir :

- Des chemins triaxiaux en compression
- Par la pression de sur-consolidation résultant de la précipitation de la calcite (300MPa Del Olmo & al)

Cette surface limite s'exprime sous la forme :

$$q^2 - (p' + 8)^2 \times \left(1 - \frac{p'}{300}\right) = 0 \quad (3.48)$$

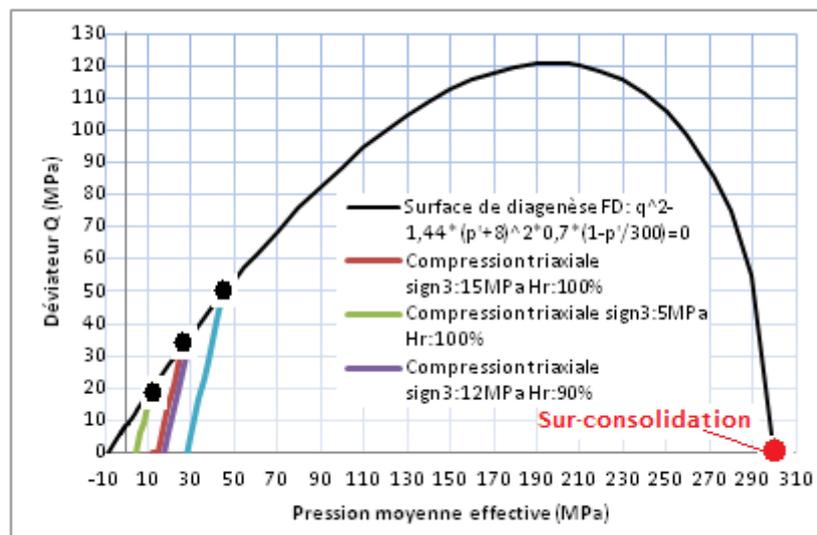


Figure 3-28 : Calibration de la surface limite à partir des essais triaxiaux de compression et de la pression de sur-consolidation apportée par la calcite (Tran 2015)

3.5.3.3. Ecouissage combiné isotrope et cinématique illustré sur les essais cycliques triaxiaux

L'essai triaxial cyclique de (Hoxha et Auvray 2004) montre de faible boucle d'hystérésis au cours des cycles de charge-décharge avec un module élastique sur ces cycles constant cf Figure 3-29. En considérant que les domaines élastiques sont représentés par des surfaces de charge sphérique (cercle dans le plan q-p') associées à un point fixe le début de l'application du déviateur de contrainte, leurs évolutions s'accompagnent d'une translation du centre des cercles et d'une augmentation de leurs diamètres. En termes de modélisation ces évolutions sont représentées par l'écrouissage combiné isotrope et cinématique.

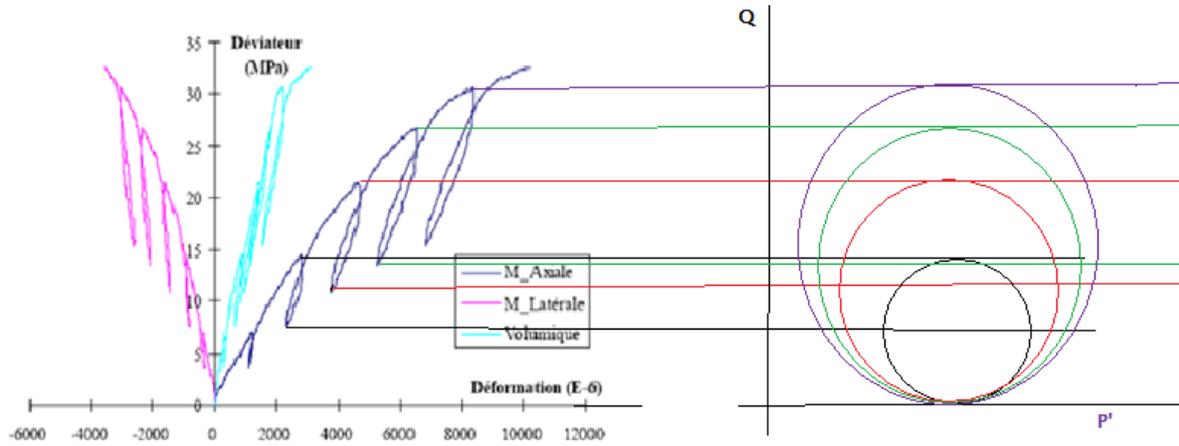


Figure 3-29 : Essai triaxial sous chargement cyclique sous une pression de confinement de 5 MPa

3.5.3.4. Exemple d'activation des mécanismes plastiques sur des chemins oedométriques cyclique

Les essais de compressibilités du Cermes (Figure 3-30) sur un chemin oedométrique de charge et de décharge sur des échantillons d'argilite carottés à la profondeur de 481 m montrent :

- Une boucle d'hystérésis après un cycle de charge-décharge.
- Un état final après un cycle de charge décharge identique à celui du départ de l'essai.

Ces boucles d'hystérésis caractéristiques des matériaux gonflants indiquent qu'un travail a été fourni au cours du cycle charge-décharge. Il en résulte un comportement élasto-plastique en charge et en décharge.

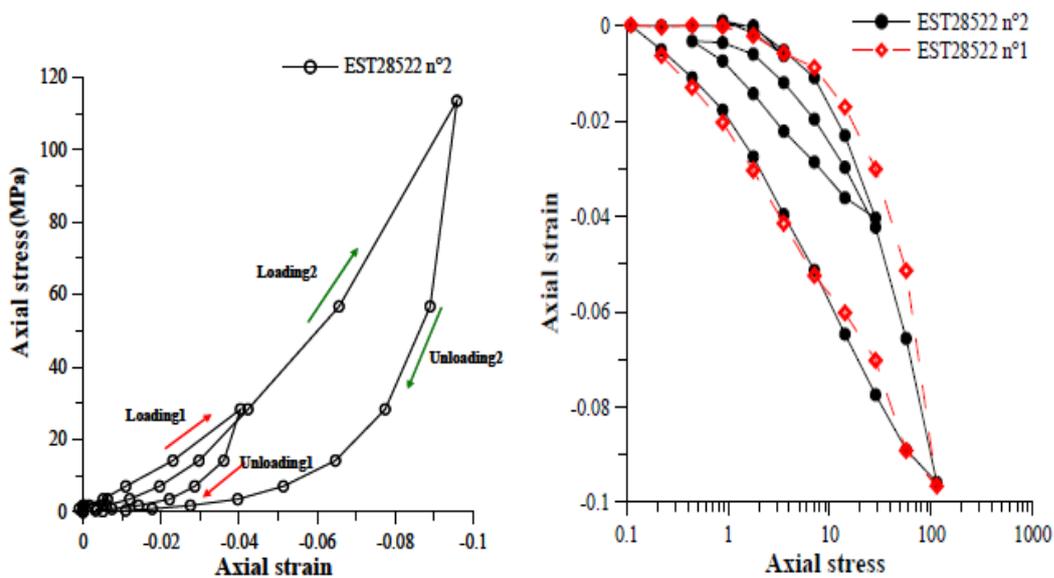


Figure 3-30 : Courbes des essais oedométrique sur l'argilite (Mohajerani 2011)

3.5.3.4.1. Activation des mécanismes plastiques sur le chemin de chargement oedométrique

Les surfaces de charge elliptiques sont transformées en des surfaces sphériques nommées CFU par simplicité pour les écrouissages combinés entre plusieurs surfaces de charge ou de rupture, notamment pour les chargements cycliques. La Figure 3-31 montre l'activation des mécanismes plastiques sur l'essai de compression du Cermes sur l'argilite. Ce chemin est constitué :

- Un comportement élastique AB correspondant au coude de consolidation de l'essai du Cermes et au domaine élastique lié à la décharge HM de prélèvement de l'échantillon
- A partir du point B le chemin est situé en dehors du domaine élastique et produit l'activation des nouveaux mécanismes plastiques. Ces mécanismes plastiques sont associés à des surfaces de charges sphériques (des cercles dans le plan q-p') dont le centre est sur une droite perpendiculaire à la tangente à la surface elliptique au point B qui est un point fixe pour toutes les surfaces de charge.
- L'écrouissage est de type combiné isotrope et cinématique. Les évolutions des surfaces de charge sont traduites par leurs rayons qui ont été choisie par analogie à la surface de Cam Clay : $r = r_0 \times \exp(\beta_2 \times \varepsilon_v^p)$
- Au cours du chemin de chargement la surface de charge CFU vient tangente à la surface limite, la poursuite du chemin de chargement induit l'entraînement de la surface limite et son écrouissage.

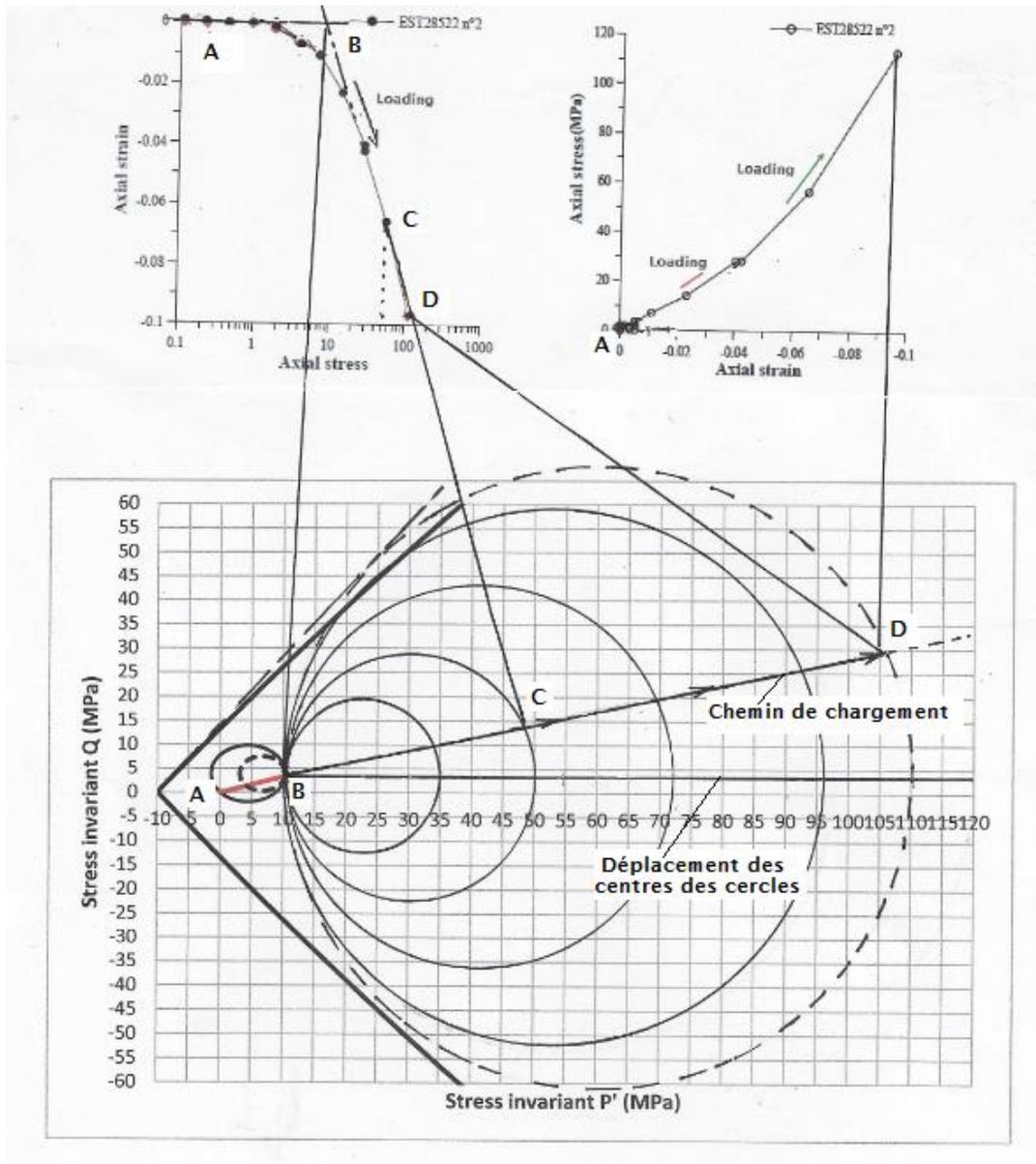


Figure 3-31 : Evolution des surfaces de charge CFU au cours du chemin de chargement oedométrique

3.5.3.4.2. Activation des mécanismes plastiques sur le chemin de déchargement oedométrique

La Figure 3-32 présente les mécanismes plastiques sur le chemin oedométrique de décharge de l'essai du Cermes. Une nouvelle famille de surfaces de charge est activée à partir du point D de décharge qui reste un point fixe pour les nouvelles surfaces de charge. Dans le plan q - p' les centres des cercles des surfaces de charge sont sur une droite perpendiculaire à la tangente au point D à la dernière surface de charge de chargement. Lorsque la décharge oedométrique atteint le domaine élastique induit par le prélèvement des échantillons, la surface limite n'est pas perturbée. En revanche, à partir de cet état la décharge complète produit un écrouissage de la surface limite.

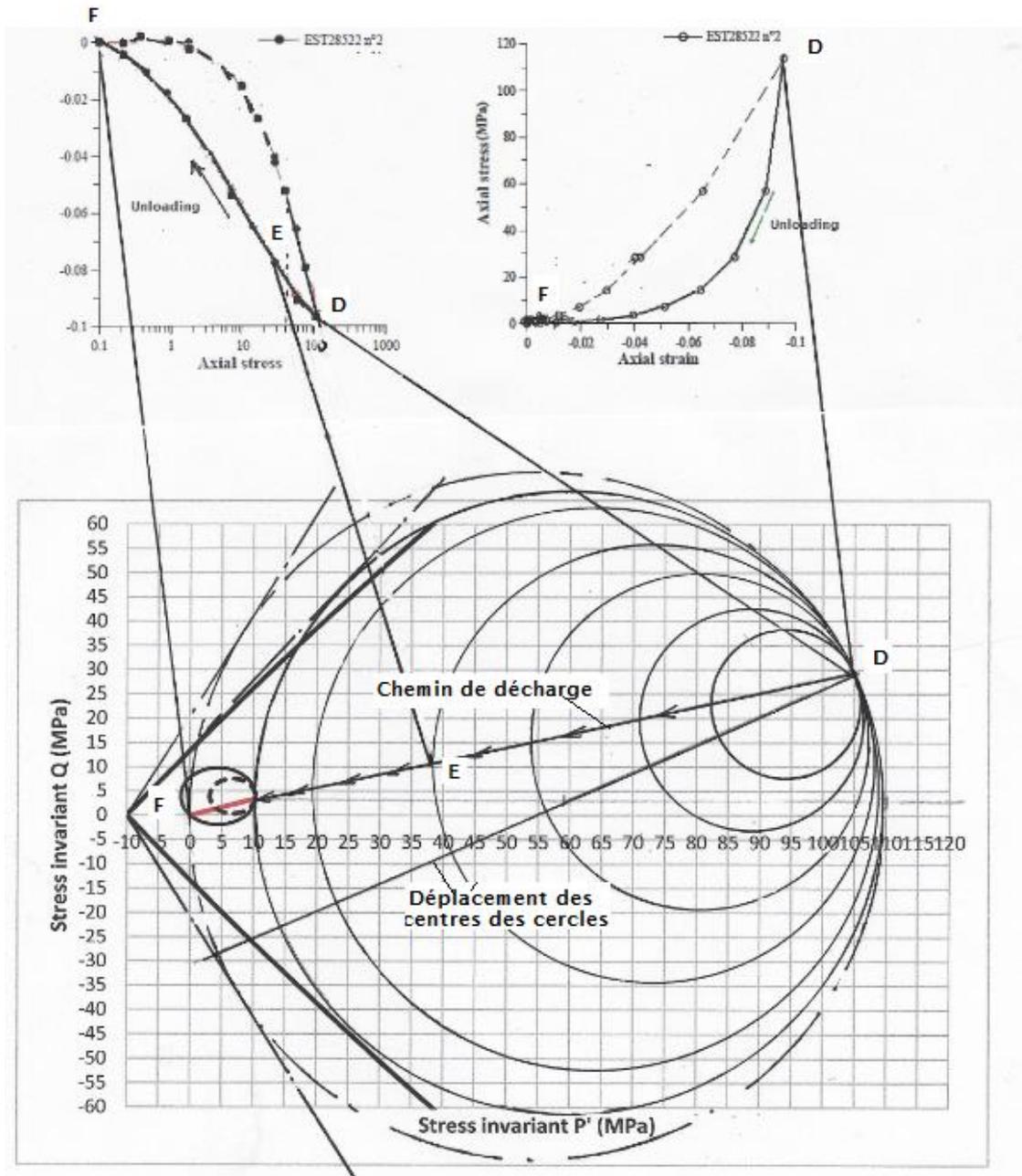


Figure 3-32 : Evolution des surfaces de charge CFU au cours du chemin déchargement oedométrique

3.5.4. Mécanisme élasto-plastique produit par l'endommagement de la décharge de prélèvement

3.5.4.1. Mécanisme élastique

A partir des incréments des déformations totales une évaluation des incréments des coefficients d'endommagement peut être réalisée. La détermination des coefficients d'endommagement totaux relève d'un processus itératif :

$$d\varepsilon_1^- \Rightarrow dD_1 = -\left(\frac{\varepsilon_1^-}{-0.0014}\right)^9 \times \exp\left[-\frac{1}{10} \times \left(\frac{\varepsilon_1^-}{-0.0014}\right)^{10}\right] \times d\varepsilon_1^-$$

$$d\varepsilon_2^- \Rightarrow dD_2 = -\left(\frac{\varepsilon_2^-}{-0.0019}\right)^9 \times \exp\left[-\frac{1}{10} \times \left(\frac{\varepsilon_2^-}{-0.0019}\right)^{10}\right] \times d\varepsilon_2^-$$

Avec : $D_1(i) = D_1(i - 1) + dD_1(i)$

$$D_2(i) = D_2(i - 1) + dD_2(i)$$

La décharge complète produit un endommagement anisotrope en fin de décharge avec $D_{axial} = 0.26$ et $D_{radial} = 0.139$.

Le comportement élastique s'exprime sous la forme :

$$dq = \mu[D_1(i), D_2(i)] \times d\varepsilon_d^e \quad (3.49)$$

$$dp' = \eta[D_1(i), D_2(i)] \times d\varepsilon_v^e \quad (3.50)$$

Avec μ et η sont déterminés à partir de la matrice de rigidité inverse $\underline{\underline{\xi}}$

3.5.4.2. Mécanisme plastique

Cet endommagement est associé à la création des macro-pores qui génèrent des déformations élasto-plastiques. Le mécanisme plastique de décharge est caractérisé par la surface de charge $F_{décharge} = FU$ de forme elliptique avec une plasticité non associative :

$$FU: (q - \alpha_q)^2 + M^2(p' - \alpha_p + a) \times (p' - \alpha_p - a) = 0 \quad (3.51)$$

Avec : α_p, α_q sont les coordonnées du centre de l'ellipse (Figure 3-33)

a est le grand rayon de l'ellipse

$$\alpha_p = \frac{p'_2 + p'_0}{2} = \frac{p'_0 - 2 \times R + p'_0}{2} = p'_0 - a$$

$$\alpha_q = 3.9 \text{ MPa}; q_0 = 3.99 \text{ MPa}; p'_0 = 10.33 \text{ MPa} \text{ à l'état de contrainte initiale}$$

Le chemin de déchargement s'exprime sous la forme : $q_{unl} = 0.33 \times p'_{unl}$

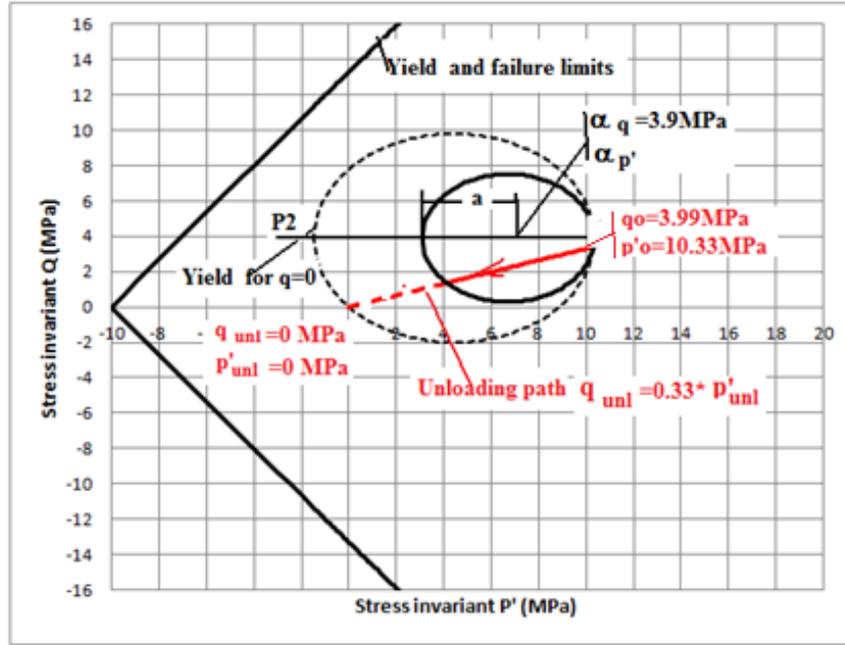


Figure 3-33 : La surface de charge FU de la décharge dû au prélèvement des échantillons de COX

La surface de charge FU prend la forme :

$$FU = (q - 3.9)^2 + M^2 \times (p' - 10.33) \times (p' - 10.33 + 2 \times a) = 0 \quad (3.52)$$

L'écroûissage de la surface FU est défini par (Pakzad 1995)

$$dp' = p' \times (\beta_2 \times d\varepsilon_v^p) \quad (3.53)$$

$$da = B_1 \times d\varepsilon_v^p + B_2 \times d\varepsilon_d^p \quad (3.54)$$

Avec :

$$B_1 = -0.5 \times \beta_2 \times \frac{\frac{\partial FU}{\partial p'_{unl}}}{\frac{\partial FU}{\partial a}} \quad (3.55)$$

$$B_2 = -0.5 \times M^2 \times \beta_2 \times \frac{\frac{\partial FU}{\partial q_{unl}}}{\frac{\partial FU}{\partial a}} \quad (3.56)$$

Les incréments de déformation plastique déviatoire et volumique s'expriment sous la forme :

$$d\varepsilon_v^p = d\lambda_{FU} \times \frac{\partial FU}{\partial p'_{unl}} \quad (3.57)$$

$$d\varepsilon_d^p = \bar{\omega} \times d\lambda_{FU} \times \frac{\partial FU}{\partial q_{unl}} \quad (3.58)$$

Avec $\bar{\omega}$ est le paramètre de (Ohmaki 1982) variant linéairement de 0.2 à 0.6 en fonction de la pression moyenne :

$$\bar{\omega} = 1 + \frac{|P'_{unl} - \alpha_p|}{a} = 1 + \frac{|P'_{unl} - a - P'_0|}{a} \quad (3.59)$$

Le multiplicateur de plasticité est obtenu par la condition de consistance :

$$dFU = \frac{\partial FU}{\partial p'} \times dp' + \frac{\partial FU}{\partial q} \times dq + \frac{\partial FU}{\partial a} \times da = 0 \quad (3.60)$$

Avec :

$$dq = \mu[D_1(i), D_2(i)] \times d\varepsilon_d^e = \mu[D_1(i), D_2(i)] \times \left(d\varepsilon_d - \bar{\omega} \times d\lambda_{FU} \times \frac{\partial FU}{\partial q} \right) \quad (3.61)$$

$$dp' = \eta[D_1(i), D_2(i)] \times d\varepsilon_v^e = \eta[D_1(i), D_2(i)] \times \left(d\varepsilon_v - d\lambda_{FU} \times \frac{\partial FU}{\partial p'} \right) \quad (3.62)$$

$$dR = \beta_2 \times a \times d\varepsilon_v = \beta_2 \times a \times d\lambda_{FU} \times \frac{\partial FU}{\partial p'} \quad (3.63)$$

Le multiplicateur de plasticité s'exprime sous la forme :

$$d\lambda_{FU} = \frac{\eta \times \left(\frac{\partial FU}{\partial p'} \right) \times d\varepsilon_v + \mu \times \left(\frac{\partial FU}{\partial q} \right) \times d\varepsilon_d}{\mu \times \left(\frac{\partial FU}{\partial p'} \right)^2 + \mu \times \varpi_2 \times \left(\frac{\partial FU}{\partial q} \right)^2 - \beta_2 \times a \times \left(\frac{\partial FU}{\partial a} \right) \times \frac{\partial FU}{\partial p'}} \quad (3.64)$$

3.5.4.3. Evaluation du coefficient de dilatance plastique β_2 à partir des déformations plastiques et des coefficients d'endommagement

La surface de charge à la fin du déchargement est obtenue par la détermination de la pression moyenne $P'_{unl/q=0}$ associée à $q_{unl} = 0$ par la résolution de l'équation (3.52) :

$$(3.9)^2 + M^2 \times (P'_{unl} - 10.33) \times (P'_{unl} - 10.33 + 2 \times a) = 0$$

Rappelons l'équation de l'évolution des déformations volumiques (3.53) qui par intégration donne :

$$\ln \left(\frac{P'_{unl/q=0}}{P'_0} \right) = \beta_2 \times \Delta \varepsilon_v^p \quad (3.65)$$

Les déformations plastiques sont évaluées à partir des coefficients d'endommagement et de la relation (3.25) soit :

$$D_1 = \frac{\|\varepsilon_1^{P-}\|}{e + \frac{\|\varepsilon_1^{P-}\|}{f}} \Rightarrow \|\varepsilon_1^P\| = \frac{D_1 \times e}{1 - \frac{D_1}{f}} = \frac{0.26 \times 0.0057}{1 - \frac{0.26}{-0.24}} = 0.00071 \Rightarrow \varepsilon_1^P = -0.00071 \quad (3.66)$$

$$D_2 = \frac{\|\varepsilon_2^{P-}\|}{e + \frac{\|\varepsilon_2^{P-}\|}{f}} \Rightarrow \|\varepsilon_2^P\| = \frac{D_2 \times e}{1 - \frac{D_2}{f}} = \frac{0.139 \times 0.0057}{1 - \frac{0.139}{-0.24}} = 0.0005 \Rightarrow \varepsilon_2^P = -0.0005 \quad (3.67)$$

$$\text{Soit : } \varepsilon_v^P = \varepsilon_1^P + 2\varepsilon_2^P = -0.0017$$

Le coefficient de dilatance plastique obtenue par l'équation (3.65) prend la valeur :

$$\beta_2 = \frac{\text{Ln}(10.33)}{\Delta \varepsilon_v^p} = \frac{\text{Ln}(10.33)}{-0.0017} = -1370 \text{MPa}$$

Les évolutions des surfaces de charge sur le chemin de déchargement sont montrées dans la Figure 3-34.

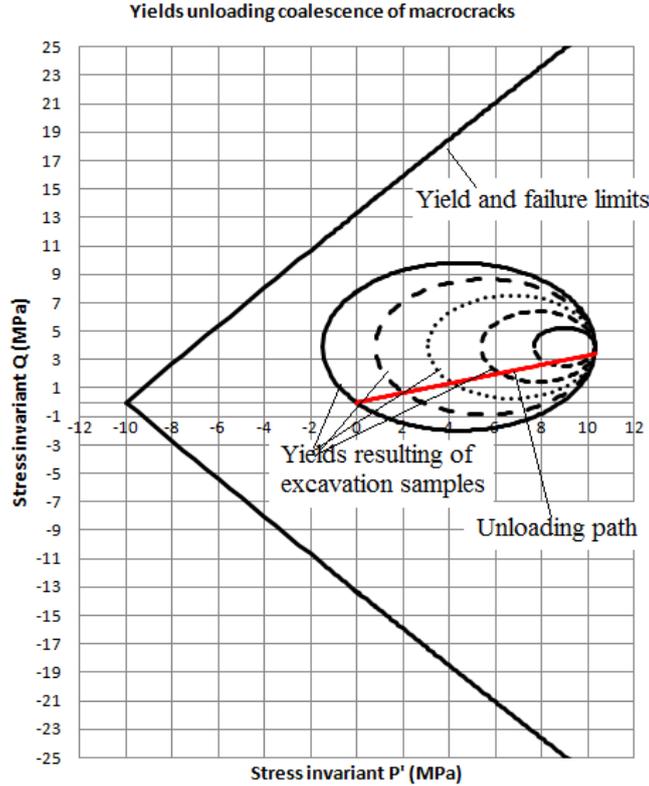


Figure 3-34 : Schéma de l'évolution des surfaces de charge au cours du déchargement hydromécanique par le prélèvement des échantillons

3.5.5. Reconsolidation d'échantillon en laboratoire

Les échantillons carottés sont d'abord reconsolidés en laboratoire jusqu'à la valeur de contrainte in-situ dans les essais triaxiaux en compression axiale et en extension axiale.

La Figure 3-35 présente la reconsolidation d'échantillon en chargement isotrope. Ce chemin est constitué :

- La première partie de l'augmentation de contrainte isotrope (de 0 au point A) à l'intérieur de la surface FU.
- La seconde partie du chargement de A à B produit l'activation d'un nouveau mécanisme élasto-plastique noté CFU permettant une évolution de la surface FU.

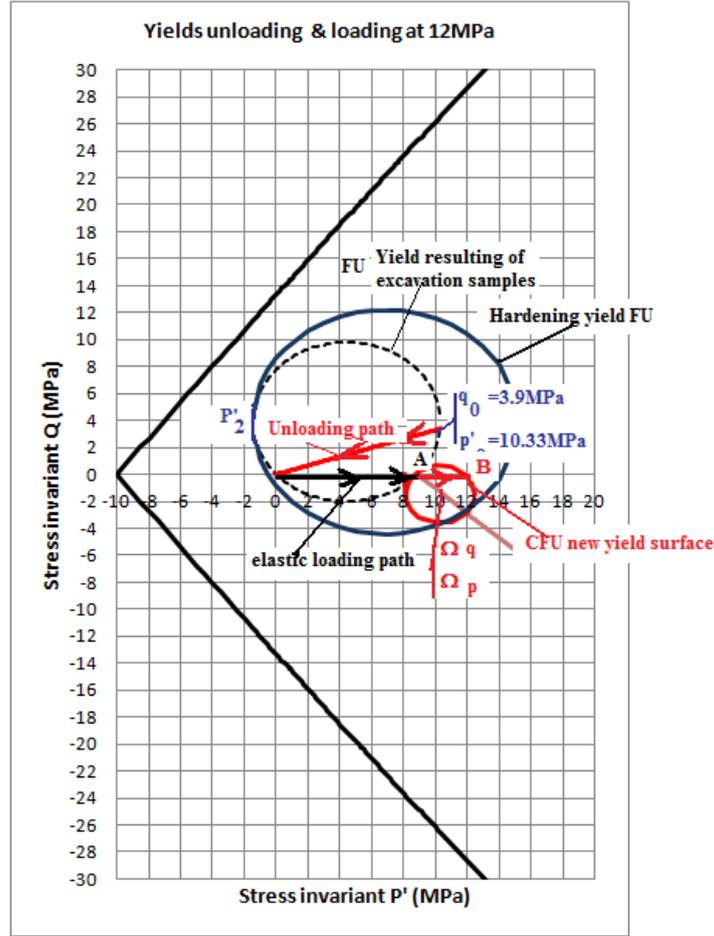


Figure 3-35 : Nouveau mécanisme élasto-plastique CFU avec écrouissage de la surface FU

3.5.5.1. Déformations élastiques relatives au chargement isotrope à l'intérieur de la surface FU

Ce chargement isotrope ne produit pas d'endommagement supplémentaire. Les déformations élastiques anisotropes proviennent des coefficients d'endommagement dû au prélèvement des échantillons et s'expriment sous la forme :

$$dq = 0$$

$$dp' = \eta(D_1(i), D_2(i)) \times d\varepsilon_v^e$$

Avec $\underline{\underline{\sigma}} = \underline{\underline{\tilde{C}}} \times \underline{\underline{\varepsilon}}^e$

La matrice de rigidité $\underline{\underline{\tilde{C}}}$ est calculée par l'équation (3.42). Avec $D_1 = 0.26$ et $D_2 = 0.139$ soit :

$$\underline{\underline{\tilde{C}}} = \begin{bmatrix} C_1 \times 0.547 & C_2 \times 0.64 & C_2 \times 0.64 \\ C_2 \times 0.64 & C_1 \times 0.74 & C_2 \times 0.74 \\ C_2 \times 0.64 & C_2 \times 0.74 & C_1 \times 0.74 \end{bmatrix}$$

$$C_1 = \frac{E.(1-\nu)}{(1+\nu).(1-2\nu)}, \quad C_2 = \frac{E\nu}{(1+\nu).(1-2\nu)}, \quad C_3 = \frac{E.(1-2\nu)}{2.(1+\nu).(1-2\nu)}, \quad E = E_0 \times P_a \times \left(\frac{p'}{P_a} \right)$$

3.5.5.2. Nouveau mécanisme CFU pour la poursuite du chargement isotrope

3.5.5.2.1. Mécanisme élastique

Comme précédemment sur la première partie du chemin isotrope les déformations élastiques reprennent l'expression précédente :

$$dq = 0$$

$$dp' = \eta(D_1(i), D_2(i)) \times d\varepsilon_v^e$$

3.5.5.2.2. Mécanisme plastique

Le nouveau mécanisme plastique est associé à une surface à plasticité non associative et à écoulement combiné isotrope et cinématique. Cette surface est un cercle dans le plan (p'-q) noté CFU de centre $\Omega(\Omega_p, \Omega_q)$ et de rayon r_{ai} (Figure 3-36), son équation est :

$$CFU: (q - \Omega_q)^2 + (p' - \Omega_p)^2 - r_{ai}^2 = 0 \quad (3.68)$$

L'écrouissage de la surface CFU est gouverné par l'évolution de son rayon qui s'exprime sous la forme :

$$r_a = r_{a0} \times \exp(\beta_2 \times \varepsilon_v^p) \quad (3.69)$$

$$d\Omega_p = \pm \frac{1}{\sqrt{a^2 + 1}} \times dr_a$$

$$d\Omega_q = \pm \frac{a}{\sqrt{a^2 + 1}} \times dr_a \quad (3.70)$$

Les déformations plastiques sont déterminées à partir d'une loi non associative :

$$d\varepsilon_a^p = \bar{\omega}_2 \times d\lambda_{CFU} \times \frac{\partial CFU}{\partial q}$$

$$d\varepsilon_v^p = d\lambda_{CFU} \times \frac{\partial CFU}{\partial p'} \quad (3.71)$$

Avec $\bar{\omega}_2 = 1 + \frac{\|p' - \Omega_p\|}{r_{a0}}$ et β_2 même valeur que pour la surface FU.

Le multiplicateur de plasticité est déterminé par la condition de consistance :

$$dCFU = \frac{\partial CFU}{\partial p'} \times dp' + \frac{\partial CFU}{\partial r_a} \times dr_a = 0 \quad (3.72)$$

Avec :

$$dp' = \eta[D_1(i), D_2(i)] \times d\varepsilon_v^e = \eta[D_1(i), D_2(i)] \times \left(d\varepsilon_v - d\lambda_{FU} \times \frac{\partial CFU}{\partial p'} \right) \quad (3.73)$$

$$dr_a a = \beta_2 \times r_a \times d\varepsilon_v^e = \beta_2 \times r_a \times d\lambda_{FU} \times \frac{\partial CFU}{\partial p'} \quad (3.74)$$

Le multiplicateur de plasticité s'exprime sous la forme :

$$d\lambda_{FU} = \frac{\eta \times \left(\frac{\partial CFU}{\partial p'} \right) \times d\varepsilon_v}{\mu \times \left(\frac{\partial CFU}{\partial p'} \right)^2 - \beta_2 \times a \times \left(\frac{\partial CFU}{\partial a} \right) \times \frac{\partial CFU}{\partial p'}} \quad (3.75)$$

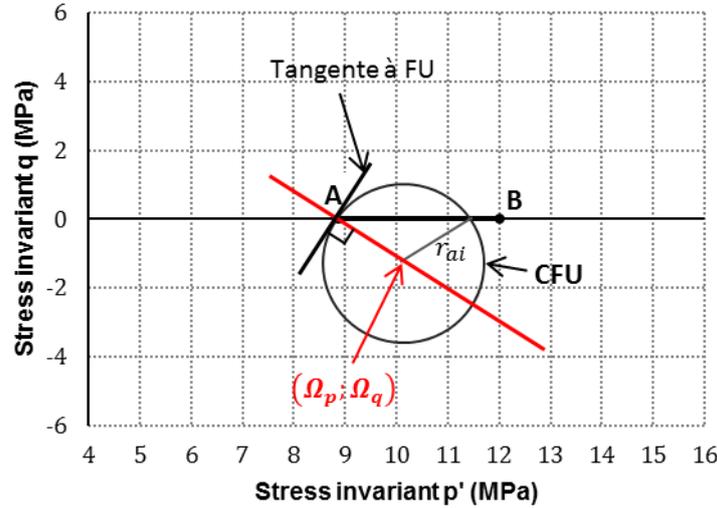


Figure 3-36 : Surface de charge CFU pour le chargement isotrope

3.5.5.3. Evolution de la surface élastique FU par le nouveau mécanisme CFU sous chargement isotrope

L'expansion de surface FU est produite par le mécanisme CFU. La nouvelle surface de charge FU (nommée FUnew) passe par les points P2 et C (Figure 3-37).

L'équation de la nouvelle surface FUnew s'exprime sous la forme:

$$FUnew: (q - \Delta_q)^2 + (p' - \Delta_p + r) \times (p' - \Delta_p - r) = 0 \quad (3.76)$$

Avec : $(\Delta_q ; \Delta_p)$ centre de l'ellipse

2r diamètre de l'ellipse est associé aux coordonnées des points P2 et C.

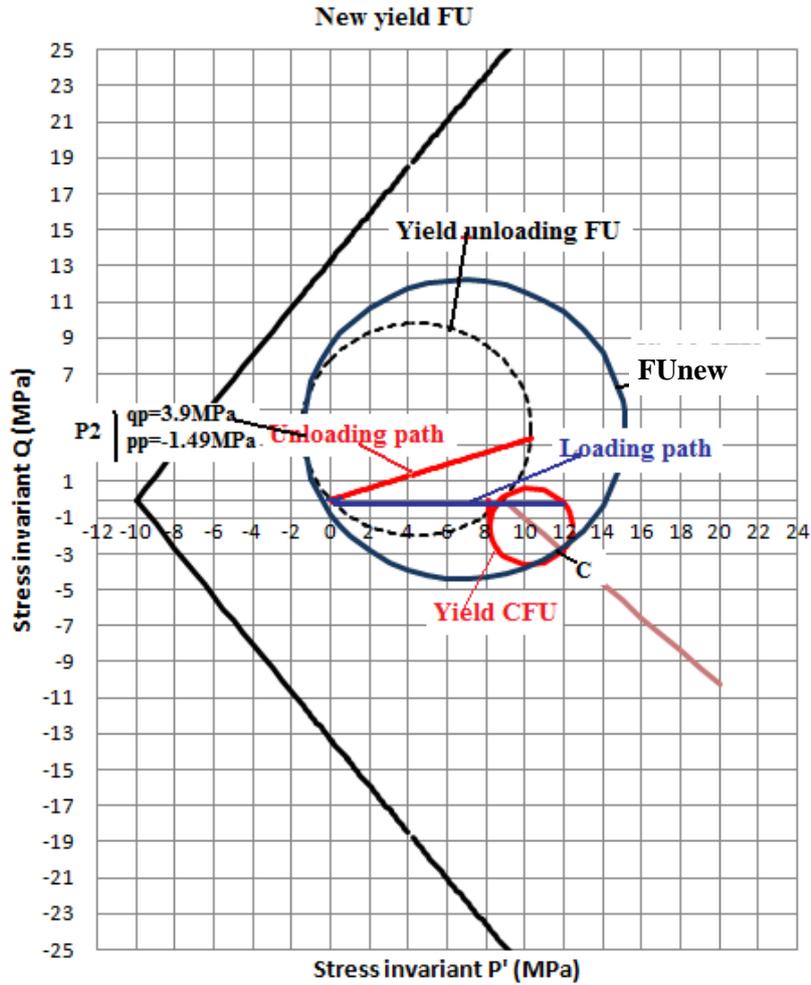


Figure 3-37 : Nouvelle surface FU résultant d'un chargement isotrope jusqu'à 12 MPa

Le calcul des surfaces de charge du chemin de chargement isotrope est présenté dans l'Annexe B :

3.5.6. Essais triaxiaux en compression axiale à confinement constant

Dans le cas des essais de compression triaxiale, le chemin de sollicitation sur des échantillons carottés comporte :

- Une décharge résultant du prélèvement (Paragraphe 3.5.4).
- Une recharge isotrope (Paragraphe 3.5.5).
- Un chargement en compression axiale à confinement constant.

Dans le cas des essais de compression triaxiale, il existe des déformations radiales d'extension très faibles et donc une faible augmentation de l'endommagement radial (Figure 3-38) par rapport aux déformations axiales de compression :

$$d\varepsilon_1 = \frac{1}{E} \times \frac{1}{(1 - D_1)^2} \times d\sigma_1 \quad (3.77)$$

$$d\varepsilon_2 = \frac{1}{E} \times \frac{1}{(1 - D_1) \times (1 - D_2)} \times d\sigma_1 \quad (3.78)$$

Le Tableau 3-15 présente les paramètres utilisés. En remplaçant ces valeurs dans les équations (3.77) et (3.78), on obtient :

$$d\varepsilon_1 = 0.000456 \times d\sigma_1$$

$$d\varepsilon_2 = -0.0000784 \times d\sigma_1$$

On constate que les déformations axiales sont 5.8 fois plus grandes que les déformations radiales. Dans ce travail l'endommagement radial ne sera pas pris en compte.

Ainsi, ces chemins sont caractérisés par l'augmentation du déviateur dans la direction axiale associés à des déformations élasto-plastiques de contractance.

Paramètres	Unités	Valeurs
E	MPa	4000
ν	--	0.2
D_1	--	0.26
D_2	--	0.139

Tableau 3-15 : Paramètres utilisés dans l'évaluation des déformations élastiques

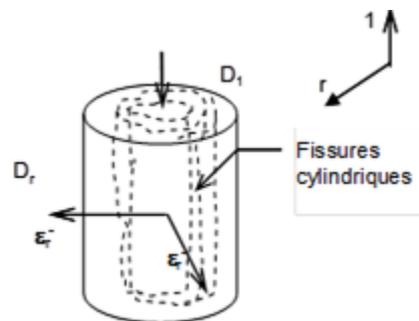


Figure 3-38 : Schématisation de l'endommagement radial dans un essai triaxial de compression

3.5.6.1. Activation de mécanisme élasto-plastique sous chemin triaxial en compression axiale à confinement constant

Le chemin triaxial en compression axiale avec un confinement constant active de nouveaux mécanismes et est représenté sur la Figure 3-39. Ce chemin triaxial en compression axiale est constitué de deux parties :

- La première partie 1-2 est située à l'intérieur de la surface F_{Unew} et produit des déformations élastiques.
- La deuxième partie 2-3 génère des déformations élasto-plastiques. Les déformations plastiques sont déterminées par le mécanisme associé à la surface

CFU à plasticité non associative et à écrouissage combiné isotrope et cinématique.

La surface CFU est un cercle dans les référentiels $(p'_\Omega - q_\Omega)$ & $(q - p')$.

Le cercle passe par le point $D(q_D; p'_D)$ et est toujours tangent à la surface FUnew.

Ainsi, le déplacement du centre du cercle $\Omega(p'_{c\Omega}; q_{c\Omega})$ est sur une droite perpendiculaire à la tangente à la surface FUnew en D .

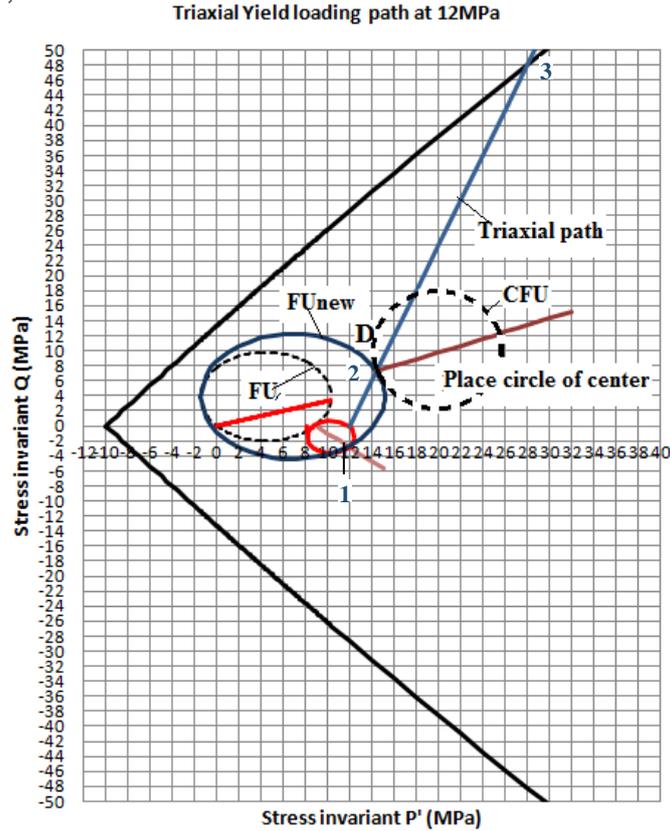


Figure 3-39 : Chemin de chargement triaxial en compression axiale avec un confinement de 12MPa

3.5.6.2. Mécanisme élastique dû au chargement à l'intérieur de la surface FUnew

Les déformations élastiques sont associées au tenseur de rigidité du matériau endommagé par le prélèvement, ce qui s'écrit :

$$\begin{aligned} dq &= \mu(D_1(i), D_2(i)) \times d\varepsilon_d^e \\ dp' &= \eta(D_1(i), D_2(i)) \times d\varepsilon_v^e \end{aligned} \quad (3.79)$$

μ et η sont déterminés à partir de la matrice de rigidité $\underline{\underline{C}}$ (3.42), soit

$$\underline{\underline{\sigma}} = \underline{\underline{C}} \times \underline{\underline{\varepsilon}}^e = \begin{bmatrix} C_1 \times 0.547 & C_2 \times 0.637 & C_2 \times 0.637 \\ C_2 \times 0.637 & C_1 \times 0.741 & C_2 \times 0.741 \\ C_2 \times 0.637 & C_2 \times 0.741 & C_1 \times 0.741 \end{bmatrix} \times \underline{\underline{\varepsilon}}^e$$

Avec

$$C_1 = \frac{E.(1-\nu)}{(1+\nu).(1-2\nu)} ; C_2 = \frac{E.\nu}{(1+\nu).(1-2\nu)} ; C_3 = \frac{E.(1-2\nu)}{2.(1+\nu).(1-2\nu)} ; E = E_0 \times P_a \times \left(\frac{p'}{P_a} \right)$$

3.5.6.3. Mécanisme élasto-plastique CFU dû au chargement à l'extérieur de la surface F_{Unew}

3.5.6.3.1. Mécanisme élastique

Comme précédemment sur la première partie du chemin de chargement, les déformations élastiques reprennent l'expression précédente :

$$dq = \mu(D_1(i), D_2(i)) \times d\varepsilon_d^e$$

$$dp' = \eta(D_1(i), D_2(i)) \times d\varepsilon_v^e$$

3.5.6.3.2. Mécanisme plastique CFU exprimé dans le référentiel $(p'_\Omega; q_\Omega)$

La surface CFU dans le référentiel $(p'_\Omega; q_\Omega)$ est un cercle de rayon r_{ai} possède un centre $\Omega(p'_{c\Omega}; q_{c\Omega})$ (Figure 3-40) et a pour équation :

$$CFU: (q_\Omega)^2 + (p'_\Omega - p'_{c\Omega})^2 - r_{ai}^2 = 0 \quad (3.80)$$

Avec : $\Omega_p = r_{ai}$

$$CFU: (q_\Omega)^2 + (p'_\Omega - r_{ai})^2 - r_{ai}^2 = 0 \quad (3.81)$$

Le chemin triaxial dans le référentiel $(p'; q)$ s'exprime par :

$$q = 3 \times p' - 3 \times p'_{conf}$$

Avec p'_{conf} est le confinement.

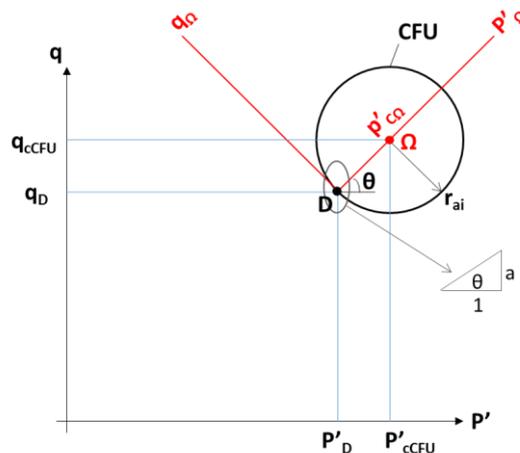


Figure 3-40 : La surface de charge CFU dans les référentiels $(p'; q)$ et $\Omega(p'_{c\Omega}; q_{c\Omega})$

3.5.6.3.3. Mécanisme plastique CFU exprimé dans le référentiel (p' ; q)

Avec $\cos \theta = \frac{1}{\sqrt{1+a^2}}$ et $\sin \theta = \frac{a}{\sqrt{1+a^2}}$ le changement de repère s'exprime sous la forme :

$$\begin{aligned} p' &= p'_{\Omega} \times \cos \theta - q_{\Omega} \times \sin \theta + p'_{\text{D}} = p'_{\Omega} \times \frac{1}{\sqrt{1+a^2}} - q_{\Omega} \times \frac{a}{\sqrt{1+a^2}} + p'_{\text{D}} \\ q &= p'_{\Omega} \times \sin \theta + q_{\Omega} \times \cos \theta + q_{\text{D}} = p'_{\Omega} \times \frac{a}{\sqrt{1+a^2}} + q_{\Omega} \times \frac{1}{\sqrt{1+a^2}} + q_{\text{D}} \end{aligned} \quad (3.82)$$

Et :

$$\begin{aligned} p'_{\Omega} &= (p' - p'_{\text{D}}) \times \cos \theta + (q - q_{\text{D}}) \times \sin \theta \\ &= p' \times \frac{1}{\sqrt{1+a^2}} + q \times \frac{a}{\sqrt{1+a^2}} - (a \times q_{\text{D}} + p'_{\text{D}}) \times \frac{1}{\sqrt{1+a^2}} \\ q_{\Omega} &= -(p' - p'_{\text{D}}) \times \sin \theta + (q - q_{\text{D}}) \times \cos \theta \\ &= -p' \times \frac{a}{\sqrt{1+a^2}} + q \times \frac{1}{\sqrt{1+a^2}} - (q_{\text{D}} - a \times p'_{\text{D}}) \times \frac{1}{\sqrt{1+a^2}} \end{aligned} \quad (3.83)$$

L'équation des cercles dans le référentiel (p'_{Ω} ; q_{Ω}) nécessite un changement de repère dans (p' ; q). En remplaçant (p'_{Ω} ; q_{Ω}) par (p' ; q) de l'équation (3.81) on obtient l'équation de la surface de charge CFU dans le référentiel (p' ; q) :

$$\begin{aligned} CFU: p'^2 + q^2 - 2 \times p' \left(p'_{\text{D}} - \frac{a \times r_{ai}}{\sqrt{1+a^2}} \right) - 2 \times q \left(q_{\text{D}} + \frac{r_{ai}}{\sqrt{1+a^2}} \right) \\ + \frac{2}{\sqrt{1+a^2}} (q_{\text{D}} - p'_{\text{D}} \times a) r_{ai} + p'_{\text{D}}^2 + q_{\text{D}}^2 = 0 \end{aligned} \quad (3.84)$$

L'écroûissage de la surface CFU est gouverné par l'évolution de son rayon qui s'exprime sous la forme :

$$r_{ai} = r_{a0} \times \exp(\beta_2 \times \varepsilon_v^p) \quad (3.85)$$

Les incréments des déformations plastiques sont déterminés à partir d'une loi non associative :

$$\begin{aligned} d\varepsilon_d^p &= \varpi_2 \times d\lambda_{CFU} \times \frac{\partial CFU}{\partial q} \\ d\varepsilon_v^p &= d\lambda_{CFU} \times \frac{\partial CFU}{\partial p'} \end{aligned}$$

Avec $\varpi_2 = 1 + \frac{\|p' - r_a\|}{r_{a0}}$ et β_2 même valeur que pour la surface FU du chargement isotrope

Le multiplicateur de plasticité est déterminé par la condition de consistance (3.72):

$$dCFU = \frac{\partial CFU}{\partial p'} \times dp' + \frac{\partial CFU}{\partial q} \times dq + \frac{\partial CFU}{\partial r_a} \times dr_a = 0$$

Avec :

$$dq = \mu(D_1(i), D_2(i)) \times d\varepsilon_d^e = \mu(D_1(i), D_2(i)) \times \left(d\varepsilon_d - \varpi_2 \times d\lambda_{FU} \times \frac{\partial CFU}{\partial q} \right)$$

$$dp' = \eta(D_1(i), D_2(i)) \times d\varepsilon_v^e = \eta(D_1(i), D_2(i)) \times \left(d\varepsilon_v - d\lambda_{FU} \times \frac{\partial CFU}{\partial p'} \right)$$

$$dr_a = \beta_2 \times r_a \times d\varepsilon_v = \beta_2 \times r_a \times d\lambda_{FU} \times \frac{\partial CFU}{\partial p'}$$

Le multiplicateur de plasticité s'exprime sous la forme :

$$d\lambda_{FU} = \frac{\eta \times \left(\frac{\partial CFU}{\partial p'} \right) \times d\varepsilon_v + \mu \times \left(\frac{\partial CFU}{\partial q} \right) \times d\varepsilon_d}{\mu \times \left(\frac{\partial CFU}{\partial p'} \right)^2 + \mu \times \varpi_2 \times \left(\frac{\partial CFU}{\partial q} \right)^2 - \beta_2 \times r_a \times \left(\frac{\partial CFU}{\partial r_a} \right) \times \frac{\partial CFU}{\partial p'}} \quad (3.86)$$

La Figure 3-41 présente les évolutions des surfaces de charge jusqu'à devenir tangente à la surface de rupture. Le calcul est détaillé dans l'Annexe B .:

Triaxial Yield loading path at 12MPa

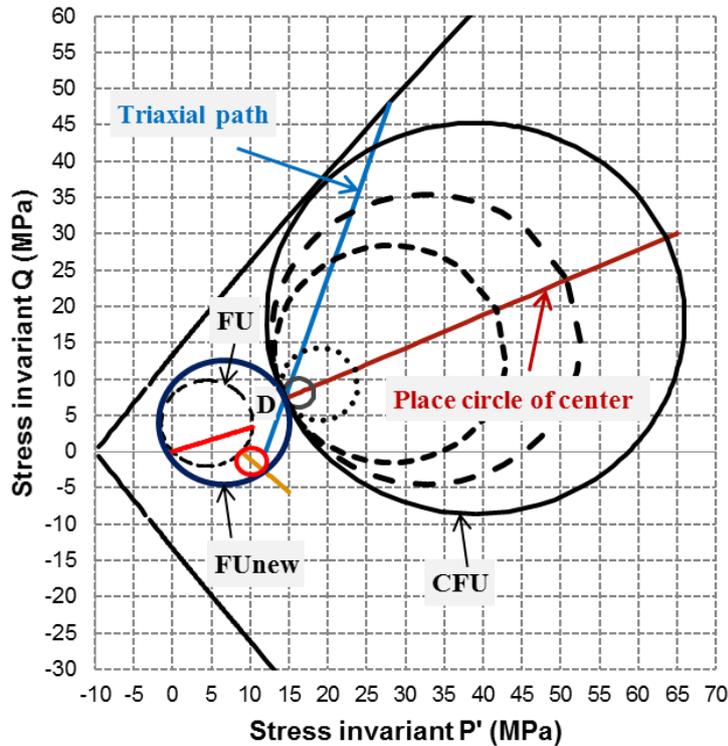


Figure 3-41 : Evolution des surfaces de charge CFU jusqu'à la surface de rupture

3.5.6.4. Résultats des simulations des essais triaxiaux avec le modèle SC2D de l'argilite perturbée

Le Tableau 3-16 résume les paramètres hydromécaniques du modèle SC2D utilisés pour les modélisations.

Paramètres	Unités	Valeurs
E	MPa	4000
ν	--	0.2

Tableau 3-16 : Paramètres utilisés pour les simulations des essais triaxiaux sur argilite perturbée

3.5.6.4.1. Essais triaxiaux drainés sur argilite saturée

Le chemin triaxial drainé est caractérisé par $d\sigma_2 = d\sigma_3 = 0$. L'endommagement principal noté $D_2 = D_3$ est dans la direction d'extension radiale et l'endommagement D_1 est dans la direction axiale. Le Tableau 3-17 présente le chemin de sollicitation en cinq phases depuis son prélèvement jusqu'à la rupture avec les mécanismes associés.

La Figure 3-42 présente les courbes contrainte-déformation obtenues par la simulation des essais triaxiaux. Les déformations volumiques sont représentées sur la Figure 3-43. Ces deux modélisations montrent un bon accord entre les simulations numériques et les résultats des essais de laboratoire jusqu'au pic.

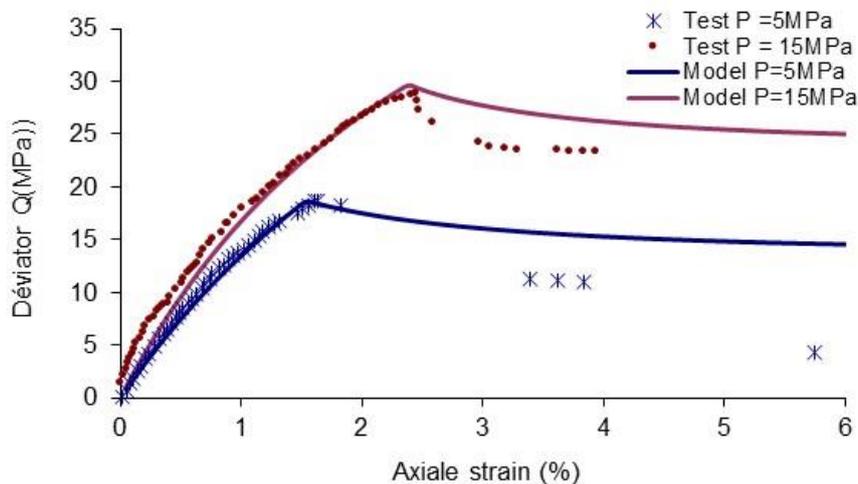


Figure 3-42 : Courbes contrainte déformation dans les essais triaxiaux sur l'argilite COx. Résultats expérimentaux et des simulations numériques avec le modèle SC2D (Source EGC)

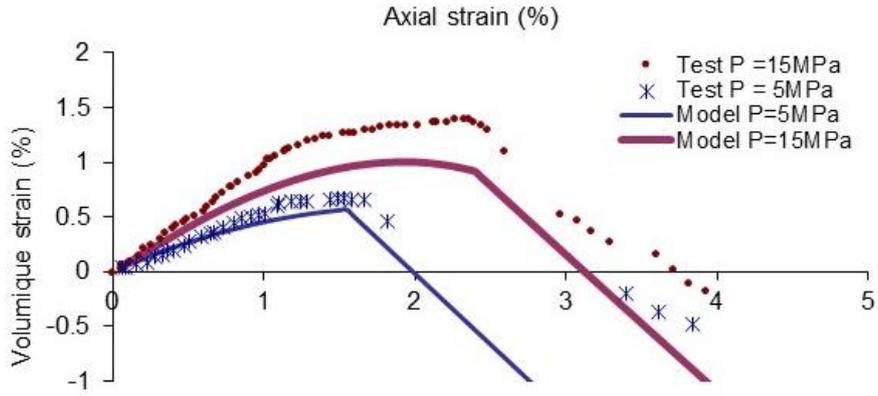


Figure 3-43 : Variation de volume dans l'essai triaxial sur l'argilite COx. Résultats expérimentaux et résultats des simulations avec le modèle SC2D (Source EGC)

3.5.6.4.2. Essais triaxiaux non drainés sur argilite saturée

Le comportement non drainé est caractérisé par une déformation à volume constant, tandis que les contraintes effectives, les pressions interstitielles et les contraintes totales s'adaptent à la charge appliquée. La vitesse des charges appliquées est élevée. Si l'eau n'a pas le temps de se déplacer, le volume élémentaire dV de l'argilite est constant.

Un essai triaxial non drainé est caractérisé par $d\varepsilon_v = 0$, $\sigma_2 = \text{constante}$ et le concept de Terzaghi est postulé au niveau des contraintes :

$$\sigma_{ij} = \sigma_{ij}^c + bp_w \cdot \delta_{ij} \quad (3.87)$$

Avec le coefficient de Biot qui s'exprime sous la forme :

$$b = 0.4 \times \max(D_i) + 0.6 \quad (3.88)$$

Par ailleurs l'hypothèse d'un squelette et d'un fluide incompressibles sur la partie du chemin de compression non drainée BC est proposée :

$$d\varepsilon_v = d\varepsilon_1 + 2d\varepsilon_2 = 0$$

$$d\sigma_2 = d\sigma_2^c + bp_w = 0 \Rightarrow bp_w = -\frac{d\sigma_2^c}{b}$$

La Figure 3-44 présente les courbes contrainte déformation résultant des simulations numériques avec le modèle SC2D. Les courbes des pressions interstitielles sont représentées sur la Figure 3-45.

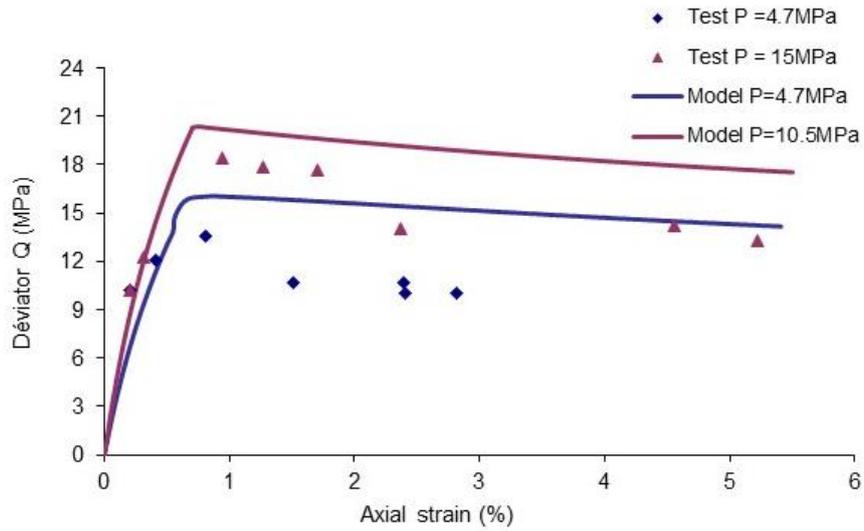


Figure 3-44 : Courbes contrainte déformation dans les essais triaxiaux non drainés. Résultats expérimentaux et modélisation avec le modèle SC2D (Source EGC)

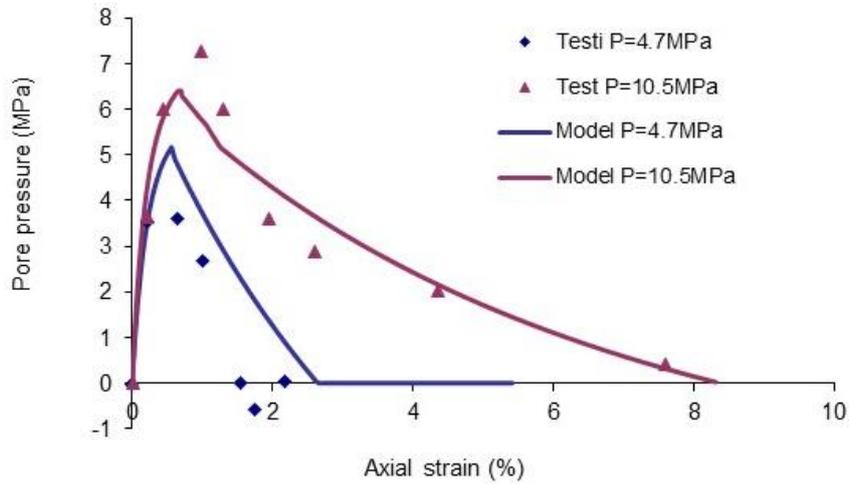


Figure 3-45 : Courbes des pressions interstitielles dans les essais triaxiaux non drainés. Résultats expérimentaux et modélisation avec le modèle SC2D (Source EGC)

Type de sollicitation	Comportement	Mécanisme D	Mécanisme plastique
1^{ère} Phase Décharge HM lors du prélèvement des échantillons $q_0 = 3.99MPa$ $q_{unl} = 0MPa$ $p_0 = 10.33MPa$ à $p_{unl} = 0MPa$	Elasto-plastique avec endommagement anisotrope $\underline{\underline{\varepsilon}} = \underline{\underline{\varepsilon}}^e(D) + \underline{\underline{\varepsilon}}^p$ $dq = \mu(D_1(i), D_2(i)) \times d\varepsilon_d^e$ $dp' = \eta(D_1(i), D_2(i)) \times d\varepsilon_v^e$	Endommagement anisotrope quantifié à partir des essais de désorption CEA-EDF : $D_{axial} = 0.26$ $D_{radial} = 0.139$	Surface de charge FU à plasticité non associative $FU : (q - 3.9)^2 + M^2 \times \left(p' - \frac{3.9}{2}\right) \times \left(p' - \frac{3.9}{2} - 2 \times a\right) = 0$ $d\varepsilon_v^p = d\lambda_{FU} \times \frac{\partial FU}{\partial p'}$ $d\varepsilon_d^p = \varpi \times d\lambda_{FU} \times \frac{\partial FU}{\partial q}$ Ecrouissage : $dp' = p' \times (\beta_2 \times d\varepsilon_v^p)$ $da = B_1 \times d\varepsilon_v^p + B_2 \times d\varepsilon_d^p$
2^{ème} Phase Chargement isotrope de $p'=0$ à $8.87MPa$	Elastique $\underline{\underline{\varepsilon}} = \underline{\underline{\varepsilon}}^e(D_{prélèvement})$ $dq = 0$ $dp' = \eta(D_1(i), D_2(i)) \times d\varepsilon_v^e$	(-)	
3^{ème} Phase Chargement isotrope avec $p'=8.87MPa$ à $12MPa$	Elasto-plastique $\underline{\underline{\varepsilon}} = \underline{\underline{\varepsilon}}^e(D_{prél}) + \underline{\underline{\varepsilon}}^p$ $dq = 0$ $dp' = \eta(D_1(i), D_2(i)) \times d\varepsilon_v^e$	(-)	Surface de charge CFU (cercle) à plasticité non associative $CFU : (q - \Omega_q)^2 + (p' - \Omega_p)^2 - r_a^2 = 0$ $d\varepsilon_v^p = d\lambda_{FU} \times \frac{\partial FU}{\partial p'}$ $d\varepsilon_d^p = \varpi \times d\lambda_{FU} \times \frac{\partial FU}{\partial q}$ Ecrouissage $d\Omega_p = \pm 0.72 \times dr_a$ $r_a = 1.5 \times \exp(\beta_2 \times \varepsilon_v^p)$ $d\Omega_q = \pm 0.684 \times dr_a$
4^{ème} Phase Chemin déviatoire intérieur de la surface FU	Elastique $\underline{\underline{\varepsilon}} = \underline{\underline{\varepsilon}}^e(D_{prél})$ $dq = \mu(D_1(i), D_2(i)) \times d\varepsilon_d^e$ $dp' = \eta(D_1(i), D_2(i)) \times d\varepsilon_v^e$	(-)	
5^{ème} Phase Chemin déviatoire $q = 7.88MPa$ $p' = 14.58MPa$ au pic	Elasto-plastique $\underline{\underline{\varepsilon}} = \underline{\underline{\varepsilon}}^e(D_{prél}) + \underline{\underline{\varepsilon}}^p$	(-)	Surface de charge CFU (cercle) à plasticité non associative $CFU : p'^2 + q^2 - p'(28.86 - 1.88 \times r_a) - q(15.76 + 0.68 \times r_a) - 21.79 \times r_a + 270 = 0$ Ecrouissage : $r_a = 1.5 \times \exp(\beta_2 \times \varepsilon_v^p)$
6^{ème} Phase Radoucissement à partir du pic	Elasto-plastique avec endommagement $\underline{\underline{\varepsilon}} = \underline{\underline{\varepsilon}}^e(D_{prél} + \Delta D) + \underline{\underline{\varepsilon}}^p$	D_{axial}	Surface de charge CFU (cercle) à plasticité non associative $CFU : p'^2 + q^2 - p'(28.86 - 1.88 \times r_a) - q(15.76 + 0.68 \times r_a) - 21.79 \times r_a + 270 = 0$

Tableau 3-17 : Résumé des différentes phases du prélèvement de l'échantillon à la sollicitation triaxiale en compression axiale avec un confinement de 12 MPa

3.5.7. Essais triaxiaux en extension axiale à confinement constant

Le chemin de sollicitation sur des échantillons carottés comporte :

- Une décharge résultant du prélèvement produisant un endommagement anisotrope (Paragraphe 3.5.4).
- Une recharge sous déviateur de contrainte nul associée à des déformations élastiques suivi des déformations élasto-plastiques de compactage (Paragraphe 3.5.5).
- L'application d'un déviateur de contrainte en extension axiale générant un endommagement axial associé à des déformations élastiques et des déformations élasto-plastiques dans les directions radiales.

Dans le cas des essais triaxiaux en extension axiale, l'endommagement principal noté D_1 est dans la direction d'extension axiale, dans la direction radiale l'endommagement est faible et sera négligé (Figure 3-46).

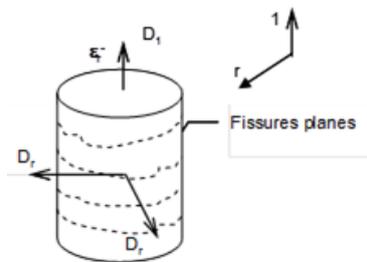


Figure 3-46 : Schématisation de l'endommagement axial dans un essai triaxial en extension axiale

3.5.7.1. Activation de mécanisme élasto-plastique sous chemin triaxial en extension axiale à confinement constant

La décharge de prélèvement et le recharge isotrope activent les mêmes mécanismes que le chemin de compression triaxial. En revanche, le chemin triaxial en extension axiale avec un confinement constant active de nouveaux mécanismes et est représenté sur la Figure 3-47. Ce chemin triaxial d'extension axiale est constitué de deux parties :

- La première partie DE est située à l'intérieur de la surface F_{Unew} et produit des déformations élastiques avec augmentation de l'endommagement axial.
- La deuxième partie EF génère dans la direction axiale des déformations élastiques avec augmentation de l'endommagement axial, les déformations plastiques étant faibles sont négligées. En revanche, dans la direction radiale il n'y a pas d'augmentation de l'endommagement, les déformations sont essentiellement élasto-plastiques. Les déformations plastiques sont déterminées par le mécanisme associé à la surface CFU à plasticité non associative et à écrouissage combiné isotrope et cinématique. La surface CFU est un cercle dans les référentiels $(p'_{\Omega} - q_{\Omega})$ & $(q - p')$.

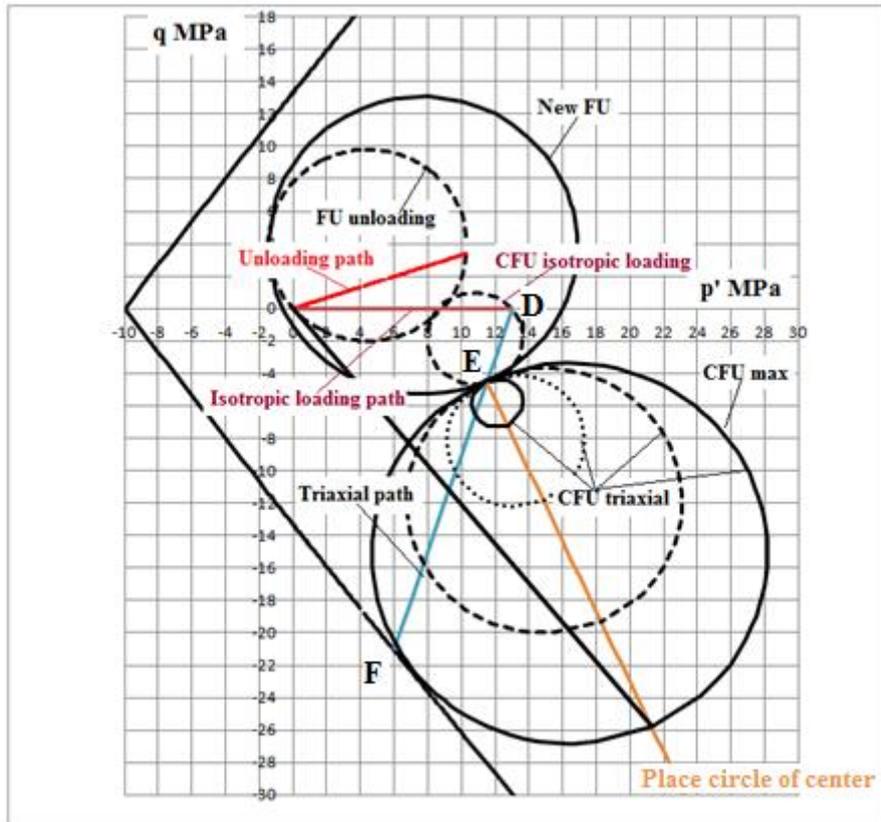


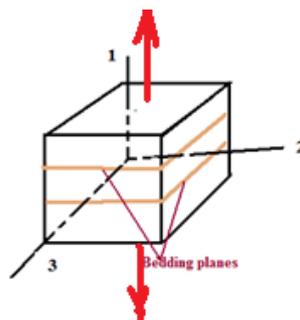
Figure 3-47 : Chemin de chargement triaxial en extension axiale avec un confinement de 13MPa

Le cercle passe par le point E de coordonnées $(q_E; p'_E)$ et est toujours tangent à la surface FUnew en E. Ainsi, le déplacement du centre du cercle $\Omega(p'_{c\Omega}; q_{c\Omega})$ est sur une droite perpendiculaire à la tangente à la surface FUnew en E.

3.5.7.2. Mécanisme élastique de déformations dans les directions axiales

Les déformations élastiques sont développées dans les directions axiales, à l'intérieur de la surface FUnew (partie DE dans la Figure 3-47) et à l'extérieur de la surface FUnew (partie EF dans la Figure 3-47), avec l'augmentation de l'endommagement. Elles sont associées au tenseur de rigidité et aux directions de la stratification de l'argilite.

3.5.7.2.1. Cas des directions d'extension perpendiculaire à la stratification



Le tenseur de rigidité (3.42) s'écrit :

$$\underline{\underline{\tilde{C}}} = \begin{bmatrix} C_1(1 - D_1 - \Delta D_1)^2 & C_2(1 - D_1 - \Delta D_1)(1 - D_2) & C_2(1 - D_1 - \Delta D_1)(1 - D_2) \\ C_2(1 - D_1 - \Delta D_1)(1 - D_2) & C_1(1 - D_2)^2 & C_2(1 - D_2)^2 \\ C_2(1 - D_1 - \Delta D_1)(1 - D_2) & C_2(1 - D_2)^2 & C_1(1 - D_2)^2 \end{bmatrix} \quad (3.89)$$

Avec :

$$C_1 = \frac{E \cdot (1 - \nu)}{(1 + \nu) \cdot (1 - 2\nu)} ; C_2 = \frac{E\nu}{(1 + \nu) \cdot (1 - 2\nu)} ; C_3 = \frac{E \cdot (1 - 2\nu)}{2 \cdot (1 + \nu) \cdot (1 - 2\nu)} \quad E = E_0 \times P_a \times \left(\frac{p'}{P_a} \right)$$

Les déformations élastiques sont associées au tenseur de rigidité du matériau endommagé par le prélèvement et l'extension axiale, ce qui s'écrit :

$$\begin{aligned} dq &= \mu(D_1(i), D_2(i)) \times d\varepsilon_d^e \\ dp' &= \eta(D_1(i), D_2(i)) \times d\varepsilon_v^e \end{aligned}$$

Avec μ et η sont déterminés à partir de la matrice de rigidité $\underline{\underline{\tilde{C}}}$.

Les coefficients d'endommagement sont déterminés par le modèle de (Mazars 1986) avec une forme exponentielle :

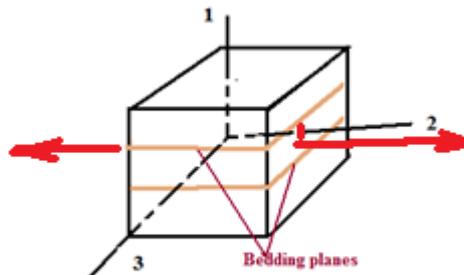
$$\begin{aligned} d\varepsilon_{ii} > 0 &\rightarrow dD_{ii} = 0 \\ d\varepsilon_{ii} < 0 &\rightarrow dD_{ii} = -\frac{(\varepsilon_{ii}^-)^9}{\varepsilon_{ii\text{lim}}^-} \times \exp\left(-\frac{1}{10} \times \left(\frac{\varepsilon_{ii}^-}{\varepsilon_{ii\text{lim}}^-}\right)^{10}\right) \times d\varepsilon_{ii}^- \end{aligned} \quad (3.90)$$

Ainsi l'endommagement dans la direction axiale s'écrit sous la forme :

$$dD_1 = -\frac{(\varepsilon_1^-)^9}{\varepsilon_{1\text{lim}}^-} \times \exp\left(-\frac{1}{10} \times \left(\frac{\varepsilon_1^-}{\varepsilon_{1\text{lim}}^-}\right)^{10}\right) \times d\varepsilon_1^- \quad (3.91)$$

Avec $\varepsilon_{1\text{lim}}^- = -0.0014$ et $\varepsilon_{1\text{prélèvement}}^- = -0.00156$

3.5.7.2.2. Cas des directions d'extension parallèle à la stratification



Le tenseur de rigidité devient :

$$\underline{\underline{\tilde{C}}} = \begin{bmatrix} C_1(1 - D_1)^2 & C_2(1 - D_1)(1 - D_2 - \Delta D_2) & C_2(1 - D_1)(1 - D_2 - \Delta D_2) \\ C_2(1 - D_1)(1 - D_2 - \Delta D_2) & C_1(1 - D_2 - \Delta D_2)^2 & C_2(1 - D_2 - \Delta D_2)^2 \\ C_2(1 - D_1)(1 - D_2 - \Delta D_2) & C_2(1 - D_2 - \Delta D_2)^2 & C_1(1 - D_2 - \Delta D_2)^2 \end{bmatrix} \quad (3.92)$$

Avec :

$$C_1 = \frac{E \cdot (1 - \nu)}{(1 + \nu) \cdot (1 - 2\nu)} ; C_2 = \frac{E \cdot \nu}{(1 + \nu) \cdot (1 - 2\nu)} ; C_3 = \frac{E \cdot (1 - 2\nu)}{2 \cdot (1 + \nu) \cdot (1 - 2\nu)} \quad E = E_0 \times P_a \times \left(\frac{p'}{P_a} \right)$$

Les déformations élastiques sont associées au tenseur de rigidité du matériau endommagé par le prélèvement et l'extension axiale, ce qui s'écrit :

$$\begin{aligned} dq &= \mu(D_1(i), D_2(i)) \times d\varepsilon_d^e \\ dp' &= \eta(D_1(i), D_2(i)) \times d\varepsilon_v^e \end{aligned}$$

Avec μ et η sont déterminés à partir de la matrice de rigidité $\underline{\underline{\tilde{C}}}$.

Les coefficients d'endommagement sont déterminés par (3.90).

L'endommagement dans la direction parallèle à la stratification s'écrit sous la forme :

$$dD_2 = -\frac{(\varepsilon_2^-)^9}{\varepsilon_{2lim}^-} \times \exp\left(-\frac{1}{10} \times \left(\frac{\varepsilon_2^-}{\varepsilon_{2lim}^-}\right)^{10}\right) \times d\varepsilon_2^- \quad (3.93)$$

Avec $\varepsilon_{2lim}^- = -0.0019$ et $\varepsilon_{2prélèvement}^- = -0.00197$

Les déformations plastiques dans la direction d'extension axiale sont faibles et seront négligées.

3.5.7.3. Mécanisme élasto-plastiques de déformations dans les directions radiales

Lorsque l'état de contrainte déviatoire du chemin triaxial atteint la surface de charge FUnew au point E, il y a la création d'une nouvelle surface de charge CFU constituée de cercles dont les centres se trouvent sur la droite perpendiculaire à la tangent à la surface FUnew au point E (Figure 3-48).

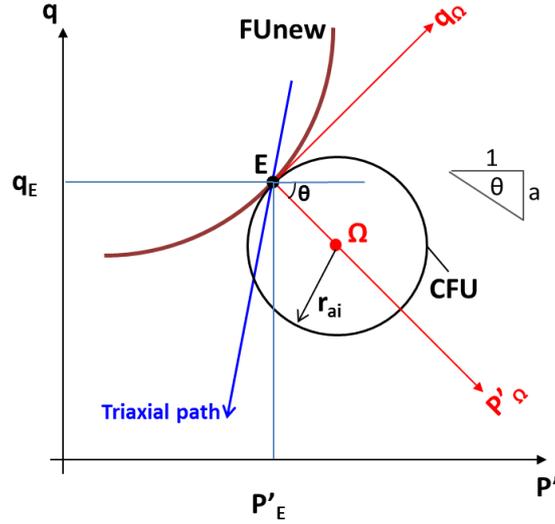


Figure 3-48 : La surface de charge CFU tangente à la surface FUnew dans les référentiels $(p' - q)$ & $(p'_\Omega - q_\Omega)$

3.5.7.3.1. Mécanisme élasto-plastique CFU exprimé dans le référentiel $(p'_\Omega - q_\Omega)$

Le cercle de rayon r_a à pour centre $(\Omega_p; \Omega_q)$ (Figure 3-48) :

$$CFU : (q_\Omega)^2 + (p'_\Omega - \Omega_p)^2 - r_a^2 = 0 \quad (3.94)$$

Avec $\Omega_p = r_a$, l'équation (3.94) devient :

$$CFU : (q_\Omega)^2 + (p'_\Omega - r_a)^2 - r_a^2 = 0$$

$$\text{Soit : } CFU : (q_\Omega)^2 + p_\Omega'^2 - 2 \times r_a \times p'_\Omega = 0 \quad (3.95)$$

3.5.7.3.2. Mécanisme élasto-plastique CFU exprimé dans le référentiel $(p' - q)$

L'équation des surfaces de charge CFU dans le référentiel $(p' - q)$ obtenu à partir de l'équation (3.84) s'exprime sous la forme :

$$CFU : p'^2 + q^2 - 2 \times p' \left(p'_E - \frac{a \times r_{ai}}{\sqrt{1 + a^2}} \right) - 2 \times q \left(q_E + \frac{r_{ai}}{\sqrt{1 + a^2}} \right) + \frac{2}{\sqrt{1 + a^2}} (q_E - p'_E \times a) r_{ai} + p_E'^2 + q_E^2 = 0 \quad (3.96)$$

L'écoulement de la surface CFU est gouverné par l'évolution de son rayon qui s'exprime par l'équation (3.85) :

$$r_{ai} = r_{a0} \times \exp(\beta_2 \times \varepsilon_v^p)$$

Les incréments des déformations plastiques sont déterminés à partir d'une loi non associative :

$$d\varepsilon_d^p = \varpi_2 \times d\lambda_{CFU} \times \frac{\partial CFU}{\partial q}$$

$$d\varepsilon_v^p = d\lambda_{CFU} \times \frac{\partial CFU}{\partial p'}$$

Avec $\varpi_2 = 1 + \frac{\|p' - r_a\|}{r_{a0}}$ et β_2 même valeur que pour la surface FU du chargement isotrope.

Le multiplicateur de plasticité est déterminé par la condition de consistance :

$$dCFU = \frac{\partial CFU}{\partial p'} \times dp' + \frac{\partial CFU}{\partial r_a} \times dr_a = 0$$

Avec :

$$dp' = \eta(D_1(i), D_2(i)) \times d\varepsilon_v^e = \eta(D_1(i), D_2(i)) \times \left(d\varepsilon_v - d\lambda_{FU} \times \frac{\partial CFU}{\partial p'} \right)$$

$$dr_a = \beta_2 \times r_a \times d\varepsilon_v = \beta_2 \times r_a \times d\lambda_{FU} \times \frac{\partial CFU}{\partial p'}$$

Le multiplicateur de plasticité s'exprime sous la forme :

$$d\lambda_{FU} = \frac{\eta \times \left(\frac{\partial CFU}{\partial p'} \right) \times d\varepsilon_v}{\mu \times \left(\frac{\partial CFU}{\partial p'} \right)^2 - \beta_2 \times a \times \left(\frac{\partial CFU}{\partial a} \right) \times \frac{\partial CFU}{\partial p'}} \quad (3.97)$$

Le Tableau 3-18 résume les mécanismes activés depuis l'excavation des échantillons et sur le chemin de sollicitation triaxial en extension axiale pour un confinement de 13MPa. Le calcul est détaillé dans l'Annexe B :

Type de sollicitation perpendiculaire à la stratif.	Comportement	Mécanisme d'endommagement	Mécanisme élasto plastique
<p>1^{ère} Phase Décharge HM lors du prélèvement des échantillons $q_0 = 3.99MPa$ $q_{unl} = 0MPa$ $p_0 = 10.33MPa$ à $p_{unl} = 0MPa$</p>	<p>Elasto-plastique avec endommagement anisotrope $\underline{\underline{\varepsilon}} = \underline{\underline{\varepsilon}}^e(D) + \underline{\underline{\varepsilon}}^p$</p>	<p>Endommagement anisotrope quantifié à partir des essais de désorption CEA-EDF : $D_{axial} = 0.139$ $D_{radial} = 0.26$</p>	<p>Surface de charge FU à plasticité non associative $FU : (q - 3.9)^2 + M^2 \times \left(p' - \frac{3.9}{2}\right) \times \left(p' - \frac{3.9}{2} - 2 \times a\right) = 0$</p> <p>$d\varepsilon_v^p = d\lambda_{FU} \times \frac{\partial FU}{\partial p'}$ $d\varepsilon_d^p = \varpi \times d\lambda_{FU} \times \frac{\partial FU}{\partial q}$</p> <p>Ecrouissage : $dp' = p' \times (\beta_2 \times d\varepsilon_v^p)$ $da = B_1 \times d\varepsilon_v^p + B_2 \times d\varepsilon_d^p$ $\varpi = 1 + \frac{\ p_{unl}' - a - p_0'\ }{a}$</p>
<p>2^{ème} Phase Chargement isotrope de $p'=0$ à $8.87MPa$</p>	<p>Elastique $\underline{\underline{\varepsilon}} = \underline{\underline{\varepsilon}}^e(D_{prélèvement})$</p>	<p>(-)</p>	<p>Elastique : $\underline{\underline{\sigma}} = \underline{\underline{C}} \times \underline{\underline{\varepsilon}}^e$ $\underline{\underline{C}} = \begin{bmatrix} C_1 \times 0.74 & C_2 \times 0.64 & C_2 \times 0.64 \\ C_2 \times 0.64 & C_1 \times 0.547 & C_2 \times 0.547 \\ C_2 \times 0.64 & C_2 \times 0.547 & C_1 \times 0.547 \end{bmatrix}$</p> <p>$C_1 = \frac{E \cdot (1 - \nu)}{(1 + \nu) \cdot (1 - 2 \cdot \nu)}$; $C_2 = \frac{E \cdot \nu}{(1 + \nu) \cdot (1 - 2 \cdot \nu)}$ $E = E_0 \times P_a \times \left(\frac{p'}{P_a}\right)$</p>
<p>3^{ème} Phase Chargement isotrope avec $p'=8.87MPa$ à $13MPa$</p>	<p>Elasto-plastique $\underline{\underline{\varepsilon}} = \underline{\underline{\varepsilon}}^e(D_{prélè}) + \underline{\underline{\varepsilon}}^p$</p>	<p>(-)</p>	<p>Surface de charge CFU (cercle) à plasticité non associative $CFU : (q - \Omega_q)^2 + (p' - \Omega_p)^2 - r_a^2 = 0$</p> <p>$d\varepsilon_v^p = d\lambda_{FU} \times \frac{\partial FU}{\partial p'}$ $d\varepsilon_d^p = \varpi \times d\lambda_{FU} \times \frac{\partial FU}{\partial q}$</p> <p>Ecrouissage $d\Omega_p = \pm 0.72 \times dr_a$ $r_a = 1.5 \times \exp(\beta_2 \times \varepsilon_v^p)$ $d\Omega_q = \pm 0.684 \times dr_a$</p>
<p>4^{ème} Phase Chemin déviatoire intérieur de la surface FU</p>	<p>Elastique $\underline{\underline{\varepsilon}} = \underline{\underline{\varepsilon}}^e(D_{prél} + \Delta D_{d1})$</p>	<p>Endommagement axial $\Delta D_{axiald1}$</p>	<p>Elastique avec augmentation de l'endommagement axial $\underline{\underline{\sigma}} = \underline{\underline{C}} \times \underline{\underline{\varepsilon}}^e$ $\underline{\underline{C}} = \begin{bmatrix} C_1 \cdot (0.86 - \Delta D_1)^2 & C_2 \cdot (0.86 - \Delta D_1) \cdot (0.74) & C_2 \cdot (0.86 - \Delta D_1) \cdot (0.74) \\ C_2 \cdot (0.86 - \Delta D_1) \cdot (0.74) & C_1 \cdot (0.547) & C_2 \cdot (0.547) \\ C_2 \cdot (0.86 - \Delta D_1) \cdot (0.74) & C_2 \cdot (0.547) & C_1 \cdot (0.547) \end{bmatrix}$</p>
<p>5^{ème} Phase Chemin déviatoire $q = -4.43MPa$ $p' = 11.53MPa$ à la rupture</p>	<p>Elastique avec endommagement axial $\varepsilon_1 = \varepsilon_1^e(D_{prél} + \Delta D_{d1} + \Delta D_{d2})$ Elasto-plastique $\varepsilon_2 = \varepsilon_2^e(D_{prél} + \Delta D_{d1}) + \varepsilon_2^p$</p>	<p>Endommagement axial $\Delta D_{axiald2}$</p>	<p>Surface de charge CFU (cercle) à plasticité non associative $CFU : p'^2 + q^2 - 2 \times p' \cdot (11.5 - 0.91 \times r_a) - 2 \times q \cdot (-4.43 + 0.42 \times r_a) - 24.7r_a + 151.9 = 0$</p> <p>Ecrouissage $r_a = 1.5 \times \exp(\beta_2 \times \varepsilon_v^p)$</p>

Tableau 3-18 : Résumé des différentes phases du prélèvement de l'échantillon à la sollicitation triaxiale pour un confinement de 13MPa

3.5.7.4. Résultats des simulations des essais triaxiaux en extension axiale pour un confinement de 13MPa

L'ensemble des essais triaxiaux en extension ont été réalisés avec un appareillage spécifique cf annexe A dans le cadre du projet de recherche en Master précédant cette thèse (LY 2013).

3.5.7.4.1. Cas de la stratification perpendiculaire à la direction de la contrainte d'extension

La Figure 3-49 présente les résultats de la simulation avec le modèle SC2D en prenant en compte toute l'histoire de la sollicitation.

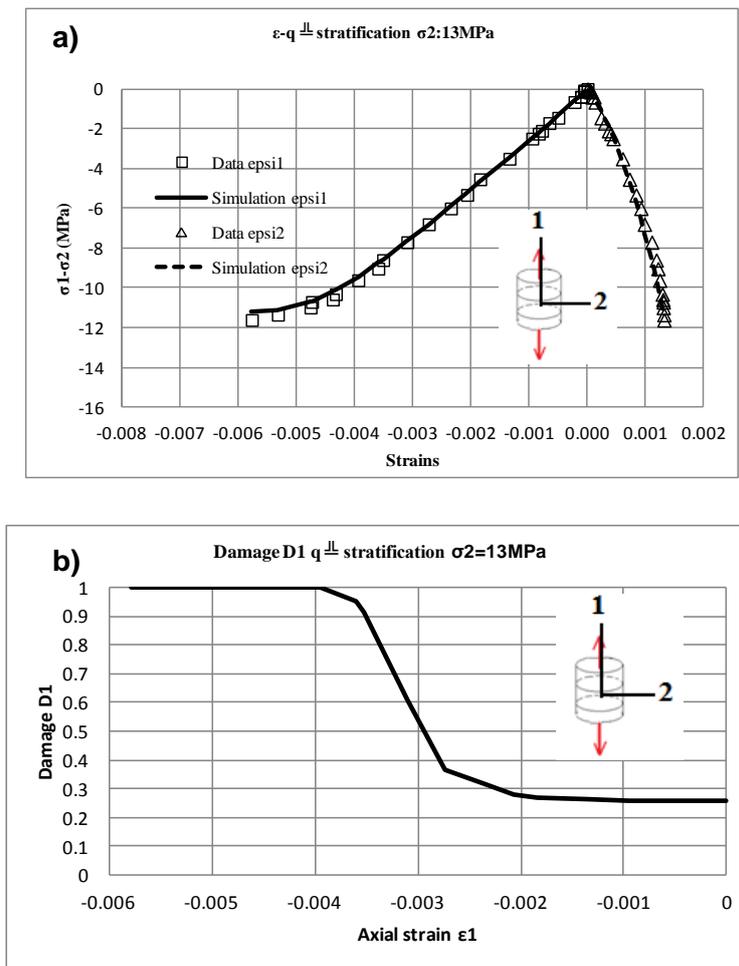


Figure 3-49 : Simulation avec le modèle SC2D d'un essai triaxial en extension axiale avec une stratification perpendiculaire à l'extension : (a) courbe contrainte –déformation (b) courbe d'endommagement-déformation axiale (Data source EGC)

3.5.7.4.2. Cas de la stratification parallèle à la direction de la contrainte d'extension

Les résultats des simulations avec le modèle SC2D sont comparés aux résultats expérimentaux sur la Figure 3-50.

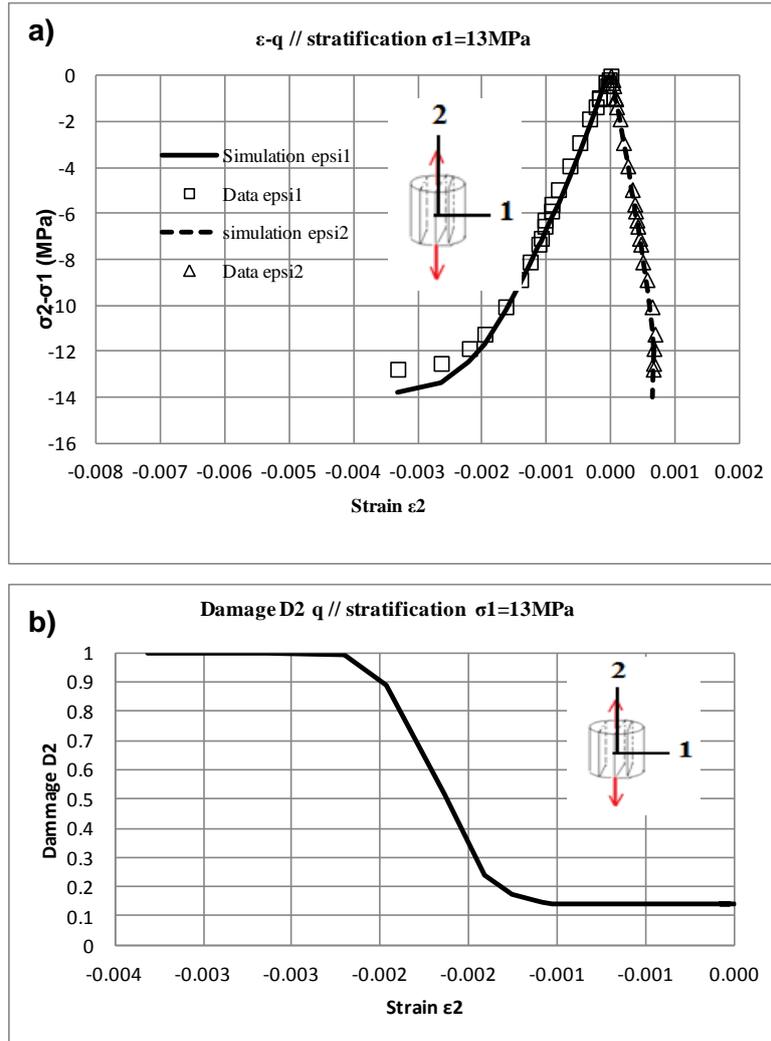


Figure 3-50 : Simulation avec le modèle SC2D d'un essai triaxial en extension axiale avec une stratification parallèle à l'extension : (a) courbe contrainte –déformation (b) courbe d'endommagement-déformation axiale (Data source EGC)

3.5.8. Essais triaxiaux à pression moyenne constante en extension axiale

Le chemin du chargement d'un échantillon carotté dans l'essai triaxial à pression moyenne constante en extension axiale est constitué (Figure 3-51) :

- D'une décharge AB du prélèvement produisant un endommagement anisotrope associée à des déformations élasto-plastiques par une surface de charge FU à plasticité non associative (3.5.3).
- D'une recharge en laboratoire avec des déformations élastiques par la partie BC du chemin à l'intérieur de la surface FU. Le reste du chemin de chargement CD génère des déformations élasto-plastiques par l'intermédiaire d'une nouvelle surface de charge CFU à plasticité non associative. Cette nouvelle surface de charge produit l'expansion de la surface FU et a pour équation:

$$q = \Delta_p + \sqrt{-p'^2 + 2 \times p' \times \Delta_p - \Delta_p^2 + r^2}$$

- D'un déviateur de contrainte en extension DF ($P' = \text{constante}$) dans la direction axiale produisant un endommagement axiale et des déformations élasto-plastiques de contractance dans les directions radiales.

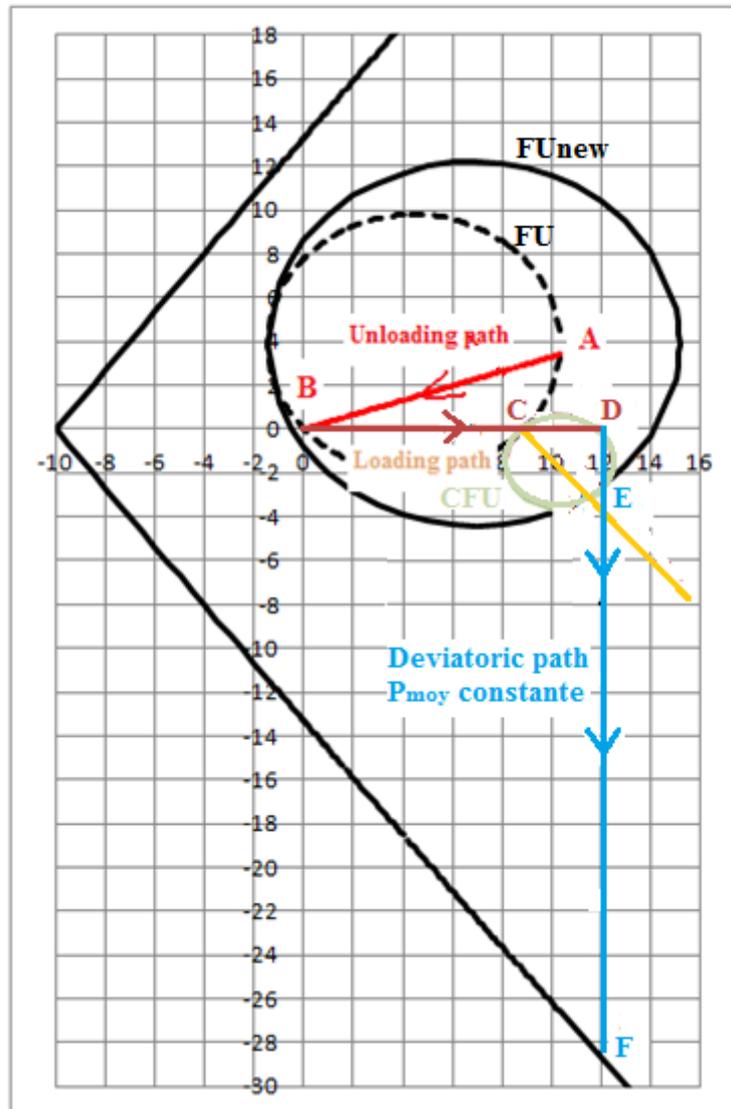


Figure 3-51 : Le chemin de sollicitation du prélèvement des échantillons jusqu'à un confinement de 12MPa

3.5.8.1. Activation des mécanismes sur le chemin à pression moyenne constante en extension axiale

Le chemin à pression moyenne constante en extension axiale est présenté sur la Figure 3-51. Le chemin à partir du confinement de reconsolidation est constitué de deux parties :

- La première partie DE est situé à l'intérieur de la surface FUnew et génère des déformations élastiques associées à une augmentation de l'endommagement axial D_1 .

- La deuxième partie EF est principalement gouvernée par un endommagement axial dû aux déformations d'extension et des déformations élasto-plastiques radiales de compression.

3.5.8.2. Mécanisme élastique

La Figure 3-52 présente l'endommagement produit par l'extension axiale. Cet endommagement sur des échantillons cylindriques est caractérisé par des fissures horizontales.

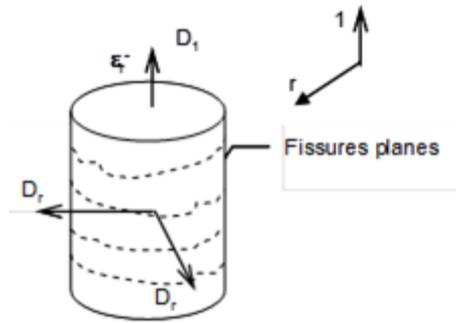


Figure 3-52 : Schématisation de l'endommagement dans un essai à pression moyenne en extension axiale

Le tenseur d'endommagement s'écrit sous la forme:

$$\underline{\underline{D}} = \begin{bmatrix} D_{1\text{prélèvement}} + \Delta D_{1\text{extension-axiale}} & 0 & 0 \\ 0 & D_{2\text{prélèvement}} & 0 \\ 0 & 0 & D_3 = D_2 \end{bmatrix} \quad (3.98)$$

Les déformations élastiques sont associées au tenseur de rigidité du matériau endommagé qui s'écrit :

$$\underline{\underline{\tilde{C}}} = \begin{bmatrix} C_1(1 - D_1 - \Delta D_1)^2 & C_2(1 - D_1 - \Delta D_1)(1 - D_2) & C_2(1 - D_1 - \Delta D_1)(1 - D_2) \\ C_2(1 - D_1 - \Delta D_1)(1 - D_2) & C_1(1 - D_2)^2 & C_2(1 - D_2)^2 \\ C_2(1 - D_1 - \Delta D_1)(1 - D_2) & C_2(1 - D_2)^2 & C_1(1 - D_2)^2 \end{bmatrix}$$

Avec :

$$C_1 = \frac{E.(1-\nu)}{(1+\nu).(1-2\nu)} ; C_2 = \frac{E\nu}{(1+\nu).(1-2\nu)} ; C_3 = \frac{E.(1-2\nu)}{2.(1+\nu).(1-2\nu)} \quad E = E_0 \times P_a \times \left(\frac{P'}{P_a} \right)$$

Le comportement élastique s'exprime sous la forme :

$$dq = \mu(D_1(i), D_2(i)) \times d\varepsilon_d^e \\ dp' = \eta(D_1(i), D_2(i)) \times d\varepsilon_v^e$$

Avec μ et η déterminés à partir de la matrice de rigidité $\underline{\underline{\tilde{C}}}$.

Les coefficients d'endommagement sont déterminés par le modèle de (Mazars 1986) avec une forme exponentielle :

$$d\varepsilon_{ii} > 0 \rightarrow dD_{ii} = 0$$

$$d\varepsilon_{ii} < 0 \rightarrow dD_{ii} = -\frac{(\varepsilon_{ii}^-)^9}{\varepsilon_{ii\text{lim}}^-} \times \exp\left(-\frac{1}{10} \times \left(\frac{\varepsilon_{ii}^-}{\varepsilon_{ii\text{lim}}^-}\right)^{10}\right) \times d\varepsilon_{ii}^-$$

Ainsi, l'endommagement dans la direction axiale s'écrit sous la forme :

$$dD_1 = -\frac{(\varepsilon_1^-)^9}{\varepsilon_{1\text{lim}}^-} \times \exp\left(-\frac{1}{10} \times \left(\frac{\varepsilon_1^-}{\varepsilon_{1\text{lim}}^-}\right)^{10}\right) \times d\varepsilon_1^-$$

Avec $\varepsilon_{1\text{lim}}^- = -0.0014$ et $\varepsilon_{1\text{prélèvement}}^- = -0.00156$

Les déformations plastiques dans la direction d'extension axiale sont faibles et seront négligées.

3.5.8.3. Mécanisme élasto-plastiques

Sur les chemins à pression moyenne constante en extension axiale les déformations élasto-plastiques prennent naissance dans les directions radiales avec : $\varepsilon_2 = \varepsilon_2^e(D_{\text{prélèvement}}) + \varepsilon_2^p$.

Les déformations plastiques sont déterminées par le mécanisme associé à la surface CFU à plasticité non associative et à écrouissage combiné isotrope et cinématique. La surface CFU est un cercle dans les référentiels $(p'_\Omega - q_\Omega)$ & $(q - p')$.

3.5.8.3.1. Mécanisme élasto-plastique CFU exprimé dans le référentiel $(p'_\Omega ; q_\Omega)$

Le cercle de rayon r_a a pour centre $\Omega_q - \Omega_p$ (Figure 3-53) :

$$CFU : (q_\Omega)^2 + (p'_\Omega - \Omega_p)^2 - r_a^2 = 0 \quad (3.99)$$

Avec $\Omega_p = r_a$, (3.99) devient :

$$CFU : (q_\Omega)^2 + p_\Omega^2 - 2 \times r_a \times p'_\Omega = 0 \quad (3.100)$$

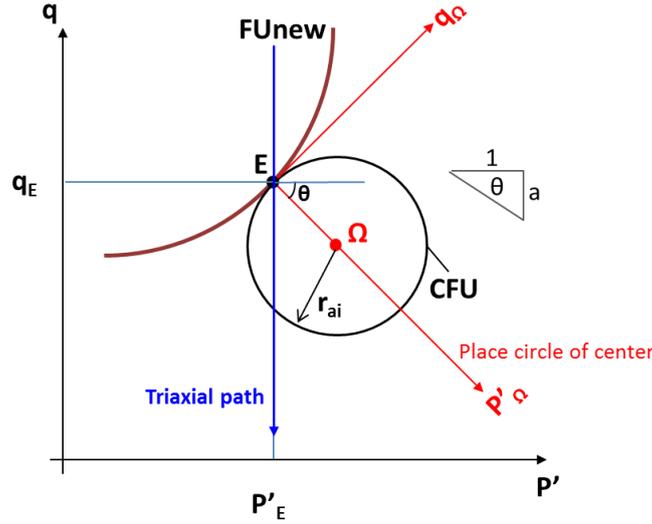


Figure 3-53 : La surface de charge CFU tangente à la surface FU dans les référentiels $(p' - q)$ & $(p'_\Omega - q_\Omega)$ sur le chemin à pression moyenne

3.5.8.3.2. Mécanisme élasto-plastique CFU couplé à l'endommagement exprimé dans le référentiel $(p'; q)$

3.5.8.3.2.1. Le changement de repère entre $(p'; q)$ et $(p'_\Omega; q_\Omega)$

Avec $p'_E = p'_{conf}$ et $q_E = \Delta_q - \sqrt{r^2 - (\Delta_p - p'_{conf})^2}$, l'équation de changement de repère (3.83) donne :

$$\begin{aligned} p'_\Omega &= p' \times \frac{1}{\sqrt{1+a^2}} + q \times \frac{a}{\sqrt{1+a^2}} - \left(a \times \left(\Delta_q - \sqrt{r^2 - (\Delta_p - p'_{conf})^2} \right) + p'_{conf} \right) \times \frac{1}{\sqrt{1+a^2}} \\ q_\Omega &= -p' \times \frac{a}{\sqrt{1+a^2}} + q \times \frac{1}{\sqrt{1+a^2}} - \left(\Delta_q - \sqrt{r^2 - (\Delta_p - p'_{conf})^2} - a \times p'_{conf} \right) \times \frac{1}{\sqrt{1+a^2}} \end{aligned} \quad (3.101)$$

L'équation des surfaces de charge CFU dans le référentiel $(p'; q)$ s'exprime sous la forme :

$$\begin{aligned} CFU: p'^2 + q^2 - 2 \times p' \left(p'_{conf} - \frac{a \times r_{ai}}{\sqrt{1+a^2}} \right) - 2 \times q \left(\Delta_q - \sqrt{r^2 - (\Delta_p - p'_{conf})^2} + \right. \\ \left. \frac{r_{ai}}{\sqrt{1+a^2}} \right) + \frac{2}{\sqrt{1+a^2}} \left(\Delta_q - \sqrt{r^2 - (\Delta_p - p'_{conf})^2} - p'_{conf} \times a \right) r_{ai} + p'_{conf}^2 + \\ \left(\Delta_q - \sqrt{r^2 - (\Delta_p - p'_{conf})^2} \right)^2 = 0 \end{aligned} \quad (3.102)$$

3.5.8.3.2.2. Mécanisme élastique

Le comportement élastique s'exprime sous la forme :

$$\begin{aligned} dq &= \mu(D_1(i), D_2(i)) \times d\varepsilon_d^e \\ dp' &= \eta(D_1(i), D_2(i)) \times d\varepsilon_v^e \end{aligned}$$

Avec μ et η déterminés à partir de la matrice de rigidité $\underline{\underline{\tilde{C}}}$

Avec :

$$\underline{\underline{\tilde{C}}} = \begin{bmatrix} C_1(1 - D_1 - \Delta D_1)^2 & C_2(1 - D_1 - \Delta D_1)(1 - D_2) & C_2(1 - D_1 - \Delta D_1)(1 - D_2) \\ C_2(1 - D_1 - \Delta D_1)(1 - D_2) & C_1(1 - D_2)^2 & C_2(1 - D_2)^2 \\ C_2(1 - D_1 - \Delta D_1)(1 - D_2) & C_2(1 - D_2)^2 & C_1(1 - D_2)^2 \end{bmatrix}$$

$$C_1 = \frac{E.(1-\nu)}{(1+\nu).(1-2\nu)} ; C_2 = \frac{E.\nu}{(1+\nu).(1-2\nu)} ; C_3 = \frac{E.(1-2\nu)}{2.(1+\nu).(1-2\nu)} ; E = E_0 \times P_a \times \left(\frac{p'}{P_a} \right)$$

3.5.8.3.2.3. Mécanisme plastique

L'écroûissage de la surface CFU est gouverné par l'évolution de son rayon qui s'exprime par l'équation (3.85) :

$$r_{ai} = r_{a0} \times \exp(\beta_2 \times \varepsilon_v^p)$$

Les incréments des déformations plastiques sont déterminés à partir d'une loi non associative :

$$d\varepsilon_d^p = \varpi_2 \times d\lambda_{CFU} \times \frac{\partial CFU}{\partial q}$$

$$d\varepsilon_v^p = d\lambda_{CFU} \times \frac{\partial CFU}{\partial p'}$$

Avec $\varpi_2 = 1 + \frac{\|p' - r_a\|}{r_{a0}}$ et β_2 même valeur que pour la surface FU du chargement isotrope.

Le multiplicateur de plasticité est déterminé par la condition de consistance :

$$dCFU = \frac{\partial CFU}{\partial p'} \times dp' + \frac{\partial CFU}{\partial q} \times dq + \frac{\partial CFU}{\partial r_a} \times dr_a = 0$$

Avec :

$$dq = \mu(D_1(i), D_2(i)) \times d\varepsilon_d^e = \mu(D_1(i), D_2(i)) \times \left(d\varepsilon_d - \varpi_2 \times d\lambda_{FU} \times \frac{\partial CFU}{\partial q} \right)$$

$$dp' = \eta(D_1(i), D_2(i)) \times d\varepsilon_v^e = \eta(D_1(i), D_2(i)) \times \left(d\varepsilon_v - d\lambda_{FU} \times \frac{\partial CFU}{\partial p'} \right)$$

$$dr_a = \beta_2 \times r_a \times d\varepsilon_v = \beta_2 \times r_a \times d\lambda_{FU} \times \frac{\partial CFU}{\partial p'}$$

Le multiplicateur de plasticité s'exprime sous la forme :

$$d\lambda_{FU} = \frac{\eta \times \left(\frac{\partial CFU}{\partial p'} \right) \times d\varepsilon_v + \mu \times \left(\frac{\partial CFU}{\partial q} \right) \times d\varepsilon_d}{\mu \times \left(\frac{\partial CFU}{\partial p'} \right)^2 + \mu \times \varpi_2 \times \left(\frac{\partial CFU}{\partial q} \right)^2 - \beta_2 \times r_a \times \left(\frac{\partial CFU}{\partial r_a} \right) \times \frac{\partial CFU}{\partial p'}} \quad (3.103)$$

La Figure 3-54 présente l'activation des surfaces CFU au cours du chemin triaxial à pression moyenne de 12MPa en extension axiale.

Le Tableau 3-19 résume les différents mécanismes mis en œuvre sur le chemin de sollicitation à pression moyenne de 12MPa en extension axiale. Le calcul est détaillé dans l'Annexe B .

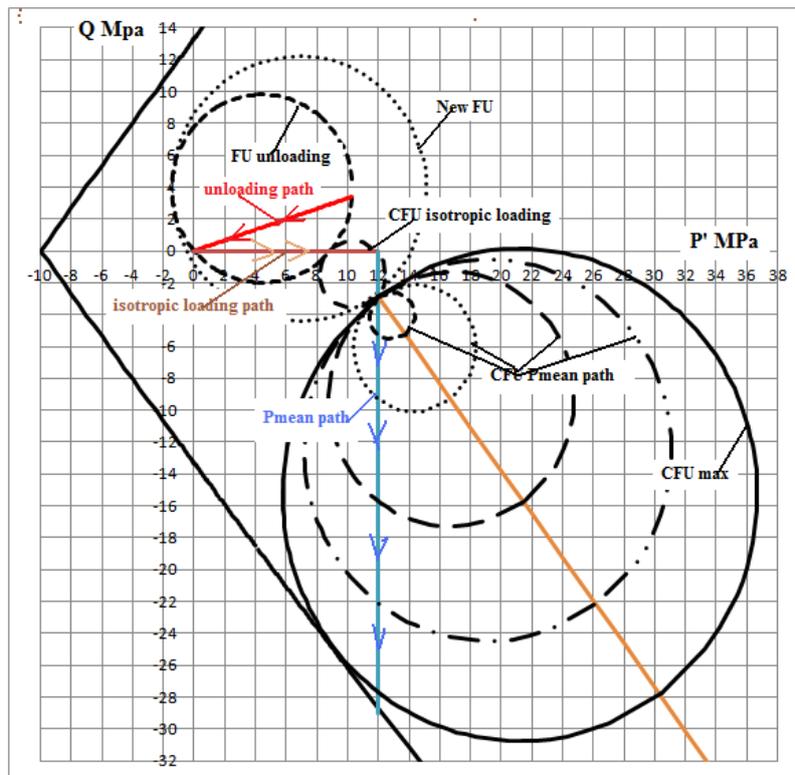


Figure 3-54 : Activation des surfaces de charge CFU au cours du chemin à pression moyenne constante de 12MPa en extension axiale

3.5.8.4. Résultats des simulations de l'essai à pression moyenne de 12MPa en extension axiale

La Figure 3-55 montre la comparaison entre la simulation avec le modèle SC2D en prenant en compte toute l'histoire de la sollicitation, du prélèvement à la rupture. Cette comparaison permet de valider le modèle SC2D sur des chemins de décharge proches de ceux observés lors des excavations des ouvrages souterrains.

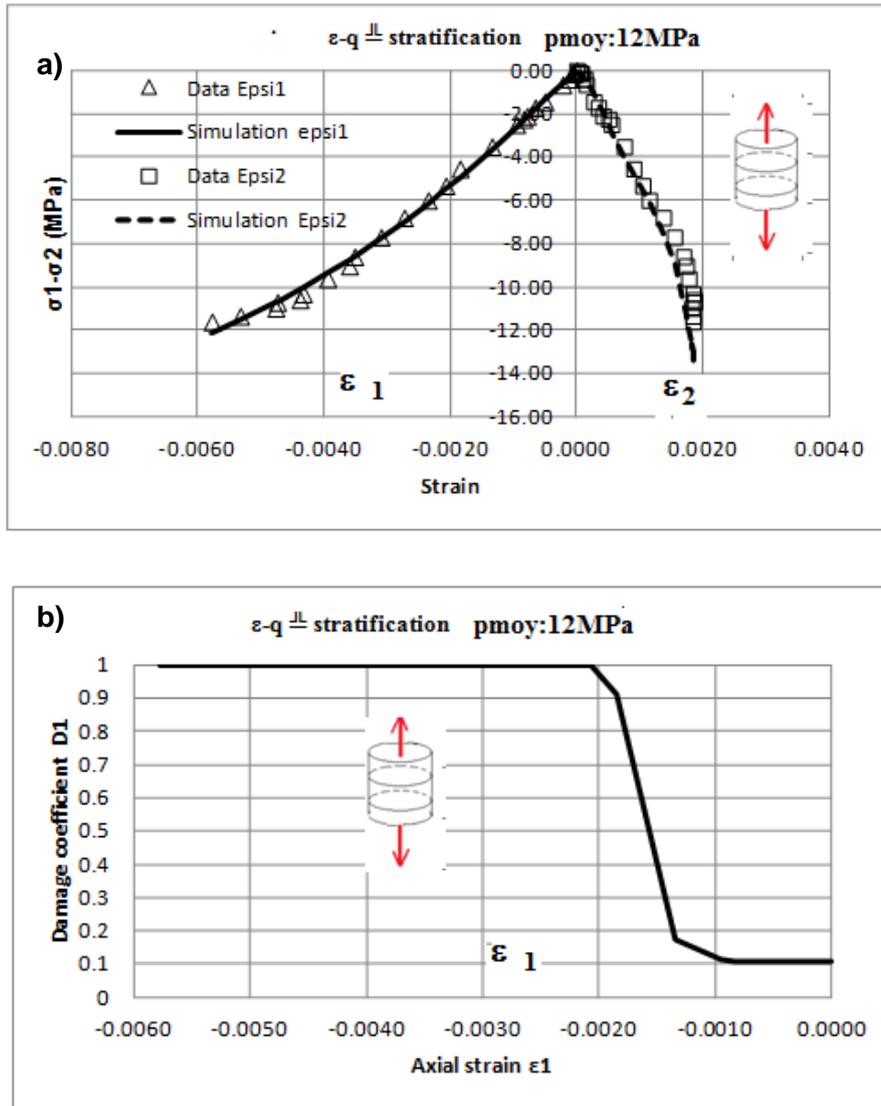


Figure 3-55 : Essai à pression moyenne en extension axiale : (a) Courbes contrainte déformation et (b) endommagement axial (Data source EGC)

Type de sollicitation	Comportement	Mécanisme d'endommagement	Mécanisme élasto plastique
<p>1ère Phase Décharge HM lors du prélèvement des échantillons $q_0 = 3.99MPa$ à $q_{unl} = 0MPa$ $p'_0 = 10.33MPa$ à $p'_{unl} = 0MPa$</p>	<p>Elasto-plastique avec endommagement anisotrope $\underline{\underline{\varepsilon}} = \underline{\underline{\varepsilon}}^e(D) + \underline{\underline{\varepsilon}}^p$</p>	<p>Endommagement anisotrope quantifié à partir des essais de désorption CEA-EDF : $D_{axial} = 0.139$ $D_{radial} = 0.26$</p>	<p>Surface de charge FU à plasticité non associative $FU : (q - 3.9)^2 + M^2 \times \left(p' - \frac{3.9}{2}\right) \times \left(p' - \frac{3.9}{2} - 2 \times a\right) = 0$</p> <p>Ecrouissage : $dp' = p' \times (\beta_2 \times d\varepsilon_v^p)$ $da = B_1 \times d\varepsilon_v^p + B_2 \times d\varepsilon_d^p$; $\varpi = 1 + \frac{\ p'_{unl} - a - p_0\ }{a}$</p> <p>$d\varepsilon_v^p = d\lambda_{FU} \times \frac{\partial FU}{\partial p'}$ $d\varepsilon_d^p = \varpi \times d\lambda_{FU} \times \frac{\partial FU}{\partial q}$</p>
<p>2ème Phase Chargement isotrope de $p'=0$ à $8.87MPa$</p>	<p>Elastique $\underline{\underline{\varepsilon}} = \underline{\underline{\varepsilon}}^e(D_{prélèvement})$</p>	<p>(-)</p>	<p>Elastique $\underline{\underline{\sigma}} = \underline{\underline{C}} \times \underline{\underline{\varepsilon}}^e$; $\underline{\underline{C}} = \begin{bmatrix} C_1 \times 0.74 & C_2 \times 0.64 & C_2 \times 0.64 \\ C_2 \times 0.64 & C_1 \times 0.547 & C_2 \times 0.547 \\ C_2 \times 0.64 & C_2 \times 0.547 & C_1 \times 0.547 \end{bmatrix}$; $C_1 = \frac{E \cdot (1 - \nu)}{(1 + \nu) \cdot (1 - 2\nu)}$; $C_2 = \frac{E \cdot \nu}{(1 + \nu) \cdot (1 - 2\nu)}$; $E = E_0 \times P_a \times \left(\frac{p'}{P_a}\right)$</p>
<p>3ème Phase Chargement isotrope avec $p'=8.87MPa$ à $12MPa$</p>	<p>Elasto-plastique $\underline{\underline{\varepsilon}} = \underline{\underline{\varepsilon}}^e(D_{prélè}) + \underline{\underline{\varepsilon}}^p$</p>	<p>(-)</p>	<p>Surface de charge CFU (cercle) à plasticité non associative $CFU : (q - \Omega_q)^2 + (p' - \Omega_p)^2 - r_a^2 = 0$</p> <p>Ecrouissage $d\Omega_p = \pm 0.72 \times dr_a$; $d\Omega_q = \pm 0.684 \times dr_a$; $r_a = 1.5 \times \exp(\beta_2 \times \varepsilon_v^p)$</p> <p>$d\varepsilon_v^p = d\lambda_{FU} \times \frac{\partial FU}{\partial p'}$ $d\varepsilon_d^p = \varpi \times d\lambda_{FU} \times \frac{\partial FU}{\partial q}$</p>
<p>4ème Phase Chemin déviatoire intérieur de la surface FU</p>	<p>Elastique $\underline{\underline{\varepsilon}} = \underline{\underline{\varepsilon}}^e(D_{prél} + \Delta D_{d1})$</p>	<p>Endommagement axial $\Delta D_{axiald1}$</p>	<p>Elastique avec augmentation de l'endommagement axial $\underline{\underline{\sigma}} = \underline{\underline{C}} \times \underline{\underline{\varepsilon}}^e$; $\underline{\underline{C}} = \begin{bmatrix} C_1 \cdot (0.86 - \Delta D_1)^2 & C_2 \cdot (0.86 - \Delta D_1) \cdot (0.74) & C_2 \cdot (0.86 - \Delta D_1) \cdot (0.74) \\ C_2 \cdot (0.86 - \Delta D_1) \cdot (0.74) & C_1 \cdot (0.547) & C_2 \cdot (0.547) \\ C_2 \cdot (0.86 - \Delta D_1) \cdot (0.74) & C_2 \cdot (0.547) & C_1 \cdot (0.547) \end{bmatrix}$</p>
<p>5ème Phase Chemin déviatoire au pic $q = 7.88MPa$ $p' = 14.58MPa$</p>	<p>Elastique avec endommagement axial $\varepsilon_1 = \varepsilon_1^e(D_{prél} + \Delta D_{d1} + \Delta D_{d1})$ Elasto-plastique $\varepsilon_2 = \varepsilon_2^e(D_{prél} + \Delta D_{d1}) + \varepsilon_2^p$</p>	<p>Endommagement axial $\Delta D_{axiald2}$</p>	<p>Surface de charge CFU (cercle) à plasticité non associative $CFU : p'^2 + q^2 - 2 \times p' \cdot (12 - 0.81 \times r_a) - 2 \times q \cdot (-2.9 + 0.59 \times r_a) - 22.68 \times r_a + 152.41 = 0$</p> <p>Ecrouissage $r_a = 1.5 \times \exp(\beta_2 \times \varepsilon_v^p)$</p>
<p>6ème Phase Radoucissement à partir du pic</p>	<p>Elasto-plastique avec endommagement axial $\varepsilon_1 = \varepsilon_1^e(D_{prél} + \Delta D_{d1} + \Delta D_{d1})$ Elasto-plastique $\varepsilon_2 = \varepsilon_2^e(D_{prél} + \Delta D_{d1}) + \varepsilon_2^p$</p>	<p>Endommagement axial $\Delta D_{axiald3}$</p>	<p>Surface de charge CFU (cercle) à plasticité non associative $CFU : p'^2 + q^2 - 2 \times p' \cdot (12 - 0.81 \times r_a) - 2 \times q \cdot (-2.9 + 0.59 \times r_a) - 22.68 \times r_a + 152.41 = 0$</p> <p>Ecrouissage $r_a = 1.5 \times \exp(\beta_2 \times \varepsilon_v^p)$</p>

Tableau 3-19 : Résumé des différents mécanismes sur le chemin à pression moyenne de 12 MPa en extension axiale

3.6. Conclusion et remarque sur le modèle rhéologique SC2D

La réponse mécanique de l'argilite du COx observée lors des excavations des ouvrages souterrains (galeries alvéoles, puits,..) est caractérisée par un réseau de fractures avec une forte dissymétrie des zones endommagées fracturées, fonction de la position des ouvrages par rapport aux contraintes in situ. Les convergences autour des ouvrages sont aussi très anisotropes alors que l'état de contrainte est isotrope pour des ouvrages construits dans la direction de la contrainte mineure horizontale.

La reproduction des phénomènes observés à partir des simulations numériques relève d'un challenge. Depuis plusieurs années de nombreux laboratoires ont développé différentes approches dont la plupart basées sur le concept de l'élasto-visco-plasticité dont les caractéristiques hydromécaniques sont déduites des essais en laboratoire jour.

Notre approche c'est tout d'abord fondé sur la morphologie particulière de l'argilite du COx constituée d'une phase argileuse avec une porosité occupée par une phase carbonatée, la calcite. Ainsi, la calcite forme un squelette tridimensionnel avec une orientation préférentielle dans le plan de sédimentation de la phase argileuse. La porosité du composite argile – calcite est faible de l'ordre de 15% formée de méso-pores et de micro-pores, avec une macroporosité inexistante dans l'argilite non perturbée par le prélèvement. Les macro-pores observés sur les échantillons carottés ont été attribués à la décharge hydromécanique induite par le prélèvement. Les caractéristiques mécaniques spécifiques de la calcite avec une bonne résistance en compression mais une faible résistance en traction rendent les techniques de réparation, habituellement utilisées dans les matériaux argileux, impuissantes pour le composite argile-calcite de l'argilite du COx. En effet, classiquement pour les matériaux argileux la décharge hydromécanique produit une diminution de la pression de consolidation qui est réparée par une reconsolidation sous la contrainte in situ. Dans le cas de l'argilite du COx, les ruptures de la calcite induites par la décharge HM de prélèvement, ne sont pas réparables, seuls les glissements calcite-argile peuvent éventuellement être réparés par une reconsolidation de l'argilite.

Les spécificités de l'argilite du COx nécessitent, pour construire un modèle rhéologique, de considérer que les caractéristiques hydromécaniques obtenues sur des essais de laboratoire, ne sont pas celles de l'argilite en place puisqu'elles ont subi la décharge de prélèvement et sont donc endommagées. La méthodologie retenue a consisté à construire un modèle rhéologique noté SC2D à partir des spécificités du composite argile-calcite de l'argilite à savoir un comportement avec un large domaine élastique caractérisé par une pression de consolidation de 300 MPa associé à un endommagement anisotrope.

La modélisation de l'endommagement anisotrope utilise les formulations des matériaux composites renforcés par des fibres. L'idée originale de notre travail pour la validation du modèle SC2D par l'argilite non perturbée n'a pas été de confronter directement les résultats des simulations numériques aux essais de laboratoire mais de prendre en compte toute l'histoire subie par l'échantillon depuis son prélèvement. La création d'un endommagement anisotrope de prélèvement induit la formation de macro-pores et l'activation de nouveaux mécanismes élasto-visco-plastiques sur des chemins de compression. La quantification de l'endommagement de prélèvement a été obtenue avec les essais de désorption d'EDF-CEA et les essais triaxiaux de compression et d'extension. Les chemins triaxiaux en compression ont été modélisés avec deux nouveaux mécanismes élasto-plastiques à plasticité non associative associés aux surfaces de charge FU de forme elliptique et CFU sous forme de sphère (cercle dans le plan). Pour les essais triaxiaux en extension à confinement constant ou à pression moyenne constante, l'augmentation de l'endommagement anisotrope a été quantifiée à partir des relations déduites de Mazars. L'augmentation de la contrainte radiale dans les essais à pression moyenne constante engendre l'activation des mécanismes élasto-plastiques avec les surfaces de charges FU et CFU. Enfin, les aspects visqueux de l'argilite du COx dans le modèle SC2D prennent naissance avec l'endommagement.

Les confrontations entre les simulations numériques avec le modèle rhéologique SC2D et les résultats des essais en laboratoire jour sont pleinement satisfaisantes. Ces confrontations permettent de valider le modèle rhéologique pour l'argilite du COx non perturbée sur une classe de chemins de sollicitations en cinématique irrotationnels (sans rotation des axes principaux de contraintes et de déformations). Cette validation devra être poursuivie sur les chemins en cinématique rotationnels plus proches de ceux observés autour d'un ouvrage souterrain dans lequel il y a rotation des axes principaux de contrainte et de déformation. Pour cela de nouveaux appareils d'essai devront être développés : appareil de torsion sur cylindre creux.

Chapitre 4 : Simulation numérique avec le code CLEO et le modèle SC2D de la réponse de l'argilite du Callovo-Oxfordien aux excavations

4.1. Introduction

Un laboratoire souterrain en Meuse/ Haute Marne a été construit par l'Andra en 2000 à Bure à 300 km Nord-Est de Paris, pour examiner la faisabilité d'un stockage des déchets radioactifs dans la formation de l'argilite du Callovo-Oxfordien. Un important programme expérimental a été réalisé pour étudier la réponse de l'argilite du COx à différentes excavations et soutènements entre 445 m et 490 m de profondeur.

4.2. Les formulations thermo-hydro-mécanique utilisées dans le code CLEO

Le détail des formulations locales et variationnelles du code CLEO couplé thermo-hydro-mécanique sont présentées en Annexe C :. Le code de calcul CLEO développé à EGC par J.C Robinet depuis plusieurs années (Bui 2007; Nguyen 2008) définit une solution approchée à partir des formulations variationnelles en utilisant la technique des éléments finis sur l'espace et des différences finies sur le temps. Cette solution approchée fait appel à une discrétisation spatio temporelle de trois champs de variables : thermique (θ) hydraulique (P_w) et mécanique (u_k) et consiste à minimiser simultanément un ensemble de 3 systèmes d'équations. La résolution numérique est de type itératif et la méthode de Picard est utilisée.

4.3. Modélisation du creusement d'une galerie ou d'une alvéole avec le code CLEO

4.3.1. Maillage et conditions aux limites

Le creusement d'un tunnel est caractérisé par l'avancement du front de taille par rapport à la section préférence. L'avancement progressivement du front de taille lors de l'excavation provoque un déconfinement des contraintes qui conduit à un développement de la zone endommagée (EDZ) du terrain autour de la cavité. Le déconfinement pour une section donnée dépend du comportement du terrain et de la distance du front de taille. Il se qualifie par un taux de déconfinement λ (Figure 4-1).

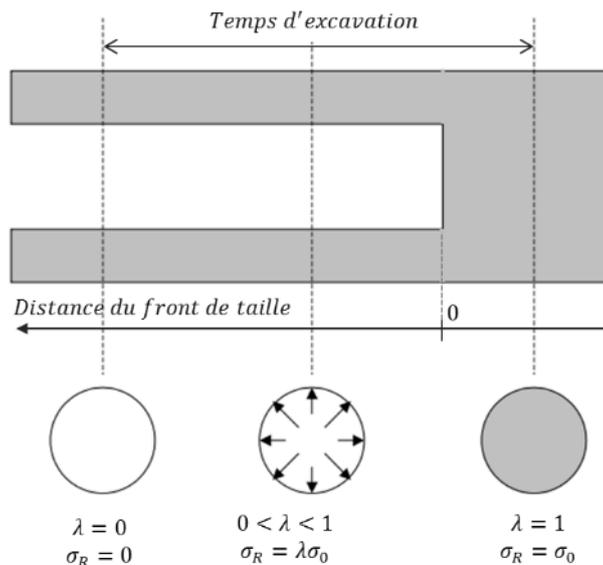


Figure 4-1 : Evolution du taux de déconfinement et de la contrainte radiale

Le creusement est simulé dans le code CLEO par la méthode de pression fictive (M. Panet et Guellec 1974) en appliquant sur la paroi du tunnel, à la section de référence, une pression P_f qui diminue de la valeur de contrainte initiale (début de l'excavation) à zéro (fin de l'excavation) correspondant au taux de déconfinement passant de 1 à 0 respectivement (Figure 4-2). La modélisation est basée sur l'hypothèse de déformation plane. L'élément utilisé est de type quadratique 8 nœuds, 9 points Gauss. Deux maillages ont été mise en œuvre : le premier avec des mailles raffinées au voisinage de l'excavation cf Figure 4-2a et le second maillage avec des mailles plus grosses pour diminuer le temps de calcul notamment pour évaluer les effets différés cf Figure 4-2b.

L'avancement du front de taille influence aussi à la pression d'eau dans le terrain autour de la cavité. Lors du passage du front à la section de référence, la pression d'eau diminue rapidement à zéro. La Figure 4-3 présente les mesures dans le laboratoire souterrain du taux de déconfinement de la contrainte et de la pression d'eau au bord de la cavité, lors de l'excavation. Pour des problèmes liés à la stabilisé du calcul numérique, la pression d'eau est considérée diminuer de façon régulièrement comme le déconfinement de contrainte.

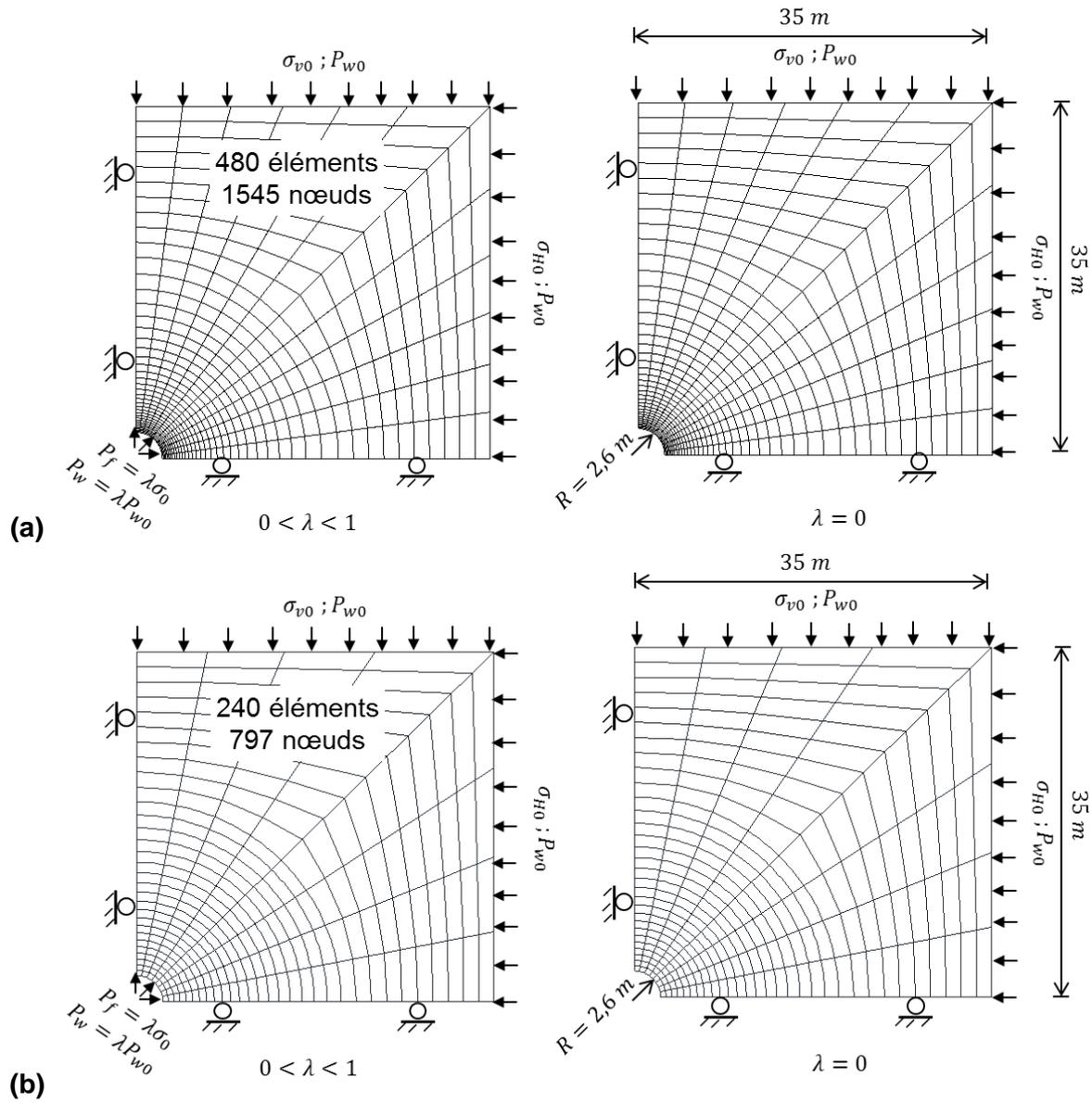


Figure 4-2 : Maillage et conditions aux limites

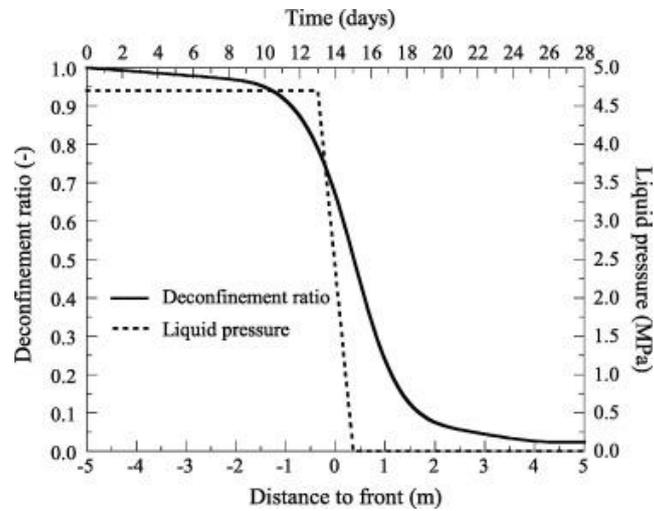


Figure 4-3 : Taux de déconfinement et pression d'eau mesurées lors de l'excavation dans le laboratoire souterrain (Mánica et al. 2017)

4.3.2. Rappel des équations utilisées pour la simulation numérique avec le code CLEO

4.3.2.1. Distribution de contrainte

La distribution de contrainte dans l'argilite du COx est exprimée par l'adaptation de la formulation de Biot:

$$\sigma_{ij} = \sigma'_{ij} + b \cdot p_w^{equ} \cdot \delta_{ij} \quad (4.1)$$

Où : b est le coefficient de Biot

p_w^{equ} est la pression d'eau équivalente caractérisée par la relation de (Sun et al. 2000)

$$p_w^{equ} = p_w \text{ pour } p_w > 0$$

$$p_w^{equ} = -\frac{p_{cap}}{1 + \frac{p_{cap}}{35}} \text{ pour } p_w < 0$$

$$p_{cap} = -135.2 \times \ln(H_r) \text{ avec } H_r \text{ est l'humidité relative}$$

4.3.2.2. Le modèle rhéologique SC2D utilisé dans la modélisation

Le comportement de l'argilite utilisées dans ce calcul est élasto-viscosité endommageable :

$$\underline{\underline{\varepsilon}} = \underline{\underline{\varepsilon}}^e + \underline{\underline{\varepsilon}}^v ; d\varepsilon_{kl} = d\varepsilon_{kl}^e + d\varepsilon_{kl}^v \quad (4.2)$$

4.3.2.2.1. Comportement instantané

Le comportement instantané est décrit par le cadre des milieux élastiques endommageables semi-fragile. Cet endommagement est anisotropes induits par la sollicitation concernant la phase argile-calcite. Le comportement de la phase argileuse est représenté par l'hypo-élasticité ::

$$d\sigma'_{ij} = [\tilde{C}_{ijkl}(D) + \tilde{C}_{ijkl}(p')]: d\varepsilon_{kl}^e \quad (4.3)$$

Avec :

$\tilde{C}_{ijkl}(D)$ est le tenseur de renforcement de la phase argileuse par la calcite. Dans le cas de déformation plane, $\tilde{C}_{ijkl}(D)$ présente deux configurations :

- 1^{er} cas : les directions des contraintes et des déformations principales sont fixes par rapport aux directions anisotropies. Les essais en laboratoire jour sur échantillons carottés sont dans cette configuration.

- 2^{ème} cas : les directions des contraintes et des déformations principales possèdent des rotations par rapport aux directions anisotropies. Ce deuxième cas concerne les excavations des ouvrages souterrains.

Cas où les directions principales des contraintes et des déformations restent fixes :

Le tenseur de renforcement de la phase argileuse obtenu à partir de l'équation (3.22) comme suivant :

$$\underline{\underline{\tilde{C}}}(D) = \begin{bmatrix} C_1(1-D_1)^2 & C_2(1-D_1)(1-D_2) & 0 \\ C_2(1-D_1)(1-D_2) & C_1(1-D_2)^2 & 0 \\ 0 & 0 & C_3(1-D_1)(1-D_2) \end{bmatrix} \quad (4.4)$$

Où : $C_1 = \frac{E_0(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)} ; C_2 = \frac{E_0\nu}{(1+\nu)(1-2\nu)} ; C_3 = \frac{E_0(1-2\nu)}{2(1+\nu)(1-2\nu)}$

$\tilde{C}_{ijkl}(p')$ est le tenseur de rigidité de la phase argileuse. Dans le cas de déformation plane, $\tilde{C}_{ijkl}(p')$ est exprimé par :

$$\underline{\underline{\tilde{C}}}(p') = \frac{E_{p'}}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{bmatrix} (1-\nu) & \nu & 0 \\ \nu & (1-\nu) & 0 \\ 0 & 0 & (1-\nu)/2 \end{bmatrix} \quad (4.5)$$

Où : $E_{p'}$ est le module élastique de la phase argileuse obtenue de l'équation (3.20) :

$$E_{p'} = E_a \times p'_a \times \left(\frac{P'_{moy}}{p'_a} \right)^k$$

p'_a est la pression atmosphérique

P'_{moy} est la pression moyenne, $P'_{moy} = \frac{Tr(\sigma_{ij})}{3}$

Les coefficients d'endommagement sont obtenus par l'équation (3.25) en considérant les déformations d'extension dans les directions des contraintes principales :

$$\begin{cases} \varepsilon_i \geq 0 \rightarrow D_i = 0 \\ \varepsilon_i < 0 \rightarrow D_i = 1 - \exp \left\{ -\frac{1}{10} \times \left(\frac{\varepsilon_i^-}{\varepsilon_{i\lim}^-} \right)^{10} \right\} \end{cases}$$

Cas où il y a la rotation des axes principaux de contrainte et de déformation :

Le tenseur de renforcement de la phase argileuse en déformation plane obtenu à partir de la matrice (3.17) comme suivante :

$$\underline{\underline{\tilde{C}}}(D) = \begin{bmatrix} C_1(1 - D_{11})^2 & C_2(1 - D_{11})(1 - D_{22}) & C_3(1 - D_{11})D_{12} \\ C_2(1 - D_{11})(1 - D_{22}) & C_1(1 - D_{22})^2 & C_3(1 - D_{22})D_{12} \\ C_3(1 - D_{11})D_{12} & C_3(1 - D_{22})D_{12} & C_3(1 - D_1)(1 - D_2) \end{bmatrix} \quad (4.6)$$

Avec :

$$C_1 = \frac{E_0(1 - \nu)}{(1 + \nu)(1 - 2\nu)} ; C_2 = \frac{E_0\nu}{(1 + \nu)(1 - 2\nu)} ; C_3 = \frac{E_0(1 - 2\nu)}{2(1 + \nu)(1 - 2\nu)}$$

Dans la configuration où les directions principales ne sont pas fixes, les coefficients d'endommagement comportent en plus les éléments de cisaillement :

$$\begin{cases} \varepsilon_{ii} \geq 0 \rightarrow D_{ii} = 0 \\ \varepsilon_{ii} < 0 \rightarrow D_{ii} = 1 - \exp\left\{-\frac{1}{10} \times \left(\frac{\varepsilon_{ii}^-}{\varepsilon_{ii}^- \text{lim}}\right)^{10}\right\} \\ \varepsilon_{ij} \rightarrow D_{ij} = 1 - \exp\left\{-\frac{1}{10} \times \left(\frac{\varepsilon_{ij}}{\varepsilon_{ij} \text{lim}}\right)^{10}\right\} \text{ avec } i \neq j \end{cases}$$

4.3.2.2.2. Comportement différé

Le comportement différé prend en compte la viscosité et les déformations de gonflement via le vecteur de vitesse de déformation V :

$$d\varepsilon^v = V_{ij} \times dt \quad (4.7)$$

$$V_{ij}(t) = A \times \frac{D_{ij}}{1 + \frac{D_{ij}}{0.5}} \times \frac{s_{ij} - s_0}{P'_{moy}} \times \ln(1 + t) \quad (4.8)$$

Où : D_{ij} est le coefficient d'endommagement à l'instant t

s_{ij} est la contrainte déviatoire à l'instant t

$$s_{ij} = \sigma_{ij} - \frac{Tr(\sigma_{ij})}{3} \delta_{ij}$$

s_0 est la contrainte déviatoire initiale

$$P'_{moy} \text{ est la pression moyenne effective, } P'_{moy} = \frac{Tr(\sigma'_{ij})}{3}$$

t est le temps en jours

4.3.2.2.3. Courbe de rétention

La courbe de rétention reliant la pression de capillaire et le degré de saturation exprimé par (Van Genuchten 1980) comme suivant :

$$S_{rw} = \frac{1}{\left[1 + \left(\frac{p_{cap}}{p_r}\right)^n\right]^m} \quad (4.9)$$

4.3.3. Paramètres utilisés pour la modélisation de l'excavation des galeries dans le COx

Le Tableau 4-1 présente les paramètres utilisés dans la modélisation du creusement des galeries.

Paramètres	Unités	Valeurs
σ_{h0} contrainte horizontale mineure initiale	MPa	12.4
σ_{v0} contrainte verticale initiale	MPa	12.7
σ_{H0} contrainte horizontale majeure initiale	MPa	16.12
P_{w0} pression d'eau initiale	MPa	4.7
E_0 module élastique initial de la phase calcite	MPa	4000
E_a	--	50
k paramètre de module élastique E_{pr}	--	1
n paramètre de S_{rw}	--	1.49
m paramètre de S_{rw}	--	0.33
ν coefficient Poisson	--	0.2
b coefficient de Biot	--	0.6
n porosité initiale	--	0.173
k perméabilité intrinsèque	m ²	2.75x10 ⁻²⁰
p_r	MPa	14.3
A paramètre de déformation viscosité	--	0.05
ε_{11lim}^- déformation limite horizontale mineure	--	-0.00085
ε_{11lim}^- déformation limite horizontale majeure	--	-0.0025
ε_{22lim}^- déformation limite verticale	--	-0.0017
ε_{12lim}^- déformation limite de cisaillement	--	0.0021

Tableau 4-1 : Paramètres du modèle SC2D utilisés dans la modélisation

4.3.4. Validation du code de calcul CLEO et du modèle rhéologique SC2D dans le cadre du Benchmark de l'Andra sur les excavations des galeries du laboratoire MHM

Les excavations du laboratoire Meuse/Haute Marnes ont été commencées en 2000 par le creusement des puits, jusqu'en 2016 pour les différentes galeries. Ces galeries sont situées à la profondeur de 490 m (Figure 2-1).

4.3.4.1. Le Benchmark de l'Andra-UE

Neuf participants ont été sélectionnés par l'Andra-UE avec différents modèles rhéologiques (Tableau 4-2).

Participant	Type de modèle rhéologique	Critère de rupture	Comportement différencié	Anisotropie
EDF	Elasto-visco-plastique	Critère de rupture Hoek & Brown généralisé avec écoulement & radoucissement	Modèle de Perzyna	Non
GeoRessources	Elasto-visco-plastique	Critère de rupture Drucker-Prager avec prise en compte de σ_{moy}	Modèle de Lemaitre	Non
Prisme	Elasto-visco-plastique	Critère de rupture une fonction puissance avec écoulement & radoucissement	Le fluage est gouverné par une loi d'écoulement cinématique	Anisotropie élastique
INERIS	Elasto-visco-plastique	Critère de rupture Hoek & Brown généralisé avec écoulement & radoucissement	Modèle de Lemaitre avec endommagement dépendant de la vitesse de déformation de fluage	Non
ULG2	Elasto-visco-plastique avec traitement de la localisation	Critère de rupture Drucker-Prager avec une loi d'écoulement sur l'angle de frottement & la cohésion anisotrope	Non	Oui
UPC	Elasto-visco-plastique	Critère de rupture Mohr-Coulomb avec des surfaces de charge et de rupture anisotropes	Modèle de Lemaitre modifié pour les déformations visco-plastiques	Oui
LM1	Elasto-visco-plastique avec endommagement anisotrope	Critère sur les déformations avec une distinction entre la compression et l'endommagement en extension	Déformation de fluage comme une déformation élasto-plastique retardée	Oui
EGC	Endommagement anisotrope en extension et élasto-visco-plastique en compression / l'endommagement	Double critère basé sur les déformations en compression et extension	Déformations différées calibrées sur les essais de fluage	Oui en extension
3SR	Modèle homogénéisé (CHM)	Double échelle de modélisation sur un VER et le modèle rhéologique de l'argilite à l'échelle micro	Non	Oui

Tableau 4-2 : Equipes et modèles mise en œuvre (Seyedi, Armand, et Noiret 2017)

4.3.4.2. *Galeries creusées dans la direction horizontale de la contrainte majeure σ_H*

4.3.4.2.1. *Simulation numérique des zones endommagées fracturées et comparaison aux observations in situ*

L'état de contrainte autour de la galerie est quasi isotrope avec $\sigma_{h0} = 12.4$ MPa et $\sigma_{v0} = 12.7$ MPa. Les Figure 4-5 et Figure 4-6 présentent l'évolution des coefficients d'endommagement D_x , D_y , D_{xy} et des déformations ϵ_x , ϵ_y , ϵ_{xy} dans les directions d'anisotropie résultant du creusement en 25 jours et son évolution jusqu'à 5ans.

La Figure 4-4 et le Tableau 4-3 montrent l'extension des zones fracturées observées autour des galeries GCS & GET excavées parallèlement à la direction σ_H et les résultats des modélisations réalisées avec le code CLEO et le modèle rhéologique SC2D. On observe un agrandissement surtout horizontal de la zone endommagée fracturée pendant les 3 premiers mois.

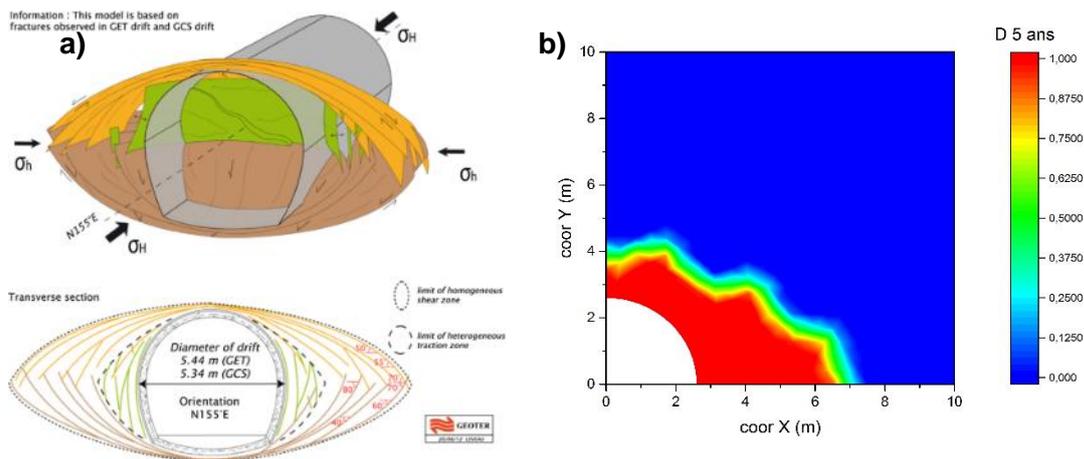


Figure 4-4 : Extension des zones endommagées fracturées autour des galeries parallèle à σ_H a)-Observation in situ ; b)- Simulation numérique avec le modèle SC2D & code CLEO

Mesures horizontales dans la galerie GCS diamètre 5.34m	Mesures horizontales dans la galerie GET diamètre 5.44m	Modélisations horizontales CLEO+SC2D diamètre 5.20m
0.7*D=3.6m	0.71*D=3.7m	0.69*D=3.6m

Tableau 4-3 : Extension des zones endommagées fracturées autour des galeries dans la direction σ_H

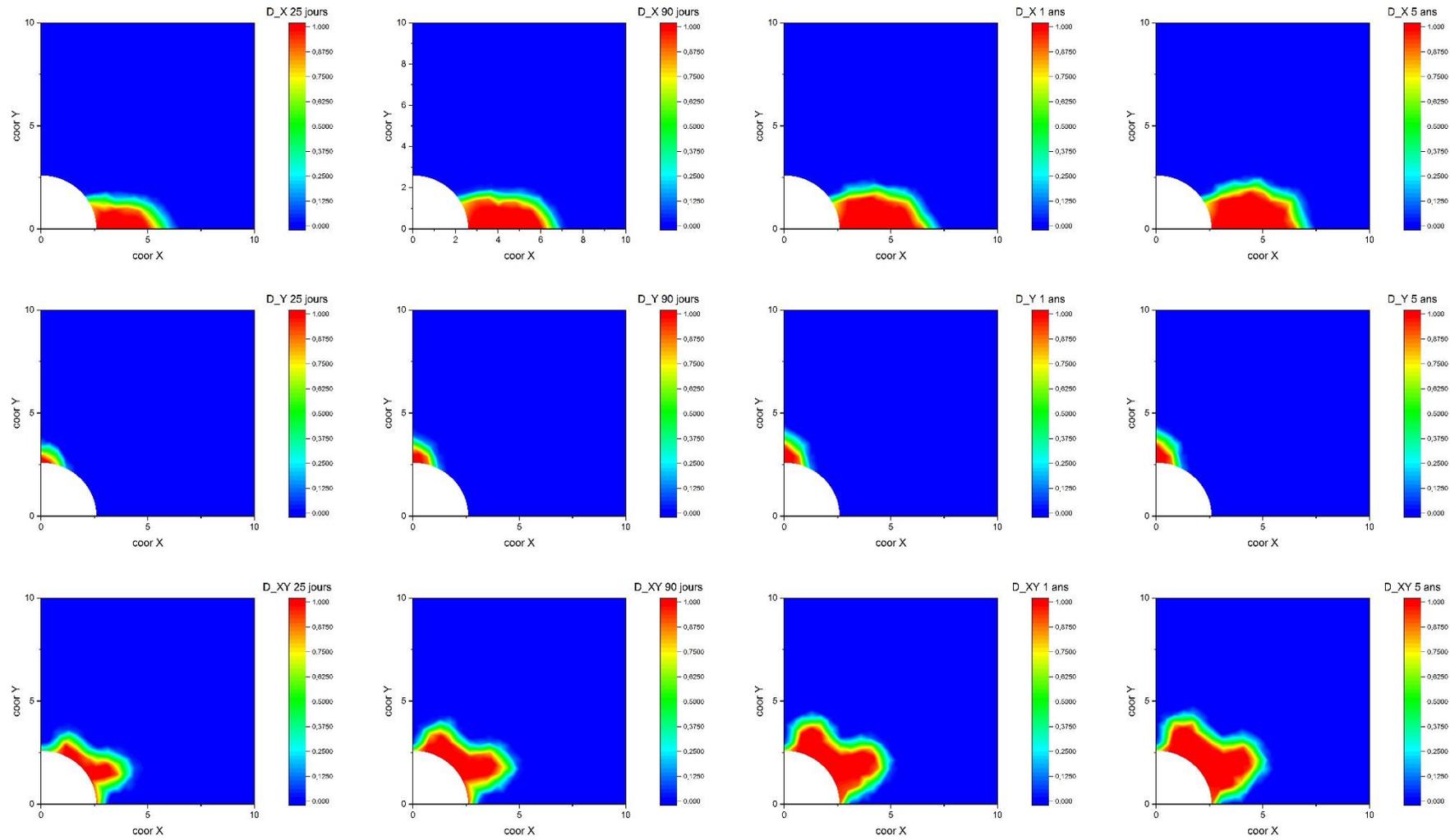


Figure 4-5 : Evolution des coefficients d'endommagement D_x , D_y , D_{xy} des galeries creusées dans la direction de la contrainte majeure σ_H

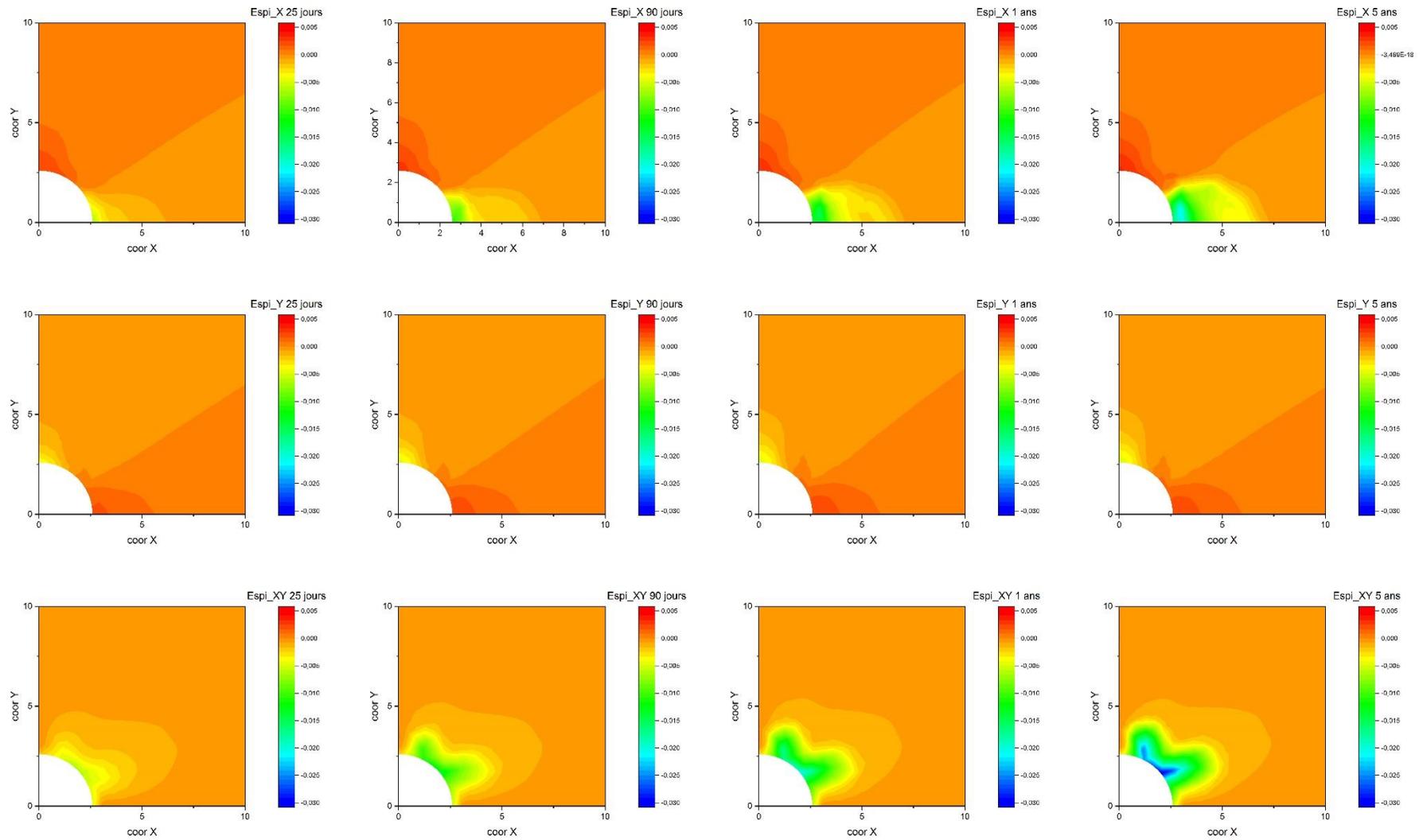


Figure 4-6 : Evolution des déformations ϵ_x , ϵ_y , ϵ_{xy} des galeries creusées dans la direction de la contrainte majeure σ_H

4.3.4.2.2. Simulation numérique des convergences et comparaison par rapport aux mesures in situ

Différents types d'instrumentation ont été utilisés pour caractériser la convergence des galeries. Les champs des déplacements des sections des galeries sont obtenus par extensomètres, inclinomètres (Armand et Su 2006). La Figure 4-7 présente les convergences de la galerie GCS. Ces convergences sont anisotropes avec des valeurs deux fois plus grandes dans la direction horizontale par rapport à la direction verticale. Les mesures de la convergence horizontale présentent une dispersion de l'ordre de 30% et les simulations numériques sont situées dans les convergences mesurées les plus grandes. En revanche les convergences verticales mesurées sont bien regroupées et sont en bon accord avec les simulations numériques avec le code CLEO.

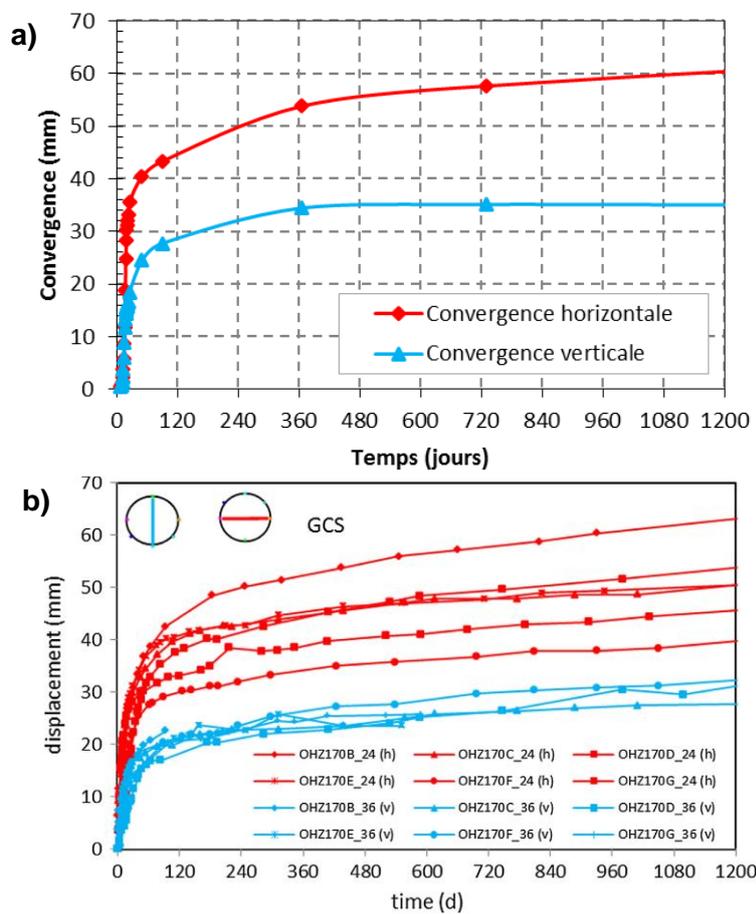


Figure 4-7 : Comparaison des galeries parallèles à σ_H a)-Simulation numérique avec le modèle SC2D & code CLEO ; b)-Mesure in situ (Seyedi, Armand, et Noiret 2017)

Les résultats des simulations comparés aux mesures in situ dans le cadre du benchmark sont présentés sur la Figure 4-8. On constate une très grande dispersion des résultats des simulations numériques des différents participants au benchmark cf Tableau 4-4.

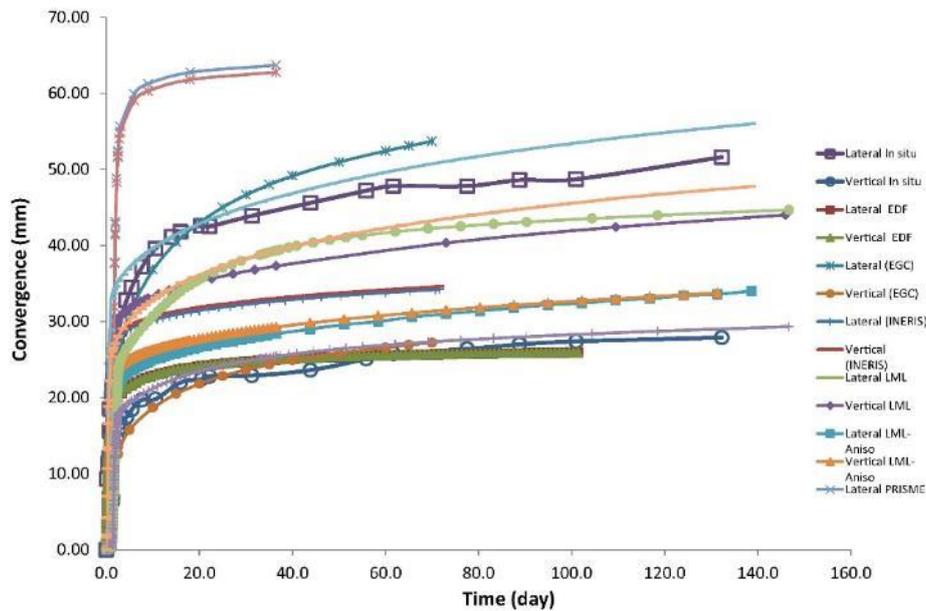


Figure 4-8 : Résultats des simulations numériques de la galerie dans la direction σ_H des participants (Seyedi, Armand, et Noiret 2017)

Convergence horizontale	25j	60j	100j	Convergence verticale	25j	60j	100j
Data	43	48	49	Data	22.5	26	27.5
EDF	25	26	26	EDF	25	26	26
INERIS	32	34	35	INERIS	32.5	34.5	35.5
LML	27	30	32.5	LML	28	31	32.5
PRISME	63	64	64	PRISME	63	64	64
UPC	44	50	53	UPC	37.5	42.5	46
EGC	35.5	41	44	EGC	18.5	25.5	28

Tableau 4-4 : Valeurs des convergences horizontales et verticales des galeries parallèles à σ_H pour les temps 25jours, 60jours et 100jours

A la lumière des confrontations entre les résultats des mesures et les différentes simulations numériques il ressort que deux équipes l'UPC et EGC sont en assez bon accord avec les mesures expérimentales. L'UPC est plus proche que EGC pour les convergences horizontales. En revanche, c'est l'inverse pour les convergences verticales. Cette confrontation numérique et expérimentale permet de valider le modèle rhéologique SC2D intégré dans le code CLEO.

4.3.4.3. *Galeries creusées dans la direction horizontale de la contrainte mineure σ_h*

4.3.4.3.1. Simulation numérique des zones endommagées fracturées et comparaison aux observations in situ

Contrairement avec les galeries parallèles à σ_H , l'état de contrainte initial autour des galeries creusées dans la direction de contrainte mineure σ_h est très anisotrope avec $\sigma_v = 12.7 \text{ MPa}$ & $\sigma_h = 16.12 \text{ Mpa}$.

Les Figure 4-10 et Figure 4-11 présentent les évolutions des coefficients d'endommagement et des déformations dans les directions d'anisotropie pour des galeries construites dans la direction σ_h .

Le Tableau 4-5 et la Figure 4-9 montrent l'extension des zones fracturées observées autour de la galerie GCS excavée parallèlement à la direction σ_h et les résultats des modélisations réalisées avec le code CLEO et le modèle rhéologique SC2D.

Mesures horizontales dans la galerie GCS	Mesures verticales dans la galerie GCS	Modélisations horizontales CLEO+SC2D	Modélisations verticales CLEO+SC2D
0.1*D=0.5m	0.6*D=3.2m	0.15*D=0.8m	0.77*D=4m

Tableau 4-5 : Extension des zones endommagées fracturées autour des galeries dans la direction σ_h

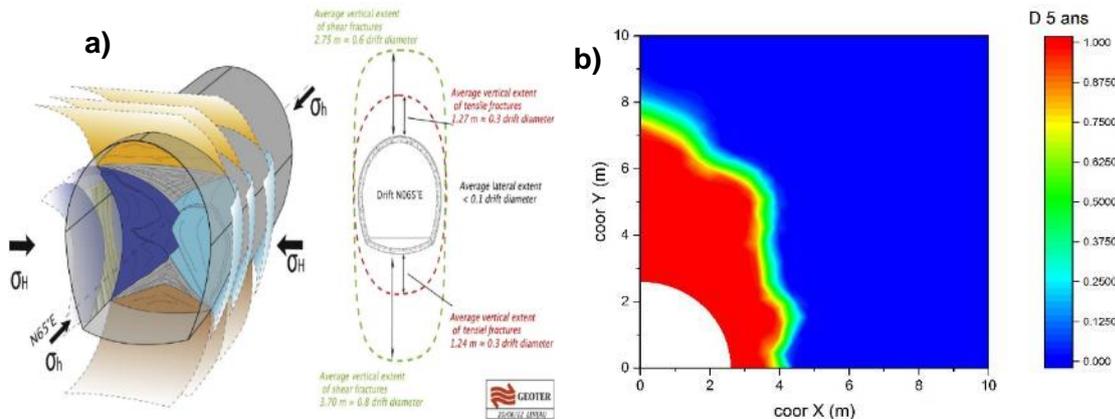


Figure 4-9 : Extension des zones endommagées fracturées autour des galeries parallèles à σ_h a)-Observation in situ ; b)- Simulation numérique avec le modèle SC2D & code CLEO

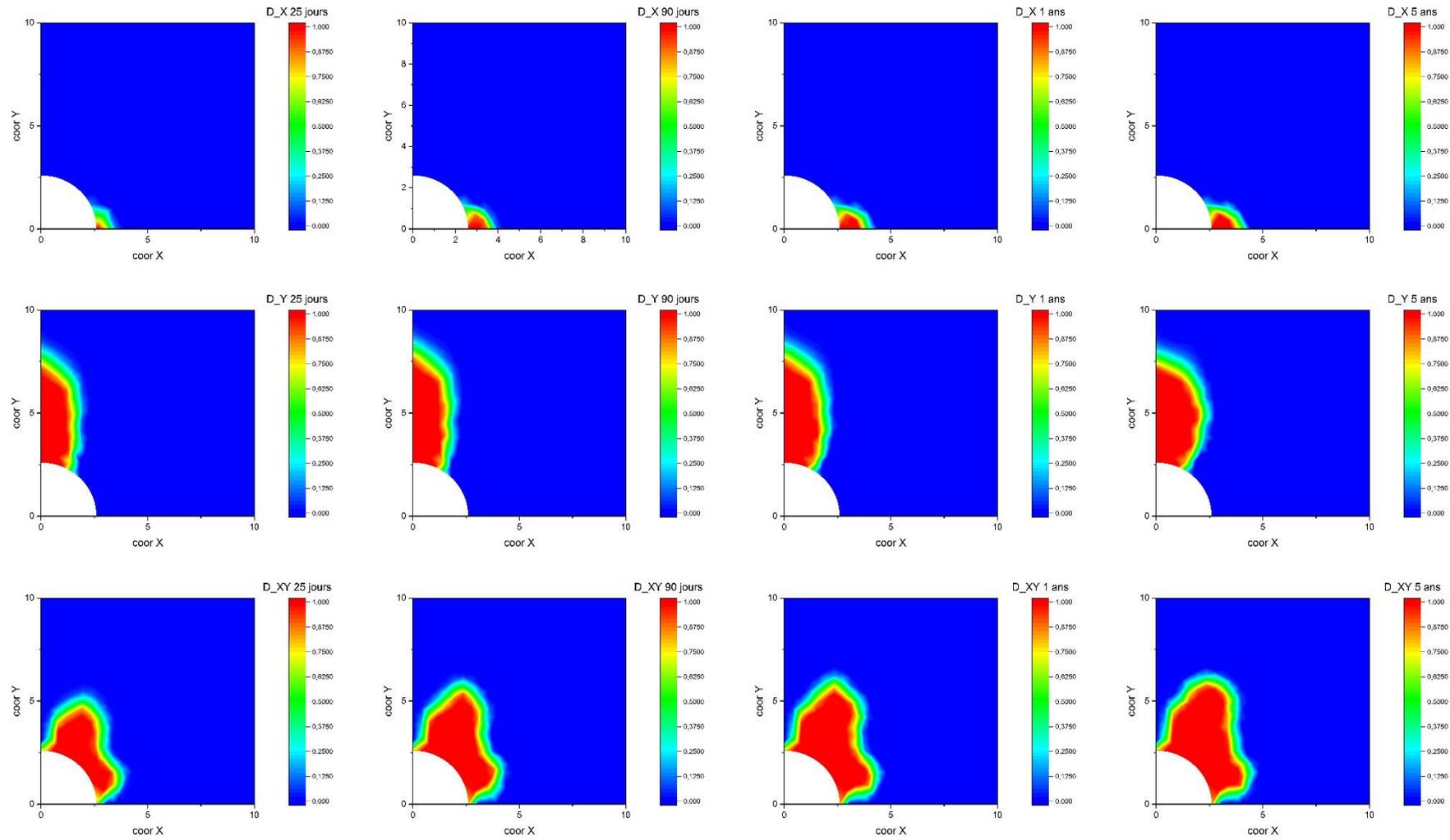


Figure 4-10 : Evolution des coefficients d'endommagement D_x , D_y , D_{xy} des galeries creusées dans la direction de contrainte mineure σ_h

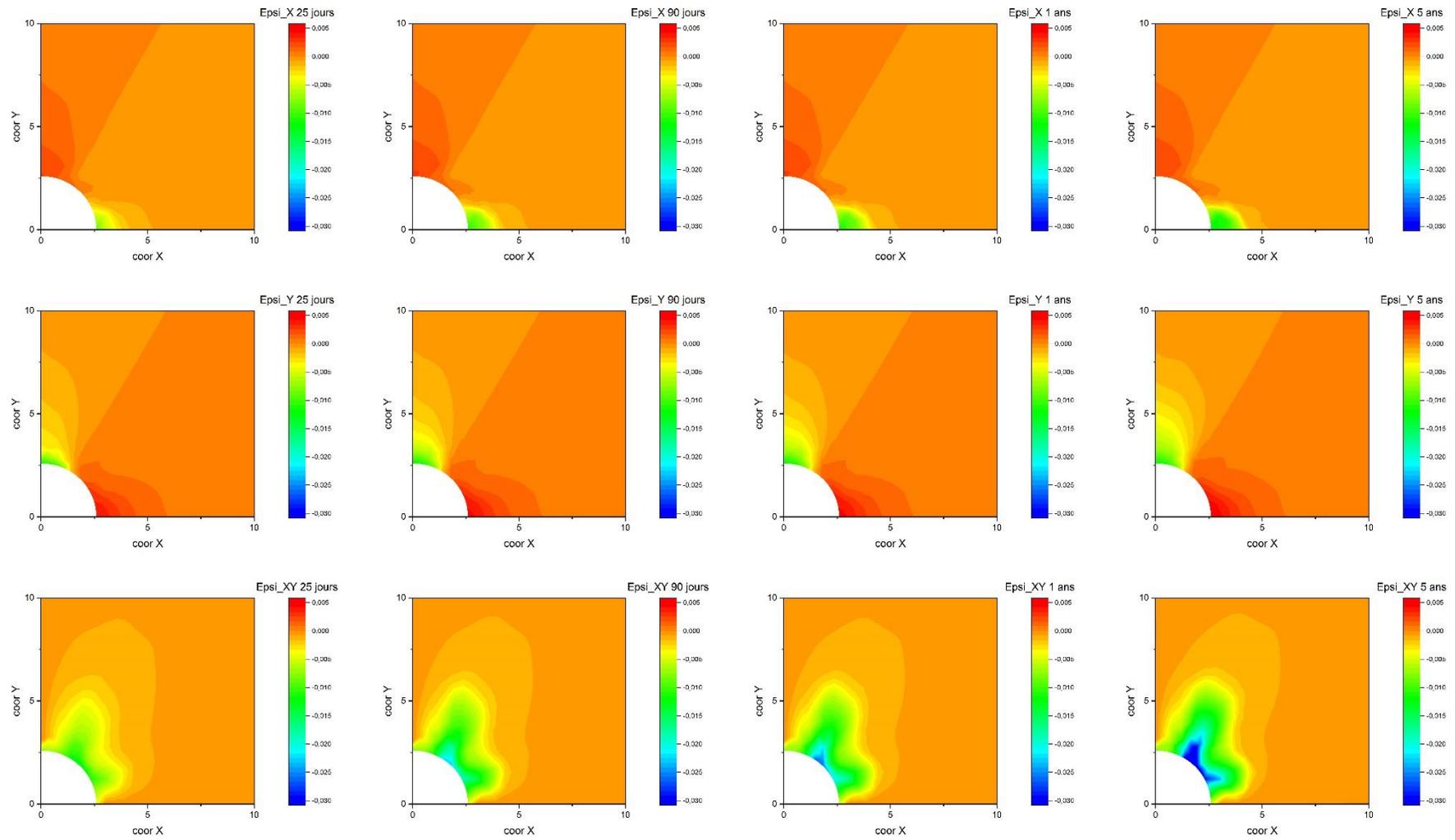


Figure 4-11 : Evolution des déformations ϵ_x , ϵ_y , ϵ_{xy} des galeries creusées dans la direction de la contrainte mineure σ_n

4.3.4.3.2. Simulations numériques des convergences et comparaison aux mesures in situ

La Figure 4-12 présente la comparaison entre les convergences de la galerie GSC obtenues par simulations numériques avec le modèle rhéologique SC2D intégré dans le code CLEO et les mesures in situ. On constate que les convergences verticales résultant de la modélisation sont plus faibles que les mesures in situ. En revanche les convergences horizontales sont en bon accord avec les mesures.

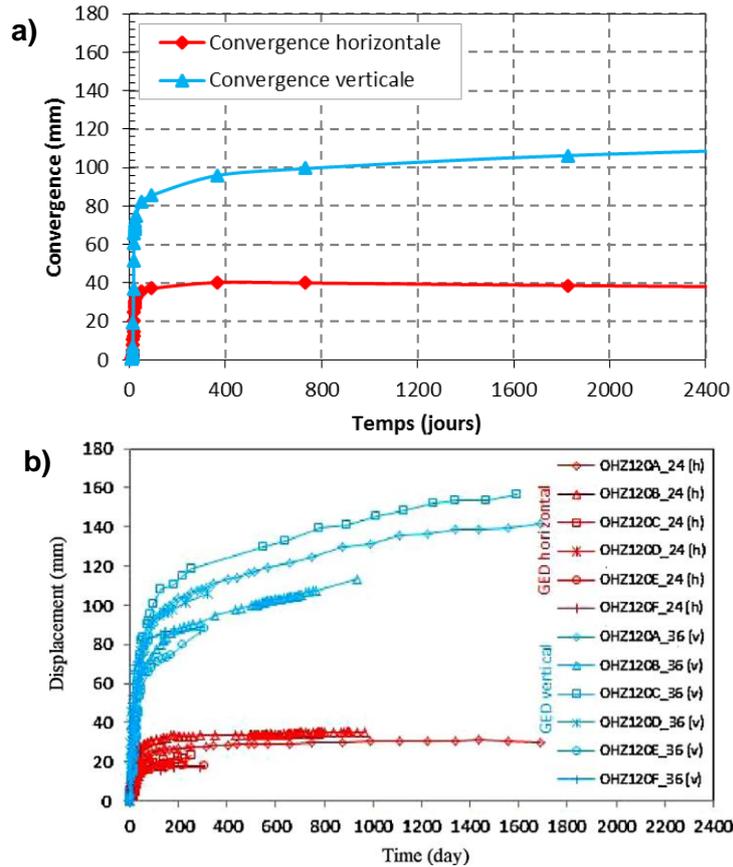


Figure 4-12 : Comparaison pour les galeries parallèles à σ_h a)-Simulation numérique avec le modèle SC2D & code CLEO ; b)-Mesure in situ (Seyedi, Armand, et Noiret 2017)

La Figure 4-13 présente l'ensemble des comparaisons entre les simulations numériques des sept participants et les mesures in situ dans le cadre du benchmark. On constate une très grande dispersion entre les simulations numériques et les mesures expérimentales notamment pour les convergences verticales qui sont globalement plus faibles que les convergences mesurées. Pour les convergences horizontales les modélisations d'EDF et d'EGC sont en bon accord avec les mesures de convergence. En revanche les convergences verticales de l'UPC et d'EGC sont les plus proches des mesures expérimentales avec une différence comprise entre 24.5% & 27% pour UPC et entre 29% & 35% pour EGC (Tableau 4-6).

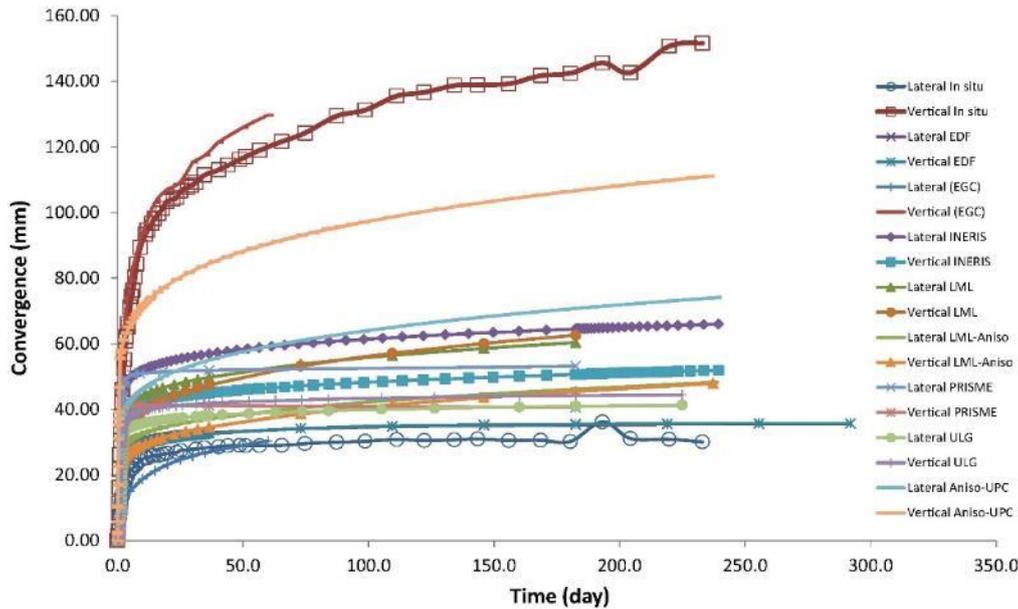


Figure 4-13 : Résultats des simulations numériques de la galerie dans la direction σ_h des participants (Seyedi, Armand, et Noiret 2017)

Convergence horizontale	25j	60j	100j	Convergence verticale	25j	60j	100j
Data	28	30	32	Data	106	120	133
EDF	33	34	35	EDF	33	34	35
INERIS	56	60	62	INERIS	45	47	49
LML	36	38	43	LML	34	37	42
PRISME	53	53.5	54	PRISME	40	40.5	40.5
UPC	53	59.5	64	UPC	80	91	97
EGC	32.5	36	37	EGC	75	84	86

Tableau 4-6 : Valeurs des convergences horizontales et verticales des galeries parallèles à σ_h pour les temps 25jours, 60jours et 100jours

4.3.5. Application du modèle SC2D validé à un soutènement à forte rigidité pour une galerie réalisée dans la direction σ_H

Le benchmark organisé par l'Andra a permis de valider l'approche proposée avec le modèle rhéologique SC2D par rapport à des approches associées à des comportements élasto-visco plastique.

Examinons maintenant la pose d'un soutènement en contact direct avec l'argilite en utilisant un matériau de bourrage par injection de ciment éventuellement fibré à prise rapide. Pour évaluer la pression exercée sur le soutènement dans plusieurs configurations :

- Avant le déconfinement total (avant la fin de l'excavation) avec un contact direct avec le terrain en bloquant tous les déplacements du bord de creusement

- Directement après la fin d'excavation avec un contact direct avec le terrain en bloquant tous les déplacements du bord de creusement
- En laissant un vide entre le soutènement et le terrain, cette condition sera simulé en considérant que le soutènement est mise en place après un certain temps après l'excavation.

Les Figure 4-14, Figure 4-15 et Figure 4-16 présentent l'évolution de la pression exercée sur l'extrados du soutènement ultra rigide pour différents temps de mise en place du soutènement. On constate que la mise en place tardive du soutènement diminue la distribution des contraintes sur le soutènement. Ainsi, les contraintes radiales horizontales pour 90 jours depuis le début de l'excavation passent de 4MPa (soutènement mise en place 4 jours avant le déconfinement total) à 0.2 MPa (soutènement mise en place après 5 jours de la fin d'excavation). Le Tableau 4-7 présente les évolutions temporelles des contraintes radiales pour les trois configurations.

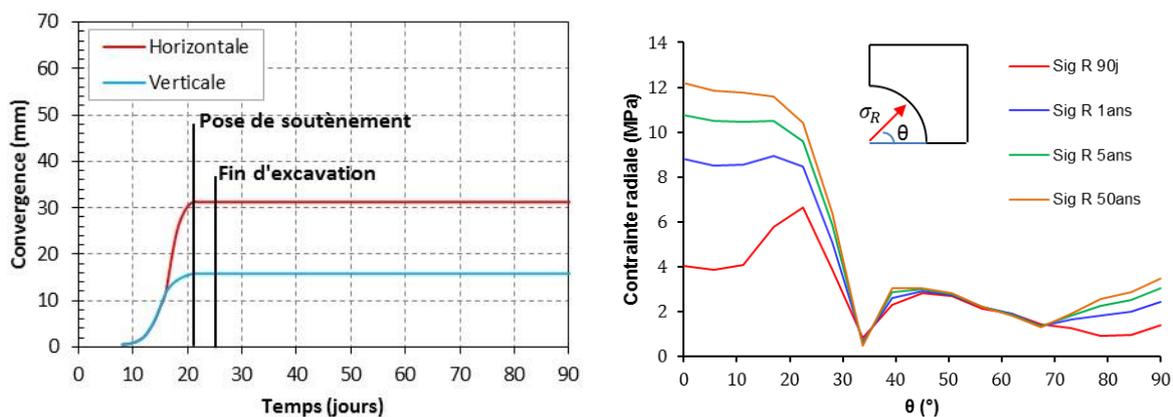


Figure 4-14 : Soutènement très rigide mise en place 4 jours avant le déconfinement total (a)- déplacement bloqué après 21 jours & (b)-distribution des contraintes radiales sur le soutènement

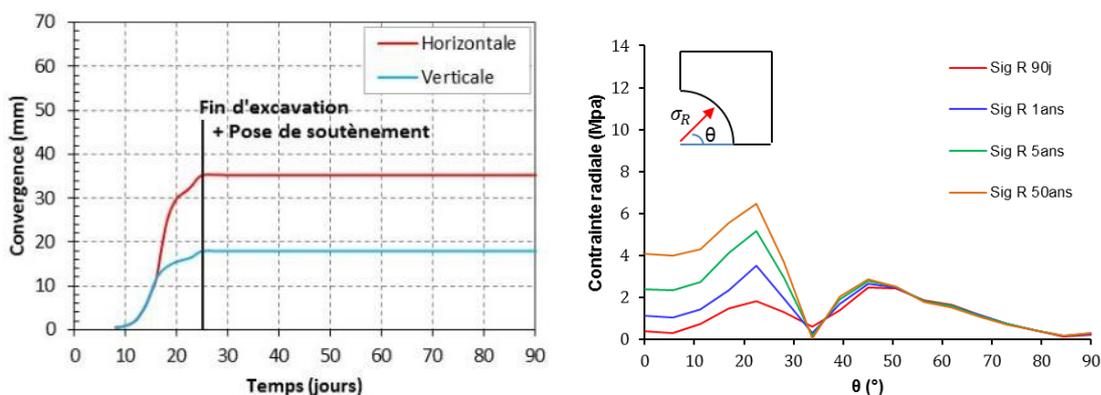


Figure 4-15 : Soutènement très rigide mise en place immédiatement après l'excavation (a)- déplacement bloqué après 25 jours (fin d'excavation) & (b)-distribution des contraintes radiales sur le soutènement

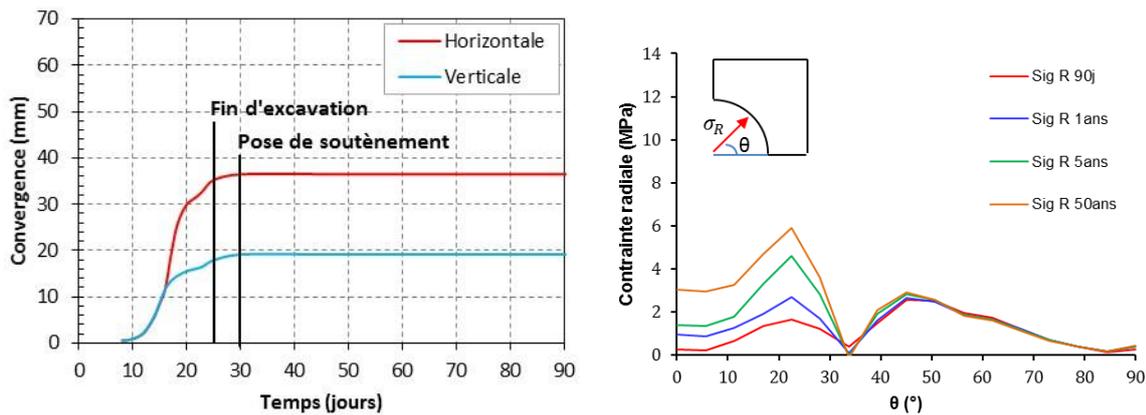


Figure 4-16 : Soutènement très rigide mise après 5 jours de la fin d'excavation (a)-déplacement bloqué après 30 jours (5 jours de la fin d'excavation) & (b)-distribution des contraintes radiales sur le soutènement

4.4. Conclusion et remarque sur les modélisations réalisées avec le code CLEO et le modèle rhéologique SC2D

Les modélisations réalisées sur l'argilite du COx non perturbée pour simuler les excavations des galeries ont été validées dans le cadre d'un benchmark par inter-comparaisons des modélisations et des mesures des zones endommagées fracturées et des convergences dans le laboratoire Meuse/Haute Marne. Globalement, parmi l'ensemble des modèles utilisés dans le benchmark on peut dire sans fausse modestie que le modèle SC2D a donné les meilleurs résultats sur l'ensemble des comparaisons.

Les bonnes simulations numériques par rapport aux résultats des mesures réalisées dans le laboratoire de Meuse/Haute Marne sont le fruit du modèle SC2D avec une calibration réalisée sur des essais de laboratoire en prenant en compte toute l'histoire de la sollicitation du prélèvement jusqu'à la rupture. Ainsi, le modèle SC2D a été construit à partir de l'étude fine de la morphologie de l'argilite du COX qui est constituée de deux phases : l'une argileuse pure et l'autre argile renforcée par de la calcite. Tout ceci induit un comportement hydro-mécanique spécifique. Cette spécificité de l'argilite est modélisée par un comportement couplé composé de deux parties. Une partie du comportement de l'argilite porte sur le renforcement de la phase argileuse par de la calcite, qui s'endommage de manière anisotrope sur des chemins de déformation en extension. L'autre partie concerne la phase purement argileuse qui est modélisée par un comportement élasto-plastique sans endommagement sur des chemins en déformation de compression. Le coefficient de Biot caractérisant l'interaction fluide solide, la perméabilité intrinsèque et la vitesse de déformation de la partie visqueuse dépendent de l'endommagement. L'ensemble est associé à un large domaine élastique avec une pression de consolidation de 300MPa.

$d\sigma'_{ij} = [\tilde{C}_{ijkl}(D) + \tilde{C}_{ijkl}(p')]: d\varepsilon_{kl}^e$ avec $\tilde{C}_{ijkl}(D)$ est le tenseur de rigidité du renforcement de la phase argileuse par de la calcite et $\tilde{C}_{ijkl}(p')$ est le tenseur de rigidité de la phase argileuse. L'intérêt d'une telle approche permet de s'affranchir dans les modélisations de l'utilisation des longueurs caractéristiques.

Dans le modèle SC2D les effets différés nécessite l'activation de la phase argileuse par l'endommagement de la calcite. Ainsi, les effets différés prennent naissance après les décharges hydro-mécaniques et sont couplés à l'endommagement anisotrope.

L'ensemble des modélisations montrent des contraintes radiales très faibles voir nulles pour une orientation à 35°. Dans ce domaine proche de 35°, on constate une absence de :

- Déformation et de contrainte suivant les directions X et Y cf Figure 4-17.
- Zone endommagée suivant les directions X et Y cf Figure 4-18.

Il en résulte que dans le domaine proche de 35°, les déformations sont reprises par des déformations de cisaillement et par l'existence de zone endommagée de cisaillement cf Figure 4-19.

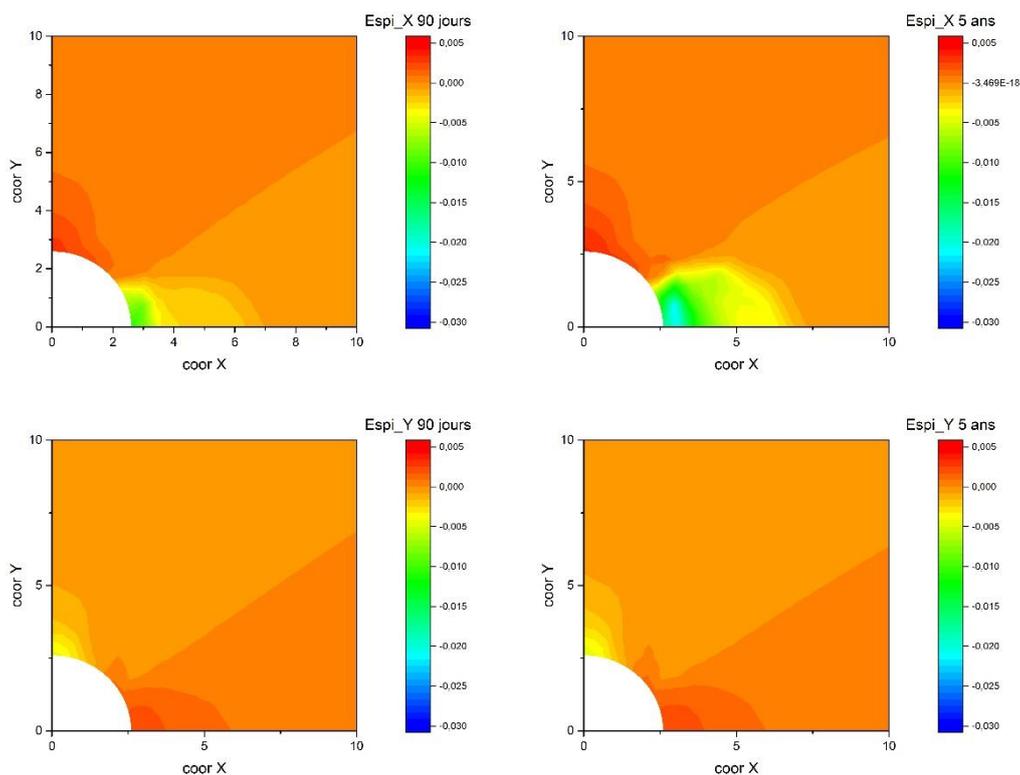


Figure 4-17 : Evolution des déformations suivant les directions X et Y entre 90 jours et 5 ans

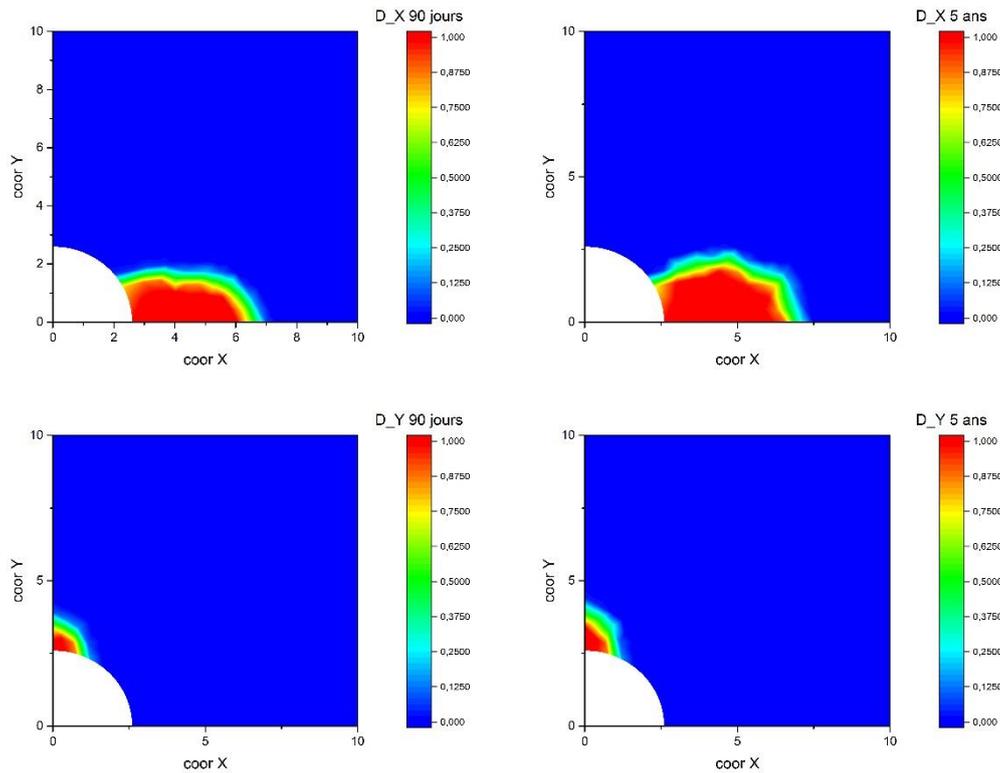


Figure 4-18 : Evolution des zones endommagées suivant contraintes les directions X et Y entre 90 jours et 5 ans

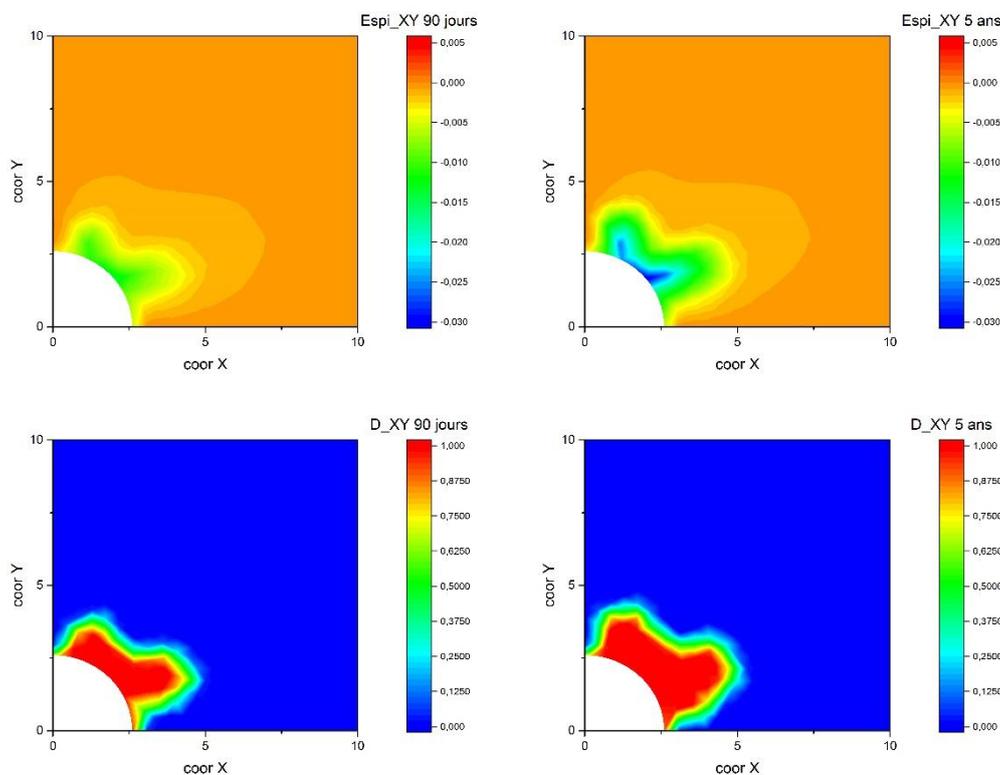


Figure 4-19 : Evolution des déformations et des zones endommagées par cisaillement entre 90 jours et 5 ans

Il en ressort de ces modélisations que la mise en place d'un soutènement, toute de suite après l'excavation, induit des fortes contraintes radiales sur le soutènement. En revanche, la mise

en place d'un soutènement à 5 jours de la fin d'excavation diminue de l'ordre de 80% les contraintes radiales sur le soutènement (Tableau 4-7).

Cette constatation de laisser un espace libre entre le soutènement ou un matériau très compressible à faible rigidité a été l'objet de mon cinquième chapitre portant sur les voussoirs compressibles.

Temps	Contrainte radiale en position horizontale ($\theta = 0^\circ$) (MPa)		
	Soutènement posé 4 jours avant la fin de l'excavation	Soutènement posé à la fin de l'excavation	Soutènement posé après 5 jours de la fin de l'excavation
90 jours	4	0.5	0.2
1 ans	8.8	1.1	1
5 ans	10.7	2.7	1.5

Tableau 4-7 : Evolution temporelle des contraintes radiales en position horizontales ($\theta = 0^\circ$)

Chapitre 5 : L'utilisation de revêtement compressible permettant d'absorber les convergences anisotropes de l'argilite du COx

5.1. Introduction

Pour assurer la stabilité et la sécurité vis-à-vis des personnes circulant dans les galeries, la cavité excavée est munie d'un soutènement. Les soutènements sont classés en deux catégories principales :

- Les soutènements qui améliorent les caractéristiques mécaniques du terrain autour de la cavité. Pour ces types de soutènement on utilise des boulons ou des tirants d'ancrage en association ou non avec le béton projeté.
- Les soutènements qui supportent le terrain. Ils sont mis en contact avec les parois de la cavité excavée par des cintres métalliques, du béton extrudé éventuellement renforcé par des fibres métalliques ou les voussoirs préfabriqués en béton formant des anneaux dans le cas des travaux aux tunneliers.

Le choix du type de soutènement dépend de l'interaction soutènement-terrain. Les modélisations réalisées dans le chapitre 4 ont mis en évidence qu'un soutènement permettant d'absorber les fortes convergences de l'argilite du COx après l'excavation des galeries permettait de réduire de plus de 60% les contraintes sur les soutènements. Par ailleurs, les calculs analytiques du chapitre 2 ont montré qu'un revêtement classique en béton en contact directement avec l'intrados du massif doit posséder une épaisseur importante d'environ 1 m. Dans une telle configuration plusieurs solutions peuvent être adoptées pour limiter les efforts sur les revêtements et donc optimiser le coût des ouvrages souterrains. Le paragraphe suivant propose un tour d'horizon des solutions techniques utilisées dans les soutènements permettant d'absorber les fortes convergences initiales produites par le terrain. Par ailleurs les ouvrages souterrains de stockage des déchets radioactifs ne doivent comporter que des matériaux pérennes (non organiques et dont le comportement est confirmé durant la phase d'exploitation et de réversibilité du stockage). C'est-à-dire que la dégradation des matériaux ne doit pas produire de gaz type hydrogène qui viendraient s'accumuler dans le stockage. De ce fait, l'Andra étudie et qualifie l'utilisation d'un voussoir compressible (VMC), voussoir développé en co-propriété entre l'Andra et l'entreprise CMC.

5.2. Inventaire des soutènements permettant d'absorber les convergences des terrains

On distingue trois grandes classes de soutènements :

- Le boulonnage qui renforce le terrain qui peut être associé à du béton projeté produisant une pression radiale sur la paroi de l'excavation qui permet ainsi au terrain de se soutenir lui-même. Ce type de soutènement n'est pas compressible.
- Le béton projeté dont la mise en place fait l'objet de recommandations de l'AFTES. Son utilisation nécessite l'emploi d'un adjuvant accélérateur de la prise.
- L'intégration dans les soutènements d'éléments compressible, ou de saignée, ou de cintre réticulé.

5.2.1. Soutènements par anneaux adaptatifs .

Afin de réduire les contraintes apportées par le terrain sur le soutènement il faut réaliser un soutènement que nous appellerons « adaptatif » c'est-à-dire permettre la convergence du massif par la déformation du soutènement jusqu'à une certaine valeur prédéfinie de contrainte du terrain (Figure 5-1).

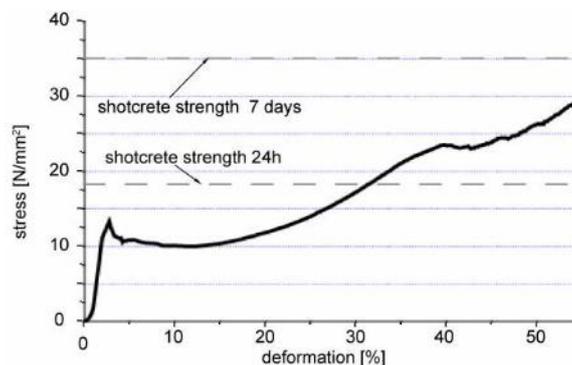


Figure 5-1 : Courbe contrainte-déformation de l'élément en béton haute compressibilité (Thut et al. 2006)

Une des solutions techniques est de laisser un vide entre le terrain et le soutènement. Cette solution n'est cependant pas recommandée voir difficilement réalisable. Une autre alternative est d'introduire dans le vide un matériau de bourrage compressible (Figure 5-3a). Il y a une variété de matériau de bourrage pour remplir l'espace entre le massif et le revêtement. Ainsi, le béton léger est souvent utilisé pour ce remplissage. Ce béton possède une faible masse volumique ($300 < \rho < 800 \text{ kg/m}^3$) et une résistance mécanique faible entre 1 à 2 MPa (Neville 2012). Les résultats mesurés dans le laboratoire souterrain de Bure ont montré une diminution importante de contrainte dans le revêtement en utilisant le mortier compressible composé des billes de polystyrène (Figure 5-2). L'inconvénient du matériau de bourrage à base de mélange mortier-bille polystyrène est la durabilité des polystyrènes ainsi que la résistance au feu dans les ouvrages de stockage des déchets radioactif.

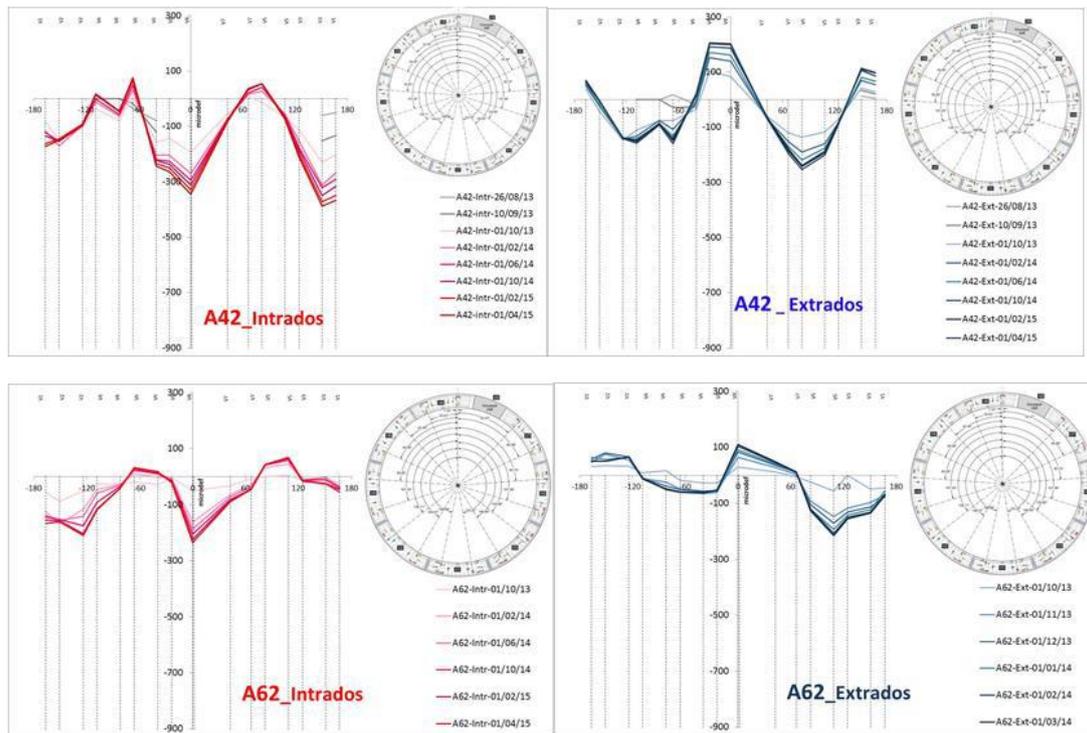


Figure 5-2 : Comparaison de déformation dans l'anneau A42 (remplissage par mortier classique) et l'anneau A62 (remplissage par mortier compressible) (Armand, Plas, et Bosgiraud 2015)

Une autre solution est de réaliser des soutènements intégrant ces éléments déformables matériau compressible ou ressorts (Figure 5-3).

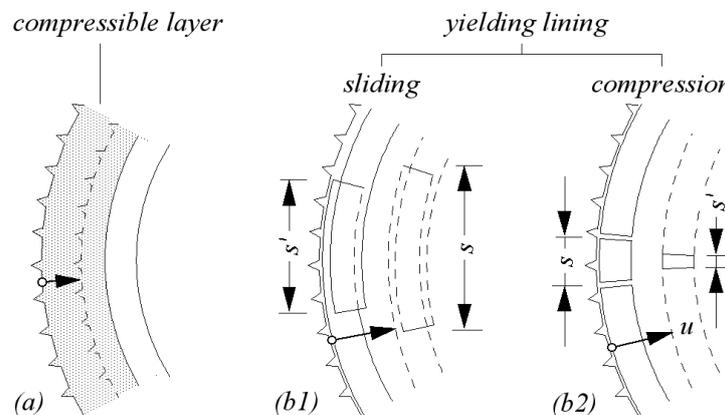


Figure 5-3 : Deux types de support flexible du tunnel (Anagnostou et Cantieni 2007)

5.2.2. Soutènements par voussoirs composites compressibles

Les premières tentatives de réaliser des soutènements avec un matériau de bourrage entre les anneaux et le terrain n'ont pas permis d'introduire une couche uniforme de matériau compressible autour de l'anneau. En effet, la pose des anneaux provoque un contact du soutènement avec le sol du terrain ne permettant pas l'introduction d'un matériau de bourrage compressible. Rappelons que pour des ouvrages classiques en génie civil à faible profondeur (tunnel routier, ..) cette technique est souvent utilisée. En revanche pour des ouvrages de

stockage des déchets radioactifs à grande profondeur les déplacements différentiels entre les galeries et les alvéoles de stockage doivent être réduites. Partant de cette constatation le matériau compressible a été intégré au soutènement.

Ce type de soutènement utilise des anneaux de voussoirs préfabriqués permettant d'absorber les fortes convergences du massif avec une faible augmentation de contrainte sur le soutènement. Ces voussoirs sont constitués d'une couche de matériau encapsulée entre une couche de protection en béton en contact avec le terrain et la couche de soutènement en béton armé. Cette couche en matériau compressible joue le rôle d'un amortisseur en absorbant les fortes convergences du massif. La couche de protection permet le transport et la mise en place des voussoirs sans endommager la couche compressible.

5.3. Matériaux compressibles

Les billes de polystyrènes assemblés avec une barbotine ciment ou avec un béton léger ont été les premiers matériaux compressibles utilisés dans les ouvrages souterrains. Malheureusement, la dégradation des billes de polystyrènes sous forme de gaz ne peut pas être envisagée dans le cas du stockage des déchets radioactifs. Ainsi, le cahier des charges pour le matériau compressible est :

- Pas d'altération au cours du temps
- Grande déformation sous faible contrainte
- Faible coût de production

Les matériaux pérennes produits de manière industrielle et à faible coût sont : (a) les verres & (b) les éléments en terre cuite type briques. Ces matériaux sous forme de blocs possèdent une forte résistance à la compression associés à de très faibles déformations. Ces matériaux doivent être confectionnés sous forme d'élément structural pour offrir une grande déformabilité. Deux types de structure associant de grands vides pour permettre d'obtenir une grande déformabilité sont les tubes creux et les sphères creuses. L'Andra associé à la société CMC ont déposé un brevet sur un matériau composite formé de tube en céramique. Ce travail a porté sur ce type de matériau dans le cadre des voussoirs compressibles.

5.3.1. Programme de qualification des voussoirs compressible conduit par l'Andra

Le voussoir compressible VMC doit répondre à des exigences de mise en place (réalisation, transport et mise en place), ainsi il doit offrir un potentiel compressible le plus large possible. De ce fait, l'Andra souhaite attribuer à cette couche compressible (mélange coques barbotine) un comportement élasto-plastique (Zghondi et al. 2018).

L'Andra a conduit un programme de qualification multi-échelle concernant la qualification et la compréhension du comportement du voussoir compressible (VMC), avec différents types d'essais hydromécanique à l'échelle de la coque (Stasiak et al. 2017), du mélange coque barbotine (formulation, comportement et mise en place), ainsi qu'à l'échelle du voussoir et de l'anneau (Bosgiraud, Armand, et Simon 2017; M. Souley et al. 2017). Cette démarche a conduit à la mise en place au laboratoire souterrain d'un tronçon de galerie creusé par la méthode TBM et comportant une quarantaine d'anneaux compressibles.

5.3.2. Caractéristiques géométriques et mécaniques des coques céramiques tubulaires

Pour réaliser les coques tubulaires, plusieurs opérations sont nécessaires :

- Fabrication d'une pâte à partir d'argilite.
- Extrusion de la pâte d'argilite à travers une filière et découpe à environ 20 mm de longueur.
- Séchage des coques.
- Cuisson pour obtenir des céramiques.

En total 4 campagnes de fabrication ont été effectués par l'Andra dans le but d'homogénéiser la fabrication tout en passant d'une production de quelques kilogrammes de coques à une fabrication industrielle pour la fabrication de voussoir pour la galerie GVA2.

Ces opérations peuvent induire deux types de biais :

- Au niveau de la géométrie des coques.
- Dans l'hétérogénéité de la cuisson, caractérisée par une couleur plus claire.



Photographie 5-1 : Quatre séries des coques tubulaires

Pour quantifier ces biais au niveau élémentaire du matériau compressible, deux types d'essai mécaniques sont effectués sur chaque lot de coques (Tableau 5-1):

- Un essai de compression dans la direction axiale de la coque.
- Un essai Brésilien ecompression radiale de la coque.

Série	Diamètre extérieur (mm)	Epaisseur (mm)	Mode de fabrication
1	~18	~2.5	Phase 1
2	~18	~2.5	Phase 2 – cuisson à température normale
3	~18	~2.5	Phase 2 – cuisson à température plus faible
4	~20	~3.3	Phase 1

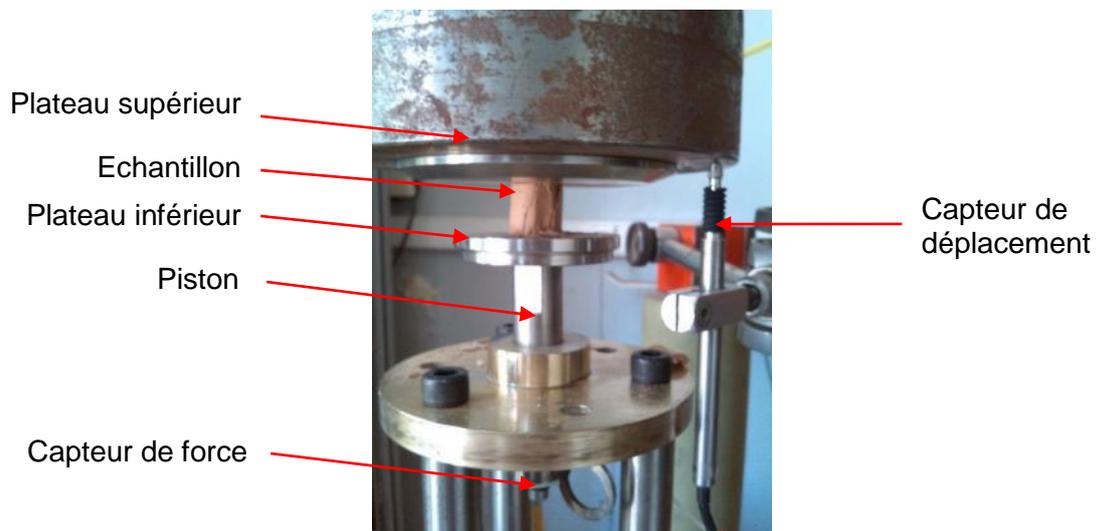
Tableau 5-1 : Les séries de coques céramiques tubulaires

5.3.2.1. Les essais réalisés

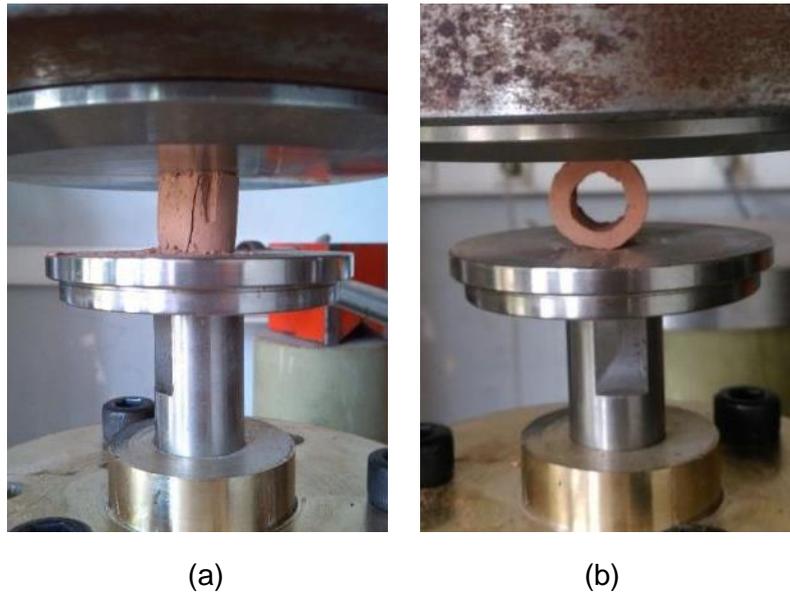
5.3.2.1.1. Appareil d'essai

L'appareil d'essai est constitué d'une presse mécanique sous laquelle a été adopté un plateau supérieur fixé sur la traverse de la presse et un deuxième plateau prenant appui sur un capteur de force MEAS (Photographie 5-2).

Cet appareillage permet de réaliser des essais de compression et Brésilien sur les coques (Photographie 5-3).



Photographie 5-2 : Appareil d'essai de compression et Brésilien



Photographie 5-3 : (a)-Essai de compression ; (b)-Essai Brésilien

5.3.2.1.2. Les essais de compression axiale série 1

La Figure 5-4 présente les résultats des cinq essais de compression, sur les coques D18mm de la série 1. Cette série 1 présente de très grandes différences de parallélisme entre les deux faces avec un écart-type de force de 1.3 kN, soit un coefficient de variation de 49.5% avec une valeur moyenne de la force maximale de 2.63 kN.

Compte tenu du mauvais parallélisme entre les faces des coques de la série 1 nous les avons rectifiées par usinage pour rendre les faces parallèles. La Figure 5-5 présente les résultats des trois essais de compression sur les coques usinées avec deux faces parallèles de la série 1bis. Ces résultats mettent en exergue des forces maximales de compression plus homogènes avec un coefficient de 10.53% et une valeur moyenne de la force maximale de 4 kN.

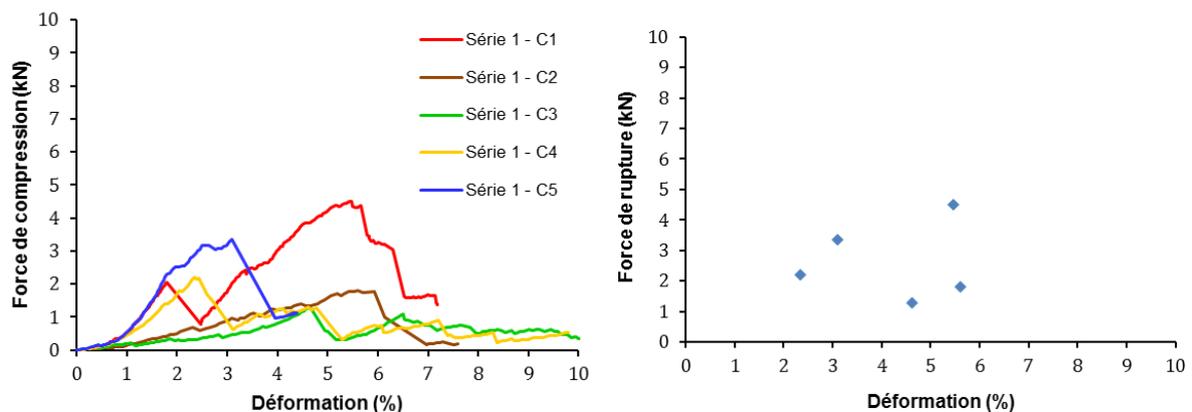


Figure 5-4 : Résultats des essais de compression des coques série 1

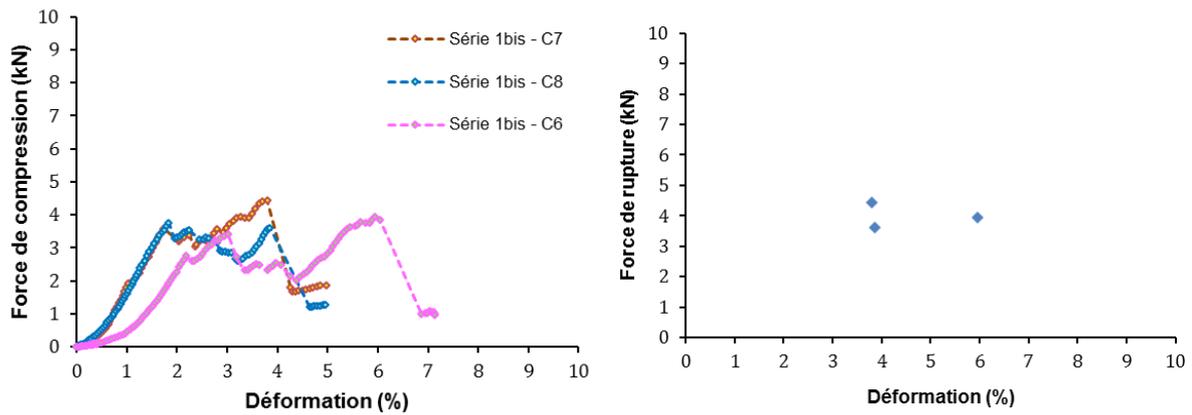


Figure 5-5 : Résultats des essais de compression sur la série 1bis de coques usinées avec des faces parallèles

5.3.2.1.3. Les essais de compression axiale série 2

Les résultats des essais de compression axiale de la série 2 sont présentés sur la Figure 5-6. Pour cette série 2 l'écart-type de la force maximale est de 1.95 kN soit un coefficient de variation de 42.32% avec une valeur moyenne de la force maximale de 4.6 kN. En supprimant l'essai C1 l'écart-type de la force maximale devient 0.37 kN avec un coefficient de variation de 9.76% associé à une valeur moyenne de 3.74 kN.

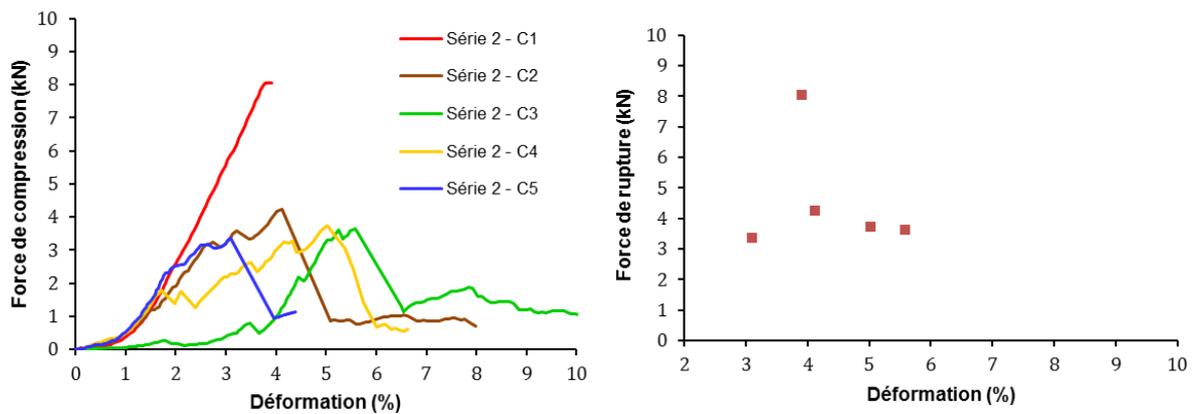


Figure 5-6 : Résultats des essais de compression des coques série 2

5.3.2.1.4. Les essais de compression axiale série 3

La Figure 5-7 présente les essais de compression axiale de la série 3. L'écart-type de la force maximale pour cette série 3 est de 0.9 kN soit un coefficient de variation de 19.72% avec une valeur moyenne de la force maximale de 4.57 kN.

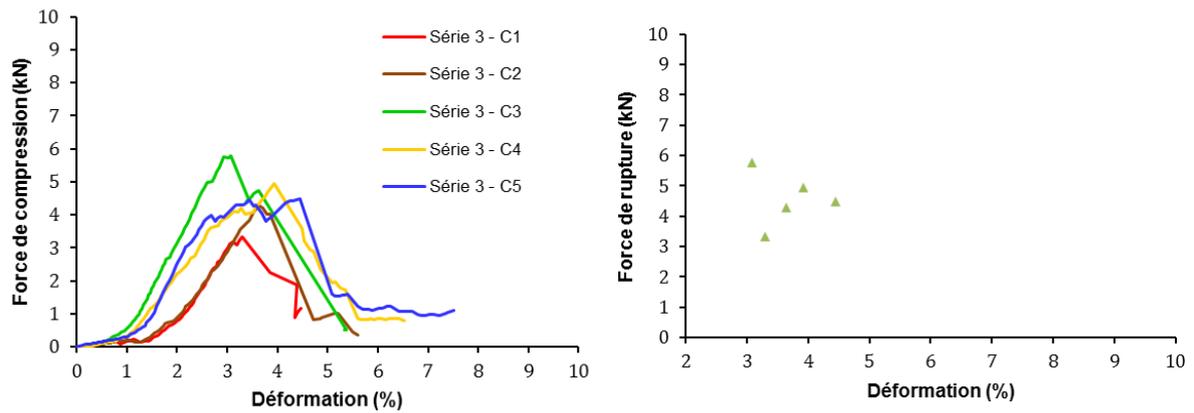


Figure 5-7 : Résultats des essais de compression des coques série 3

5.3.2.1.5. Les essais de compression axiale série 4

Les coques de 20 mm de diamètre de la série 2 présentent une valeur moyenne de force maximale de 7.21 kN avec l'écart-type de 0.86 kN soit un coefficient de variation de 11.93% (Figure 5-8).

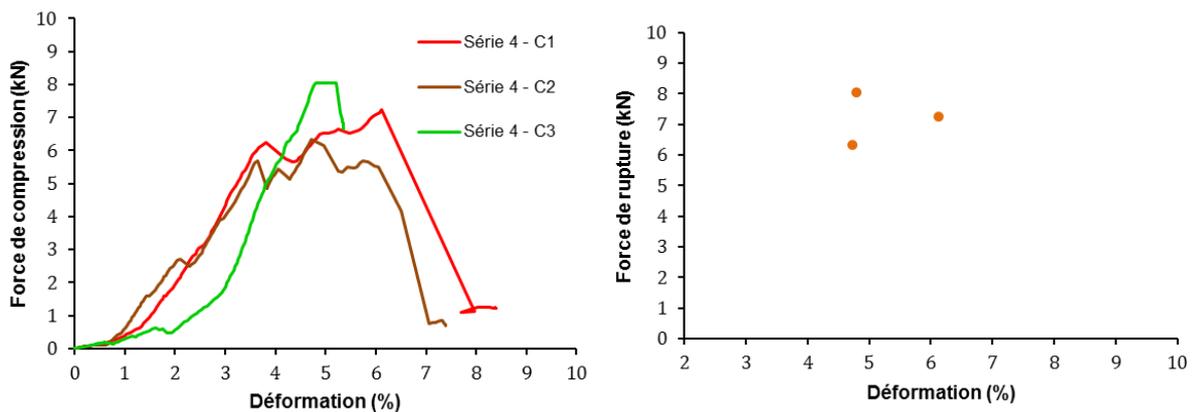


Figure 5-8 : Résultats des essais de compression des coques série 4

5.3.2.1.6. Essais de compression radiale (essai Brésilien) série 1

La Figure 5-9 présente les résultats des sept essais Brésilien sur la série 1. La force moyenne maximale d'écrasement est de 0,08 kN avec un écart-type de 0,039 kN engendrant un coefficient de variation de 48.68%.

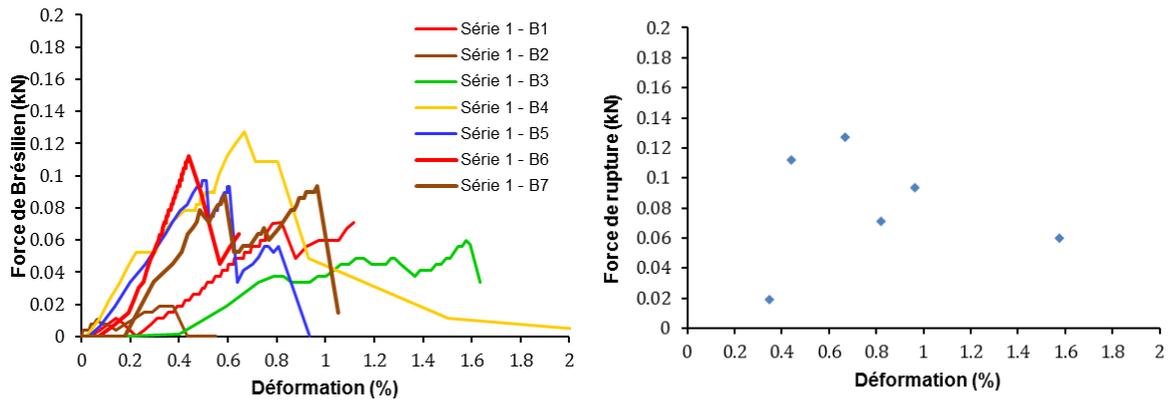


Figure 5-9 : Résultats des essais Brésilien sur les coques série 1

5.3.2.1.7. Essais de compression radiale série 2

Les résultats des essais de Brésilien les coques de la série 2 sont présentés dans la Figure 5-10. La force moyenne maximale d'écrasement est de 0,09 kN avec un écart-type de 0,028 kN engendrant un coefficient de variation de 30.75%.

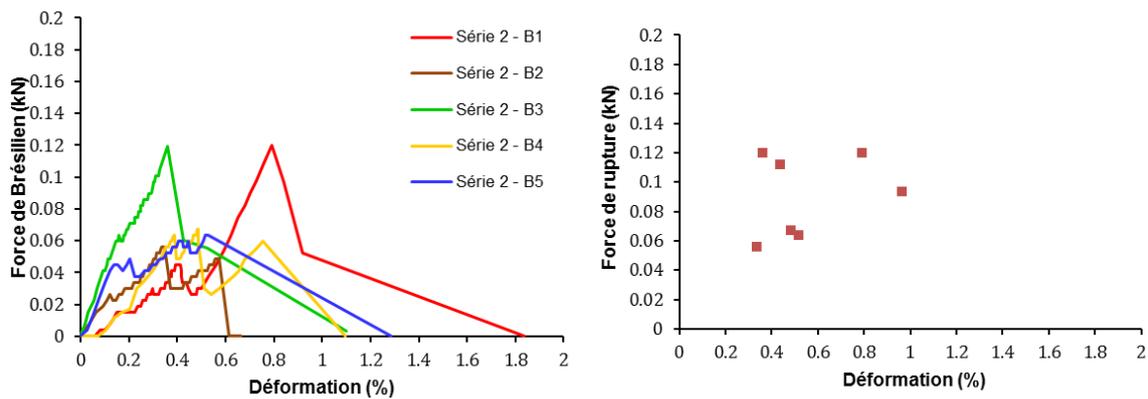


Figure 5-10 : Résultats des essais Brésilien sur les coques série 2

5.3.2.1.8. Essais de compression radiale série 3

La Figure 5-11 présente les résultats des cinq essais Brésilien sur les coques de la série 3. La force moyenne maximale d'écrasement est de 0,091 kN avec un écart-type de 0,04 kN engendrant un coefficient de variation de 43.75%.

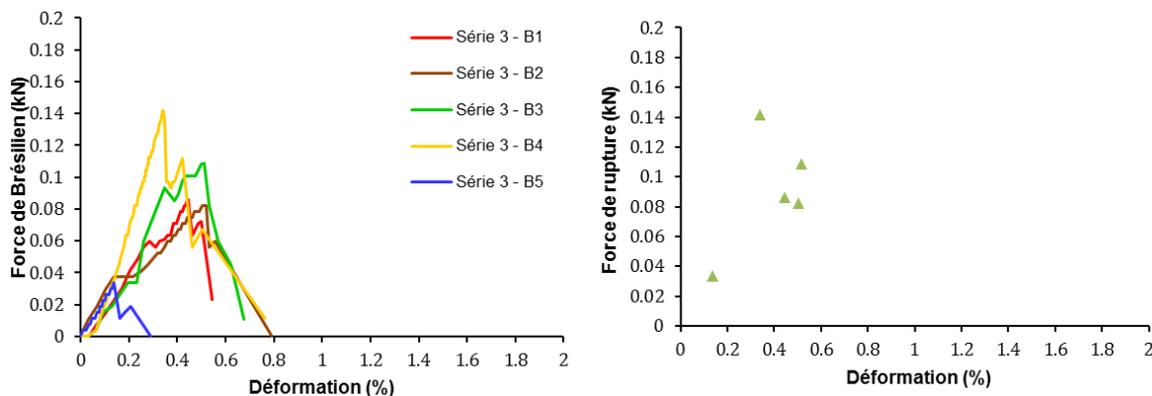


Figure 5-11 : Résultats des essais Brésilien sur les coques série 3

5.3.2.1.9. Essais de compression radiale série 4

La force moyenne maximale d'écrasement des coques de la série 4 est de 0.211 kN avec un écart-type de 0.042 kN correspondant à un coefficient de variation de 20.06% (Figure 5-12).

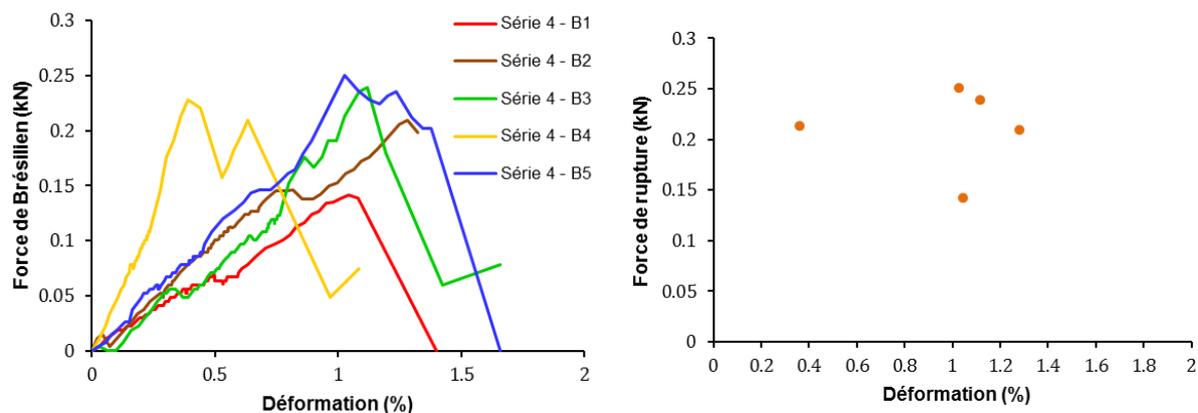


Figure 5-12 : Résultats des essais Brésilien sur les coques série 4

5.3.2.1.10. Conclusion des essais sur les coques tubulaires

La Figure 5-13 rassemble les résultats des quatre séries en compression axiale et en compression radiale. Les forces moyennes maximales en compression axiale et en compression radiale avec leurs écart-types et coefficients de variation sont présentées dans le Tableau 5-2.

Le coefficient de variation le plus important est observé sur la série 1. Il résulte principalement des défauts de parallélisme entre les deux faces des coques comme le montre dans la **Error!**

Reference source not found..

	Série	Force de rupture moyenne (kN)	Ecart-type de force (kN)	Coefficient de variation (%)
Essai de compression axiale	1	2.63	1.30	49.50
	2	3.74	0.37	9.76
	3	4.57	0.90	19.72
	4	7.21	0.86	11.93
Essai de compression radiale	1	0.080	0.039	48.68
	2	0.090	0.028	30.75
	3	0.091	0.040	43.75
	4	0.211	0.042	20.06

Tableau 5-2 : Force de rupture des coques tubulaires

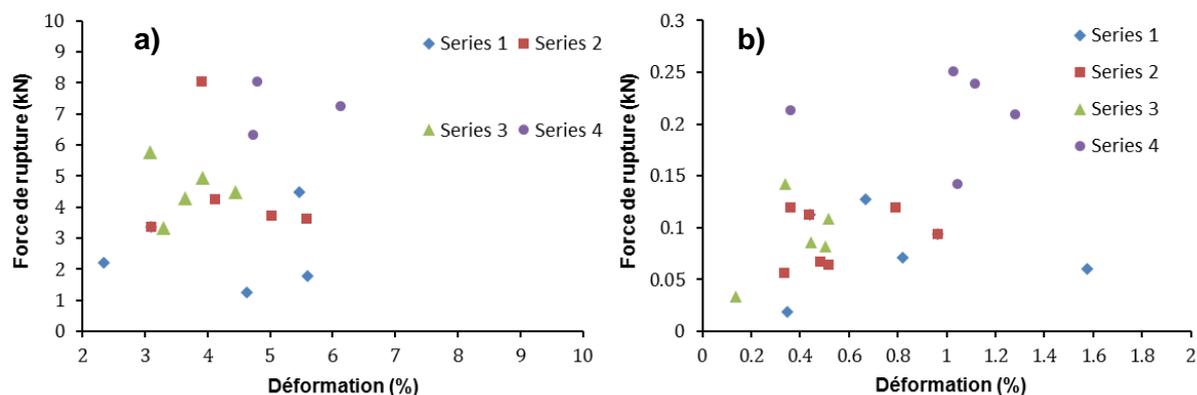


Figure 5-13 : Comparaison des résultats de (a)-Compression ; (b)-Brésilien

5.3.2.1.11. Evolution de la densité du matériau compressible à base de coques tubulaires

La compressibilité du matériau compressible constitué de coques tubulaires est contrôlée par l'indice des vides ou la densité. Nous avons choisi la densité du matériau compressible qui est directement accessible par pesée. Cette densité dépend de la façon dont la mise en place des coques tubulaires dans un volume donné est réalisée. Pour évaluer la densité, une série d'essai est réalisée par déversement des coques dans des moules de différentes hauteurs.

Les essais ont été réalisés dans les tubes TUBOTEC (Photographie 5-4) de diamètre intérieur égal à 345 mm et pour quatre hauteurs : 50 mm, 100 mm, 150 mm et 200 mm correspondant à quatre volumes de matériau.



Photographie 5-4 : Evaluation de la densité des coques

On constate une variation de la densité en fonction du volume et de la méthode de mise en place des coques. Cette variation diminue avec l'augmentation du volume de remplissage (Tableau 5-3).

La Figure 5-14 présente l'ensemble des résultats obtenus avec les coques D18mm correspondant aux quatre volumes de moule et aux deux modes de remplissage.

Diamètre (mm)	Hauteur (mm)	Volume (l)	Densité par déversement (g/l)	Densité par couches (g/l)	Variation de densité (g/l)	Variation relative de densité (%)
345	50	4.67	541.92	586.10	44.18	7.53
345	100	9.34	560.53	595.62	35.00	5.89
345	150	14.00	573.87	603.25	29.38	4.87
345	200	18.69	577.81	601.18	23.37	3.88

Tableau 5-3 : Evolution des densités résultantes des modes des remplissages et des volumes

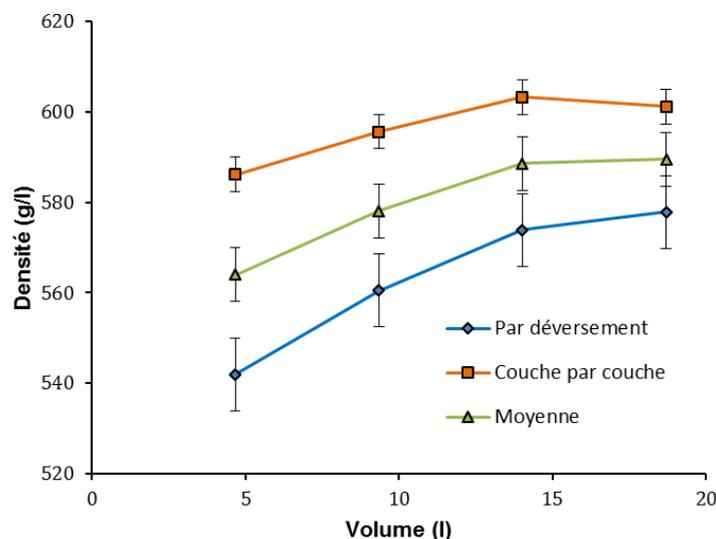


Figure 5-14 : Evolution des densités en fonction du volume et de la mise en place pour les coques D18mm

5.4. Etude de l'assemblage des coques tubulaires pour former la couche de matériau compressible

Les voussoirs des anneaux en béton pour les soutènements sont réalisés dans des moules. La première couche en béton armé est mise en place dans le fond du moule et correspond au soutènement proprement dit. La couche de matériau compressible est disposée sur la première couche. A cette couche de coques tubulaires essentiellement frottant doit être associée une cohésion pour la mise en place avec une bonne homogénéité de la couche. Cette cohésion est obtenue par le mélange coques-barbotine ciment. Au-dessus de la couche compressible, une couche de protection termine le voussoir (Figure 5-15).

Le mélange coques tubulaires en céramique et barbotine ciment est réalisée dans une bétonnière. La quantité de barbotine ciment doit être optimisée afin de limiter la quantité de ciment envahissant les tubes en céramiques lors du malaxage. La première campagne

d'essais a porté sur la compressibilité du composite béton de structure-matériau compressible et béton de protection.

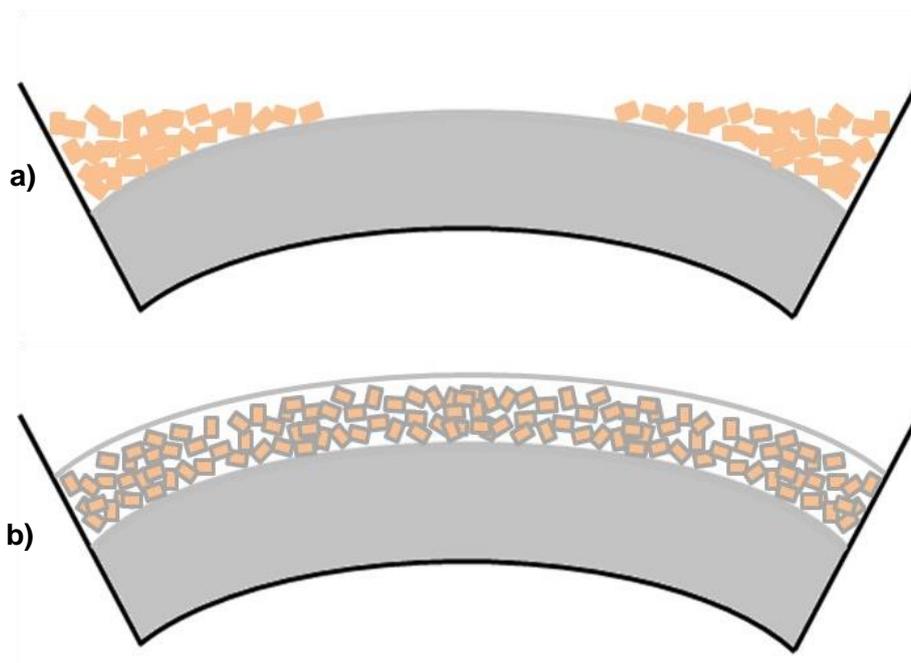


Figure 5-15 : Schéma d'un élément de voussoir avec son béton de structure (a) coques sans cohésion & (b) coques avec barbotine

5.4.1. Etude des compressibilités sur des chemins œdométriques du composite béton de structure-couche compressible-béton de protection

Différentes formulations et mode de fabrications ont été étudiées dans notre laboratoire (EGC) et d'autres au sein de l'entreprise de fabrication des voussoirs compressibles (Stradal) pour la galerie GVA2 de l'Andra.

Les essais sont réalisés dans un œdomètre de diamètre 350 mm et de hauteur utile 180 mm. La confection des échantillons a nécessité la fabrication des moules en PVC.

5.4.1.1. Les moules pour la fabrication des échantillons

La Figure 5-16 présente le plan de moule de fabrication de l'échantillon œdométrique et la Photographie 5-5 présente le moule réalisé. Les moules se composent de trois parties suivantes :

5.4.1.1.1. Les moules pour la fabrication de la galette du béton de protection

Une plaque en PVC de dimension 450×450 mm et d'épaisseur 25 mm référencée 10 est réalisée en deux parties avec un alésage central de 350 mm+0-0.1. Cette plaque 10 est assemblée par 2 goujons et deux tiges filetées référencées 12 et fixée sur une plaque PVC

d'épaisseur 15 mm référencée 11 par 2 tiges filetées référencées 13. Une plaque en acier inoxydable d'épaisseur 5 mm référencée 14 est installée dans le fond du moule

5.4.1.1.2. Les moules pour la fabrication de la galette du béton de structure

Ici la plaque de PVC en deux parties de 450x450 mm avec son alésage central de 350 mm possède une épaisseur de 15 mm référencée 15. Cette plaque est assemblée par 2 goujons et 2 tiges filetées référencées 16. L'ensemble de ces demi plaques 15 est fixée sur une plaque PVC de 15 mm d'épaisseur référencées 17 par 2 tiges filetées référencées 18. Une plaque en acier d'épaisseur 5 mm référencée 19 est installée dans le fond du moule.

5.4.1.1.3. Les moules pour la fabrication du matériau compressible coques avec barbotine

Les moules pour la réalisation du matériau compressible sont constitués d'un empilement de plaques en PVC en deux parties de 450x450 mm avec des alésages centraux de 350 mm. Ainsi, ces plaques sont respectivement constituées pour: (a) l'épaisseur de coques de 50mm d'une plaque d'épaisseur 50 mm référencée 20 avec 2 goujons et 2 tiges filetées référencées 21, (b) l'épaisseur de matériau compressible de 100 mm par 2 plaques référencées 20 d'épaisseur 50 mm et 22 d'épaisseur 50 mm avec 4 goujons et 4 tiges filetées référencées 21 et 22 et (c) l'épaisseur 130 mm de coques résulte de l'empilement de trois plaques référencées 20 d'épaisseur 50mm, 22 d'épaisseur 50 mm et 24 d'épaisseur 30 mm. L'assemblage des plaques en demi-partie est réalisé par goujons et par tiges filetées référencées 21, 23 et 25. Ensuite les plaques correspondant à la hauteur souhaitée de matériau compressible seront assemblées sur le moule de la galette du béton de protection par deux centreurs référencés 26 et complétés par le moule de la galette du béton de structure. Le maintien de l'ensemble des moules est réalisé par deux tiges filetées référencées 27.



Photographie 5-5 : Moule en PVC de fabrication de l'échantillon œdométrique

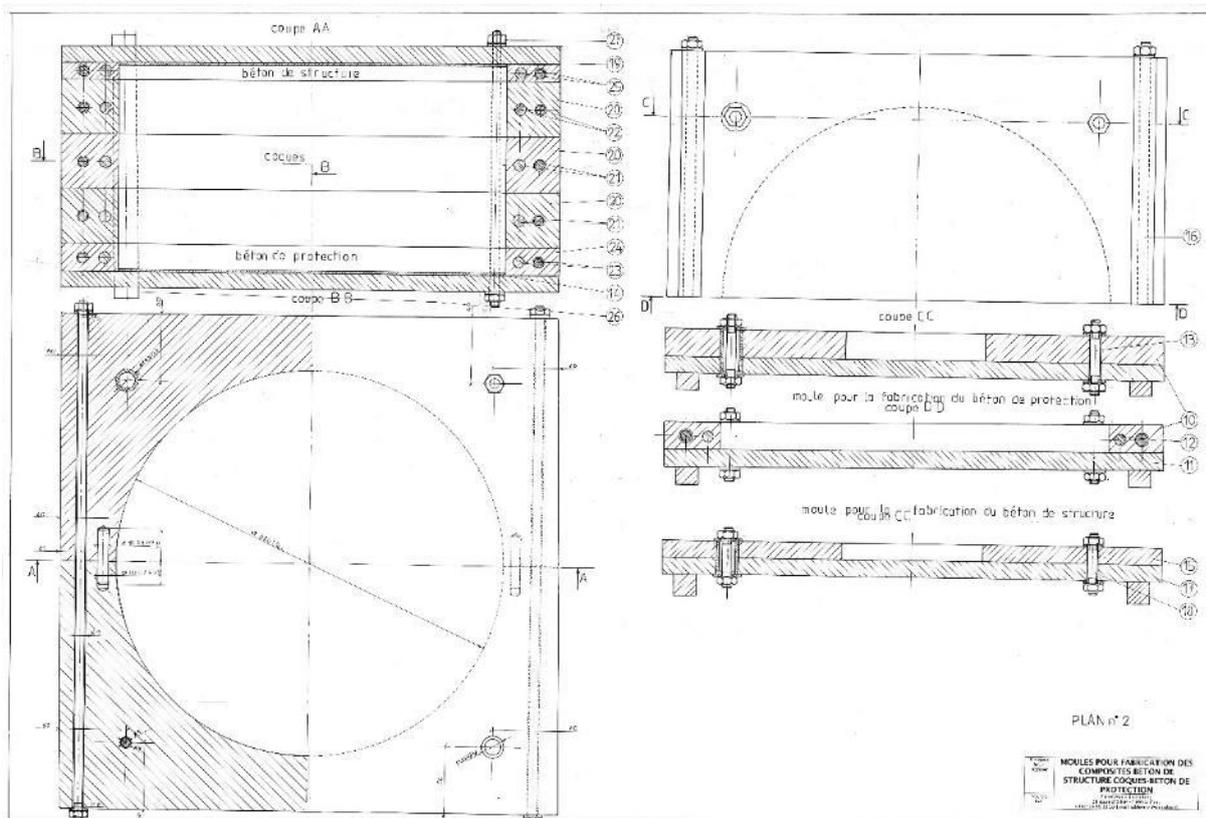


Figure 5-16 : Plan du moule de fabrication de l'échantillon pour l'essai de compression œdométrique

5.4.1.2. La fabrication des échantillons dans les moules en PVC

5.4.1.2.1. Modes opératoires pour l'enrobage des coques avec de la barbotine

Deux modes de préparation des coques : sèches et humidifiées par immersion dans un bac d'eau. L'enrobage des coques avec de la barbotine (Sable/Ciment/Eau = 6/3/2) correspond à deux modes opératoires :

Premier mode d'enrobage des coques sèches pour obtenir les plus grandes proportions de poids de barbotine par rapport au poids des coques :

Ce mode d'enrobage impose deux étapes :

- Etape 1 : Plonger les coques sèches dans le bain de barbotine
- Etape 2 : Laisser égoutter les coques sur un tamis pour éliminer la barbotine à l'intérieur des trous des coques. Le temps d'égouttage modifie le pourcentage du poids de barbotine par rapport au poids des coques.

Deuxième mode d'enrobage des coques humidifiées pour obtenir les plus faibles proportions de poids de barbotine par rapport au poids des coques :

Ici quatre étapes sont nécessaires pour conduire cet enrobage :

- Etape 1 : Immersion des coques dans un bac d'eau.
- Etape 2 : Egoutter les coques sur un tamis pour ne maintenir qu'un mouillage des surfaces des coques.
- Etape 3 : Plonger les coques mouillées dans le bain de barbotine.
- Etape 4 : Retirer les coques enrobées de barbotine avec une fourche possédant un écartement entre dents d'environ 10mm pour éliminer le surplus de barbotine.

5.4.1.2.2. Mode opératoire pour assembler les coques enrobées et les galettes en béton

A environ un jour après la fabrication des galettes en béton, le moule (pour la hauteur de 50mm) ou les moules (pour les hauteurs 100mm et 130mm) pour la réalisation des coques enrobées avec de la barbotine sont assemblés sur le moule de la galette du béton de protection. Cet assemblage est réalisé par les étapes suivantes :

- Etape 1 : Enlever les tiges filetées entre le moule de la galette de béton de protection et sa plaque support.
- Etape 2 : Assembler les demi coquilles des moules des coques par deux tiges filetés.
- Etape 3 : Positionner les moules des coques sur le moule avec sa galette de protection par l'intermédiaire de deux centreurs (2 tiges de diamètre 20mm).
- Etape 4 : Assemblage de l'ensemble des moules avec la galette de béton de protection et des moules des coques sur la plaque PVC support du moule du béton de protection par deux tiges filetées.
- Etape 5 : Introduction des coques enrobées de barbotine dans le moule par couche en prenant soin de bien les répartir.
- Etape 6 : Installer le moule avec sa galette de structure sur l'ensemble des moules de protection et des coques.
- Etape 7 : Coiffer l'ensemble par une plaque PVC et la fixer sur la plaque support du béton de protection par quatre tiges filetées.
- Etape 8 : Retourner l'ensemble pour permettre à la barbotine de s'égoutter sur la galette en béton de structure.

Les études précédentes ont montré une hétérogénéité de la résistance mécanique à l'échelle des coques élémentaires ainsi que la dépendance de la densité du matériau compressible à la mise en place des coques. En plus, l'introduction de la barbotine pouvant induire un réarrangement des coques et la création d'une cohésion. Afin d'évaluer le comportement de l'ensemble des coques, des séries d'essai œdométrique sur les échantillons de type galettes composites (Photographie 5-6) ont été réalisées avec les différentes épaisseurs du matériau compressible et proportions de la barbotine de collage des coques.

5.4.1.3. *Aperçu global des échantillons testés*

Douze échantillons ont été réalisés en trois épaisseurs de 50 mm, 100 mm et 130 mm avec une variation de proportion de barbotine de 0 à 1.54 (Tableau 5-4). La Photographie 5-6 présente deux échantillons avec barbotine de collage réalisé au laboratoire.

Echantillon	Diamètre des coques	Epaisseur du matériau compressible	Présence de barbotine	Poids de barbotine	Poids des coques	Proportion du poids de barbotine/coques	Préparation des coques	Agés au jour d'essai
	(mm)	(mm)		(g)	(g)			(jours)
EN1	18	135	Sans	0	7108	0		
EN2	18	130	Avec		6790		Mouillé	12
EN3	18	130	Avec		6800		Mouillé	27
EN4	20	130	Avec		7480		Mouillé	16
EN5	20	130	Sans	0	7455	0		
EN6	18	100	Avec	2092	5651	0.37	Mouillé	16
EN7	18	50	Avec	1178	2646	0.45	Mouillé	16
EN8	18	130	Avec	3694	7098	0.52	Sèche	57
EN9	18	130	Avec	9530	6635	1.44	Sèche	40
EN10	18	130	Avec	10065	6520	1.54	Sèche	43
EN11	18	130	Avec	9980	7098	1.41	Mouillé	
EN12	18	130	Avec	5610	7098	0.78	Mouillé	28

Tableau 5-4 : Echantillons œdométriques fabriqués par EGC



Photographie 5-6 : Echantillon œdométrique avec barbotine de collage

5.4.1.4. Appareil d'essai et ses système de chargement et d'acquisition

5.4.1.4.1. Cellule œdométrique

Le développement du nouvel appareil œdométrique est basé sur la maquette Phebus (Figure 5-17) qui est constituée d'un cylindre en bronze de diamètre intérieur 350 mm, d'épaisseur 40 mm et de hauteur 390 mm. A l'intérieur du cylindre coulisse un piston de hauteur 180 mm avec une tige de 50 mm de diamètre laissant un volume d'essai de hauteur 210 mm pour un diamètre de 350 mm. Cette maquette a été réalisée dans le cadre d'un projet européen pour l'étude de la désaturation des ouvrages résultants de la ventilation. Ainsi, un tube central en rouge sur la Figure 5-17 est mis en place sur le piston dans lequel circule un air à état hydrique contrôlé. L'échange entre un échantillon d'argilite et l'air circulant dans le tube est obtenu par l'intermédiaire d'un tube crépiné recouvert d'un fritté poreux. Pour les essais de compressibilité sur des galettes de composite, la maquette Phebus nécessite certains aménagements :

- Suppression du tube central et obturation par des bouchons des passages à travers le couvercle et la tige du piston.
- Installation des mesures de déplacement sur la tige du piston.
- Nouveau dispositif de chargement.

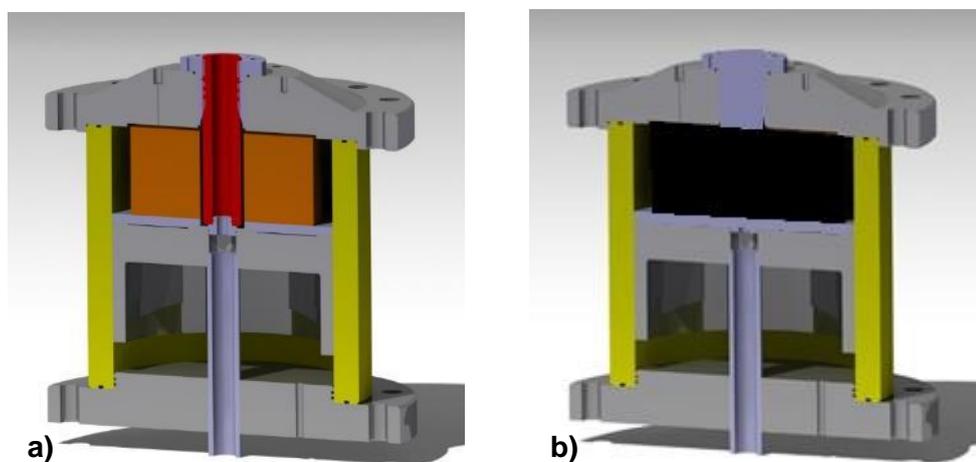


Figure 5-17 : Vue schématique de la maquette Phebus a)-Avant aménagement ; b)-Après aménagement

5.4.1.4.2. Dispositif de mesure de déplacement axial

Les mesures du déplacement résultant du chargement sont réalisées par mesure électrique via un capteur LVDT et une mesure visuelle par comparateur. Compte tenu de la place disponible sous la table supportant la maquette, les dimensions du comparateur et du capteur LVDT ne doivent pas excéder 50 mm. Ce dispositif (Figure 5-18) comporte un bras de support du comparateur et du capteur fixé sur la tige du piston par pincement. Compte tenu que pour l'épaisseur de matériau compressible de 130 mm le déplacement maximal attendu serait de

65 mm, une remise à zéro du comparateur et du capteur LVDT est nécessaire. Pour cela deux butées amovibles permettant par des translations de 45 mm d'obtenir des mesures de déplacements de 45mm, 90mm et 135mm. Ces butées amovibles sont réalisées dans un support solide d'un bras fixé sous la table supportant la maquette.

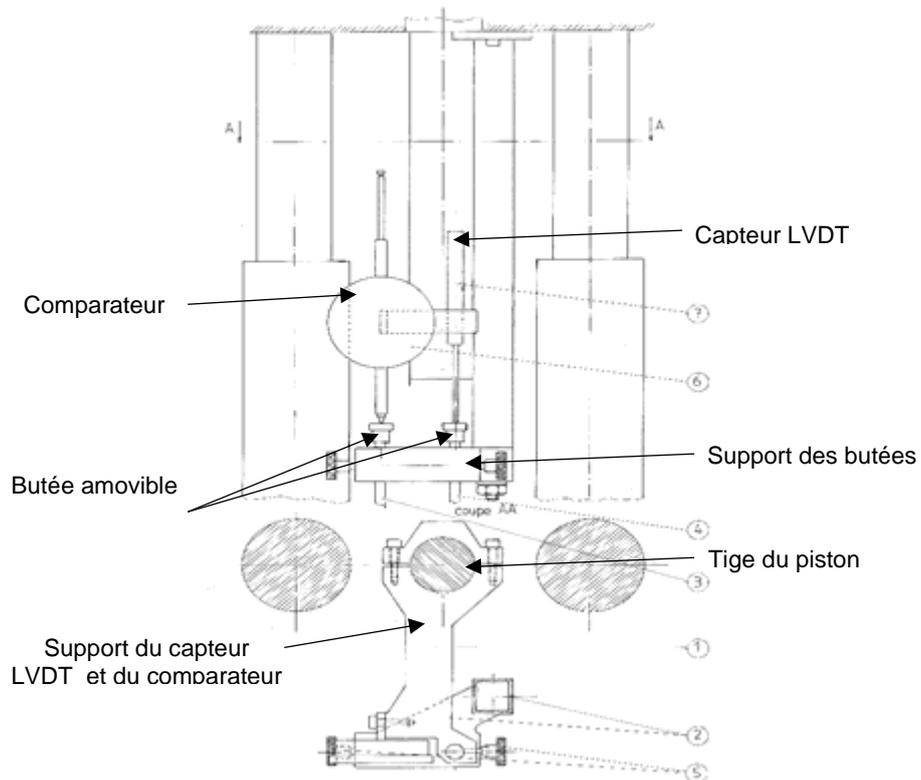


Figure 5-18 : Dispositif des mesures du déplacement axial du piston

5.4.1.4.3. Dispositif de chargement

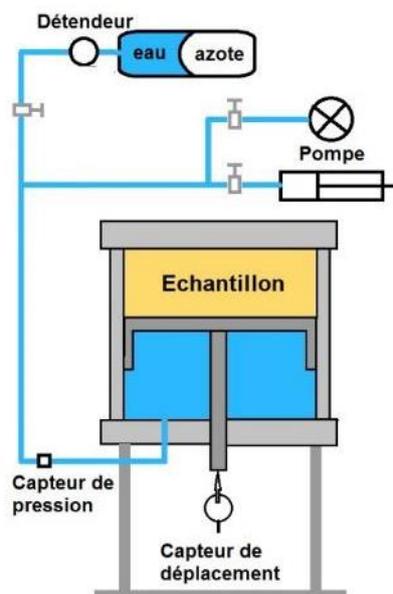


Figure 5-19 : Vue schématique de dispositif de chargement

La Figure 5-19 présente le dispositif de chargement mécanique permettant de réaliser le chargement mécanique. Ce dispositif est constitué d'une pompe électrique et d'une pompe manuelle permettant de compenser les jeux entre le piston et le couvercle supérieur lors de la mise en place de la galette de composite bétons-matériau compressible (coques). Le chargement mécanique sera réalisé par paliers. Le passage d'un palier de chargement à un autre s'effectuera après stabilisation des déplacements (Courbe CV). Chaque palier de chargement sera réalisé grâce à un accumulateur azote-eau d'une capacité de 25 litres gonflé à 20MPa. La pression d'eau générée sous le piston de la maquette sera régulée par l'intermédiaire d'un détendeur eau-eau de 0 MPa à 20MPa.

5.4.1.4.4. Acquisition des données

Les données des capteurs sont enregistrées en temps réel sur l'ordinateur à l'aide d'une centrale d'acquisition Agilent 34970A qui permet acquérir les données des 22 canaux en même temps. Ces valeurs enregistrées permettent de tracer la courbe de contrainte-déformation.

5.4.1.4.5. Mode opératoire d'un essai de compressibilité œdométrique

La surface extérieure des coques des galettes de composite est entourée d'un ruban adhésif entoilé pour éviter l'endommagement de la jupe de la maquette Phebus au cours de l'essai de compressibilité.

L'installation de la galette de composite dans la maquette Phebus comporte toute une série d'étapes :

- Etape 1 : Mise en marche du dispositif de chargement par la vérification ou le remplissage en eau de l'accumulateur à environ 50% de sa capacité (environ tous les deux essais) et s'assurer que la bouteille d'azote de chargement possède une pression supérieure à 15 MPa (Figure 5-19).
- Etape 2 : Descente du piston correspondant à l'épaisseur de la galette de composite à tester + 1 à 2 cm (pour éviter de comprimer la galette lors de la mise du couvercle)
- Etape 3 : Mise en place des mesures de déplacements du piston par l'intermédiaire d'un comparateur mécanique de course 50mm et d'un capteur LVDT de course 50 mm. Pour les galettes de 130 mm de coques une remise à zéro du comparateur et du capteur devra être réalisée en cours d'essai par translation des butées amovibles (Figure 3-20).
- Etape 4 : Mise en place de la galette dans la jupe de la maquette Phebus. Compte tenu du poids de la galette sa descente jusqu'à la mise en contact du piston est réalisée avec un palan avec l'accrochage de sa chaîne à l'anneau fixé sur la galette. La surface

des rubans adhésifs protégeant les coques est graissée pour faciliter la descente de la galette (Photographie 5-7).

- Etape 5 : Installation du couvercle sur la jupe de Phebus et des goujons de fixation du couvercle sur l'embase.
- Etape 6 : Diminution du jeu entre la face supérieure de la galette et le couvercle (mise en contact) par déplacement du piston réalisé avec la pompe électrique. Le contrôle du déplacement de la surface supérieure de la galette est réalisé à travers le chapeau du couvercle.
- Etape 7 : Fermeture du chapeau du couvercle par 6 vis BTR et mise à zéro du comparateur et du capteur LVDT.
- Etape 8 : Mise en marche du système d'acquisition de la pression et du déplacement grâce à une centrale Agilent.
- Etape 9 : Chargement lent de la galette jusqu'à environ 1 MPa par augmentation de la pression d'eau sous le piston grâce à une pompe électrique.
- Etape 10 : Reprise du chargement par le dispositif accumulateur eau-azote et détenteur eau jusqu'à 14 à 15 MPa.



Photographie 5-7 : Mise en place de l'échantillon dans la cellule œdométrique

5.4.2. Résultats des essais de compressibilités œdométriques

5.4.2.1. Synthèse des résultats

Pour chaque échantillon, la courbe contrainte-déformation a été tracée ce qui permet déterminer la cohésion de la barbotine, la limite de la déformation élastique, la déformation plastique et la compressibilité du matériau compressible. Il y a deux types de courbes caractéristiques du matériau compressible :

- Le premier type est la courbe du matériau compressible sans barbotine de collage (Figure 5-20). Elle est caractérisée par une cohésion nulle et un module œdométrique faible de l'ordre de 3 à 4 MPa jusqu'à 30% de déformation (Figure 5-21). Le comportement du matériau compressible est du type matériau frottant.
- Le deuxième type est du matériau compressible avec la barbotine de collage (Figure 5-22). Elle se caractérise par un domaine élastique au début du chargement (Figure 5-23). Dès que la contrainte axiale atteint le seuil d'élasticité, la cohésion entre les coques est rompue, le comportement du matériau compressible devient du type matériau frottant comme dans le cas où il n'y a pas présence de barbotine.

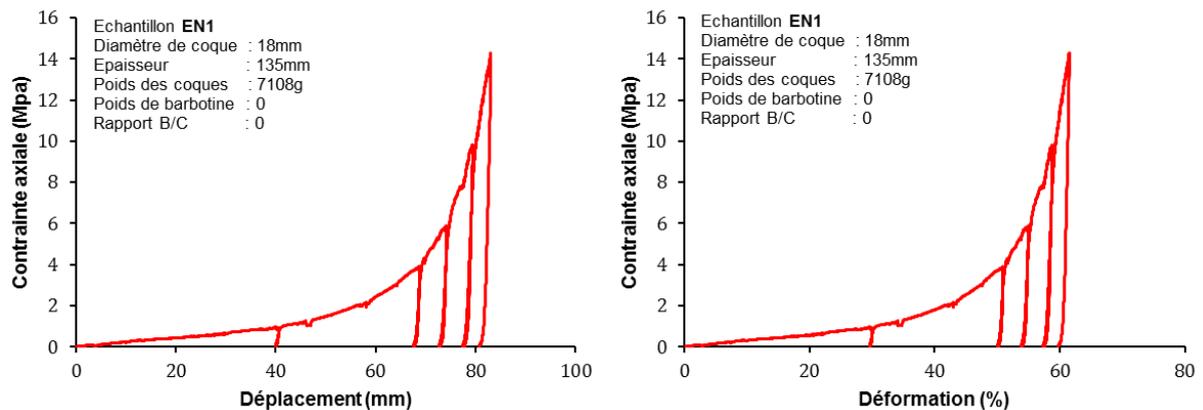


Figure 5-20 : Courbe caractéristique d'échantillon sans barbotine de collage

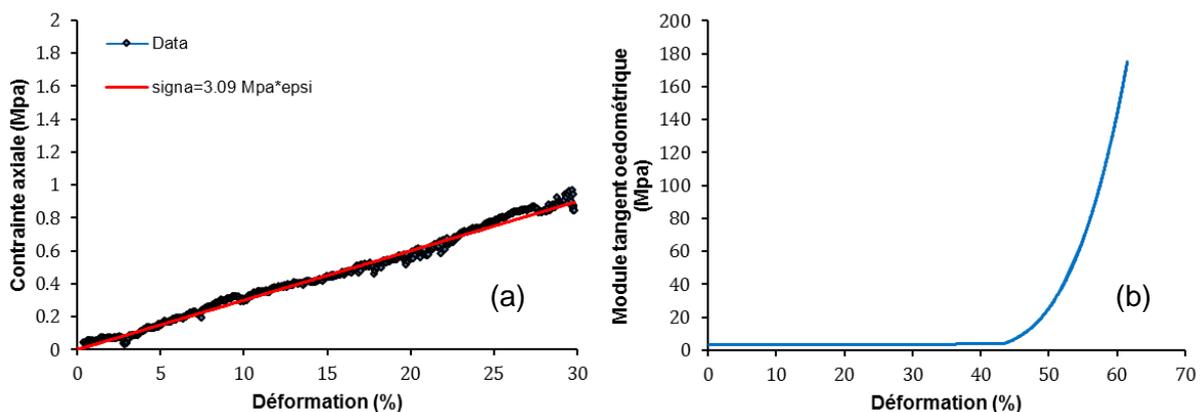


Figure 5-21 : (a) Zoom sur le début du chargement ; (b) Evolution du module tangent œdométrique de l'échantillon sans barbotine de collage

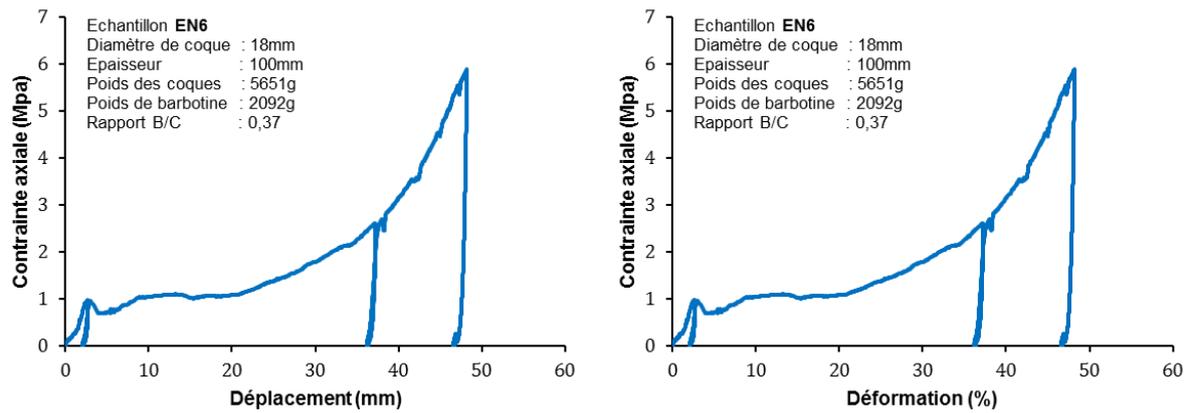


Figure 5-22 : Courbe caractéristique de l'échantillon avec barbotine de collage

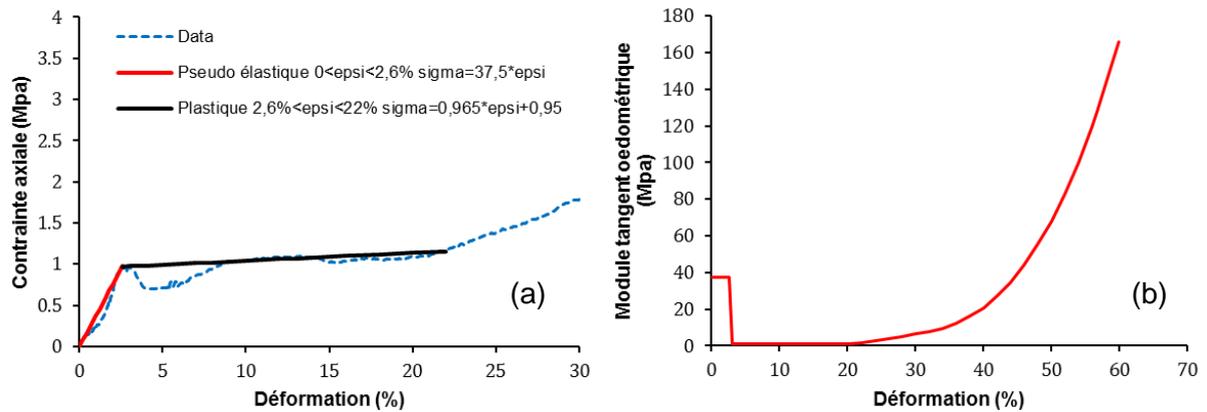


Figure 5-23 : (a) Zoom sur le début du chargement ; (b) Evolution du module tangent œdométrique d'échantillon avec barbotine de collage

Les valeurs caractéristiques des essais de compressibilité du matériau compressible sont présentées dans le Tableau 5-5.

Echantillon	Limite élastique (MPa)	$E_{\text{élas}}$ (Mpa)	$\epsilon_{\text{élas}}$ (%)	E_{plas} (MPa)	ϵ_{plas} (%)	E à $\sigma=14\text{MPa}$ (Mpa)	ϵ à $\sigma=14\text{MPa}$ (%)
EN1	0	0	0	3.09	30	127	61.4
EN2	0.64	53.3	1.2	3.55	30	127	54
EN3	0.8	87.2	1.4	3.50	30	139	49.86
EN4	0.9	36	2.5	3.53	28	144	53.55
EN5	0	0	0	3.8	30	144	59.5
EN6	0.98	37.5	2.6	0.97	22	131	57.1
EN7	0.68	25	2.5	3.9	31	110	56.7
EN8	1.20	40	3	3.78	24	124	50
EN9	8.20	84	10	1.08	18	79	26
EN10	8.95	85.3	10.4	7.95	14.8	59	22.5
EN11	4.25	354	1.2	1.3	5	58	21
EN12	1.44	176	0.72	0.6	5.7	81	31

Tableau 5-5 : Valeurs caractéristiques des essais œdométriques

5.4.2.2. Effet de la barbotine sur la compressibilité du matériau compressible

La Figure 5-24 présente la comparaison entre les essais sur échantillons EN1 et EN2 (coques D18 mm avec et sans barbotine). La "plasticité" qui correspond à la rupture des coques est produite pour les mêmes déformations mais avec des contraintes beaucoup plus grandes avec la barbotine passant de 3MPa sans barbotine à 9.43 MPa avec barbotine. Les modules œdométriques en fin d'essai (pour une contrainte égale à environ 14 MPa) sont égaux à 127 MPa. En revanche on observe une plus grande déformation pour les coques sans barbotine avec des déformations limites (à 14MPa) passant de 54% avec barbotine à 61.4% sans barbotine. De manière générale la décharge est très raide (1620MPa) et indépendante de la déformation.

On observe le même phénomène sur l'échantillon composé des coques de 20 mm de diamètre (Figure 5-25).

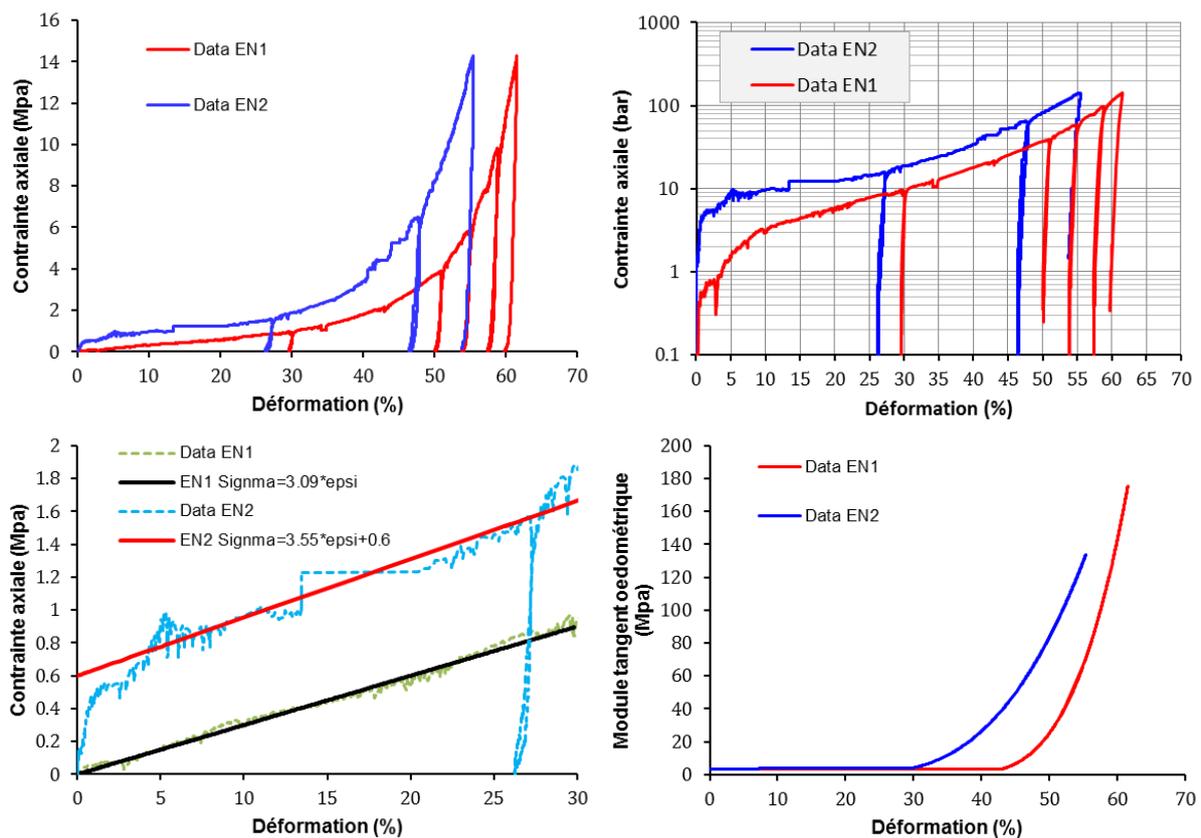


Figure 5-24 : Effet de la barbotine sur les coques de 18mm de diamètre

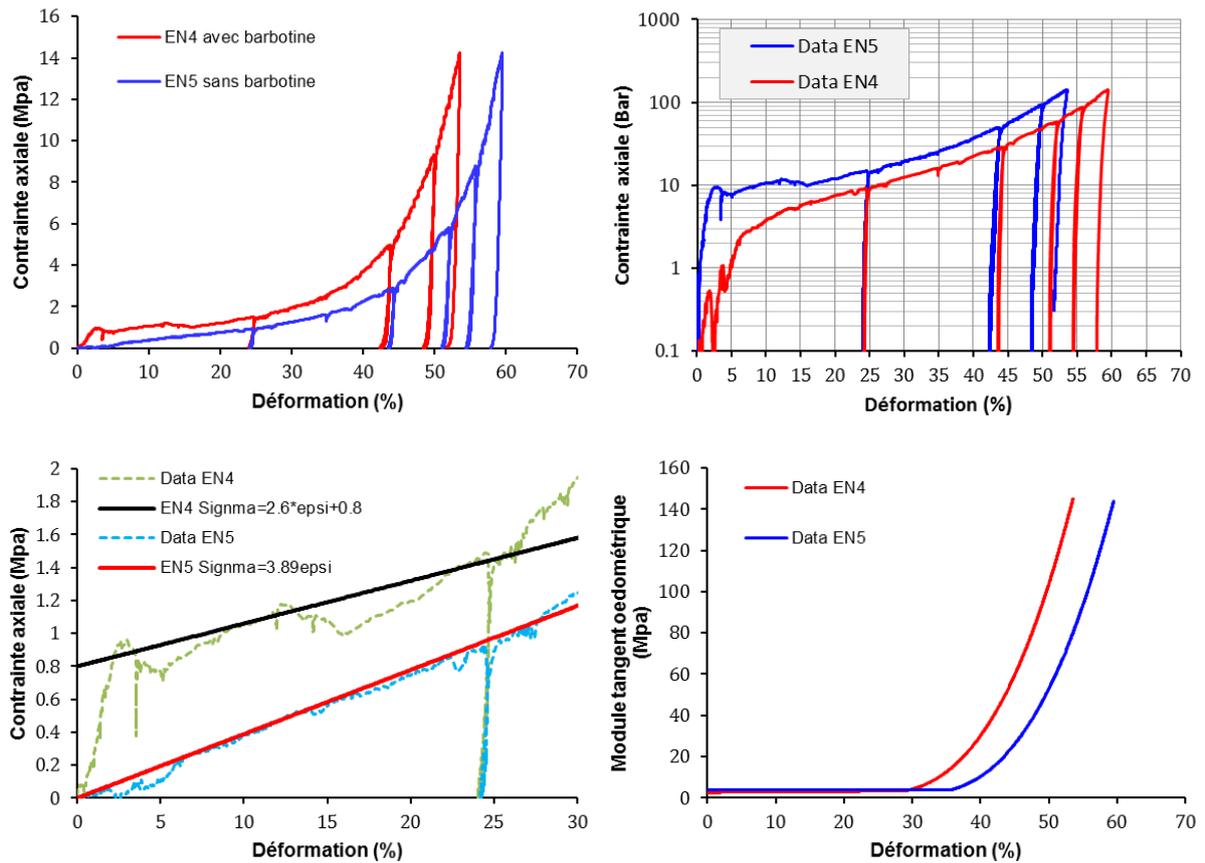


Figure 5-25 : Effet de la barbotine sur les coques de 20mm de diamètre

5.4.2.3. Effet du temps de séchage sur la compressibilité du matériau compressible

L'évolution des compressibilités induite par l'augmentation du temps de séchage de 12 jours à 27 jours est présentée sur la Figure 5-26. On observe au début de l'essai l'apparition d'un pic pour l'échantillon EN3 ayant un temps de séchage de 27 jours par rapport à l'échantillon EN2 avec un temps de séchage de 12 jours. Cela provient de la cohésion entre les coques, l'échantillon EN3 à 27 jours présente une résistance de la barbotine de collage plus élevée que celle de l'échantillon EN2 à 12 jours (0.8 MPa par rapport à 0.6 MPa). Par ailleurs, la déformation à 14MPa est un peu plus faible pour l'échantillon avec un temps de séchage de 27 jours (50%) que pour l'échantillon avec un temps de séchage de 12 jours (54%).

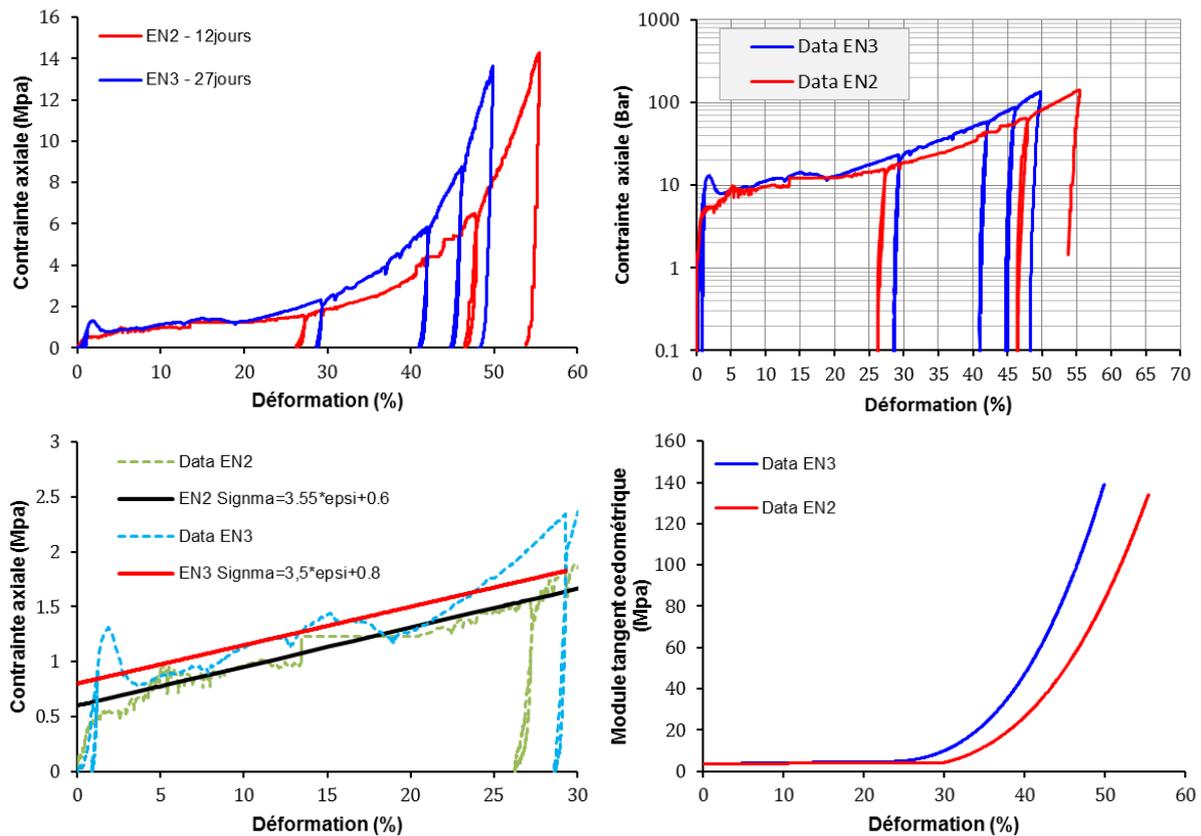


Figure 5-26 : Effet du temps de séchage

5.4.2.4. Effet d'échelle (épaisseur de la couche compressible et taille de la coque)

Les deux essais de compressibilité des échantillons EN1 et EN5 sans barbotine de collage avec la même technique de mise en place des coques de 18 mm et de 20 mm de diamètre respectivement, ont montré une diminution de la compressibilité avec l'augmentation de la densité (Figure 5-27). On peut constater que le matériau compressible composé de coques de 18 mm de diamètre présente une densité plus faible que celui composé des coques de 20 mm de diamètre. Le comportement du matériau compressible est du type matériau frottant avec une cohésion nulle et un module œdométrique faible de l'ordre de 3 MPa jusqu'à environ 30% de déformation pour l'échantillon EN1 et de 3.8 MPa jusqu'à environ 30% de déformation pour l'échantillon EN5 (Figure 5-28).

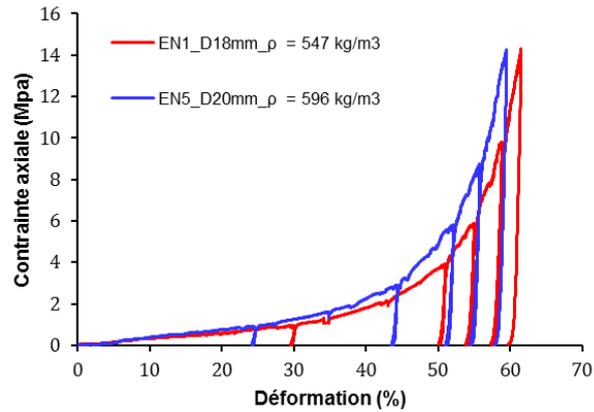


Figure 5-27 : Courbes de caractéristique EN1 et EN5 (sans barbotine)

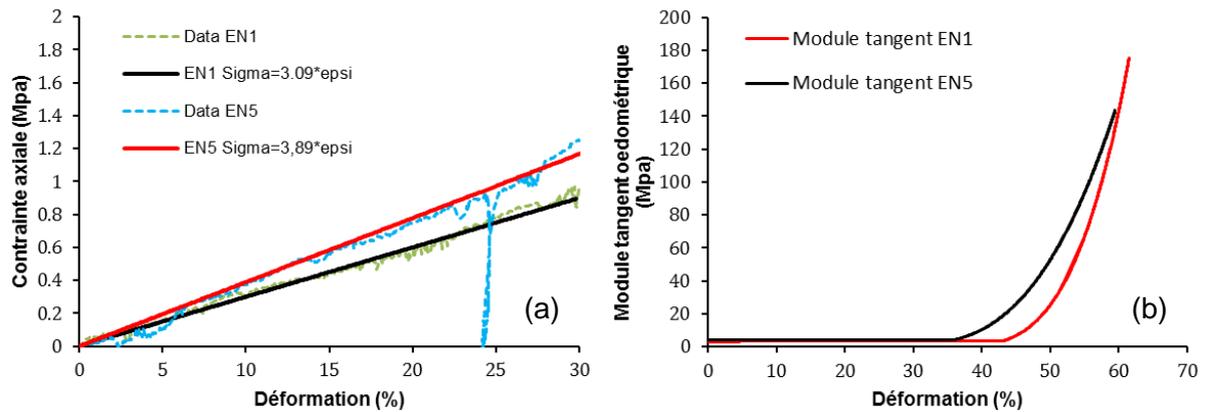


Figure 5-28 : (a) Zoom sur le début du chargement ; (b) Evolution du module tangent œdométrique d'EN1, EN5

Les résultats obtenus sur les trois échantillons EN2, EN6, EN7 réalisés à base des coques de 18 mm de diamètre correspondant aux trois épaisseurs du matériau compressible (130 mm, 100 mm et 50 mm respectivement) montrent l'indépendance de la compressibilité avec l'épaisseur du matériau. Les deux échantillons EN6 et EN7 ont mûri pendant une période plus longue. Ils présentent un pic de déformation élastique plus marqué que celui de l'échantillon EN2 (16 jours de maturation par rapport à 12 jours) (Figure 5-29).

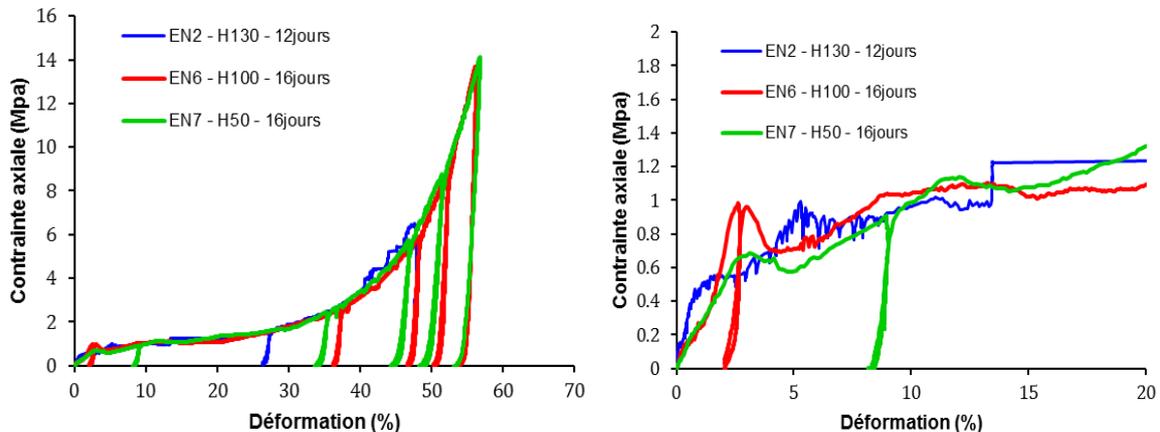


Figure 5-29 : Effet de l'épaisseur du matériau compressible

5.4.2.5. Effet de la quantité de barbotine

L'utilisation de la barbotine est indispensable pour intégrer le matériau compressible dans les voussoirs préfabriqués. Les études précédentes ont montré l'apparition d'un domaine élastique avec la présence de la barbotine. Ce domaine est intéressant pour la fabrication des voussoirs et son transport.

La Figure 5-30 présente l'ensemble des courbes caractéristiques des échantillons avec le rapport du poids de barbotine sur le poids des coques variant de 0.37 à 1.54.

On constate une augmentation de la limite élastique et du module élastique avec l'augmentation du rapport barbotine/coques (Figure 5-31) contrairement à la diminution de la compressibilité (Figure 5-32). On peut obtenir les expressions suivantes :

- Résistance élastique en fonction du rapport barbotine/coques :

$$\sigma_c = 9.86P^4 - 22.87P^3 + 18P^2 - 4.33P + 0.95 \quad (5.1)$$

- Module élastique en fonction du rapport barbotine/coques :

$$E = 49.95P + 12.93 \quad (5.2)$$

- Compressibilité à 13 MPa en fonction du rapport barbotine/coques :

$$\varepsilon_{13MPa} = 28.751P^{-0.717} \quad (5.3)$$

- Compressibilité à 13 MPa en fonction de la densité :

$$\varepsilon_{13MPa} = 10^7 \rho^{-1.808} \quad (5.4)$$

Où P est le rapport barbotine/coques, ρ est la densité du matériau compressible.

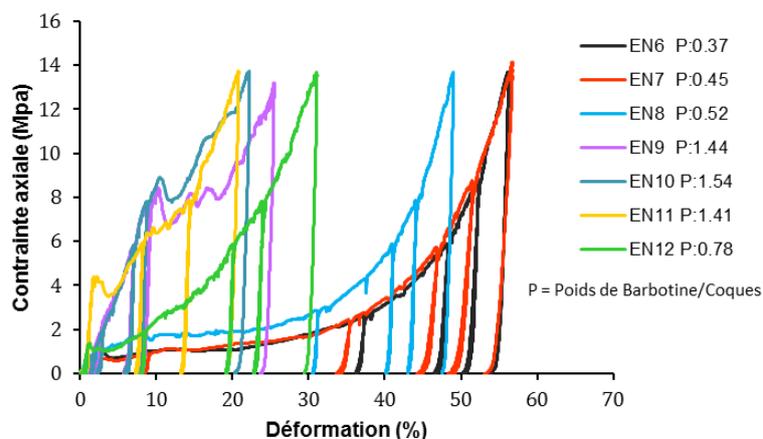


Figure 5-30 : Evolution du comportement de matériau compressible en fonction du rapport du poids de barbotines sur poids des coques

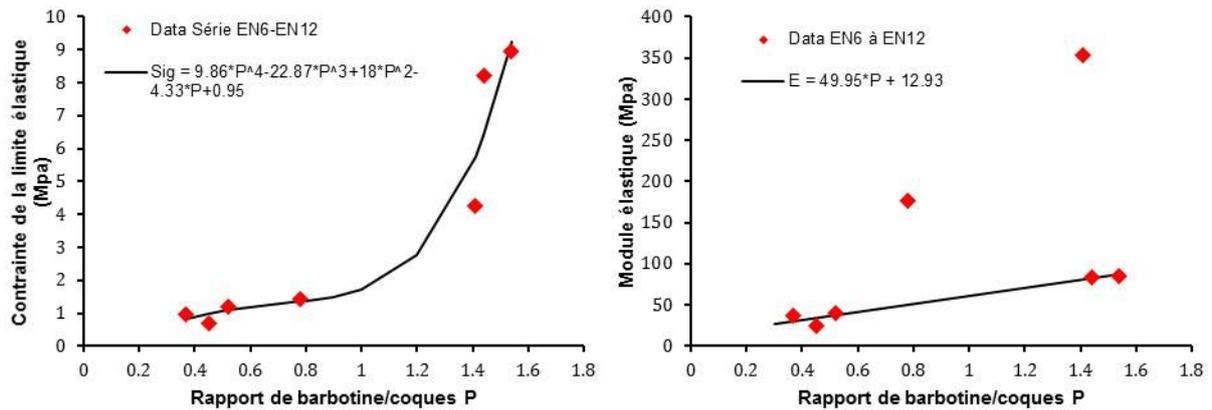


Figure 5-31 : Evolution de la limite élastique et module élastique en fonction du rapport de barbotine

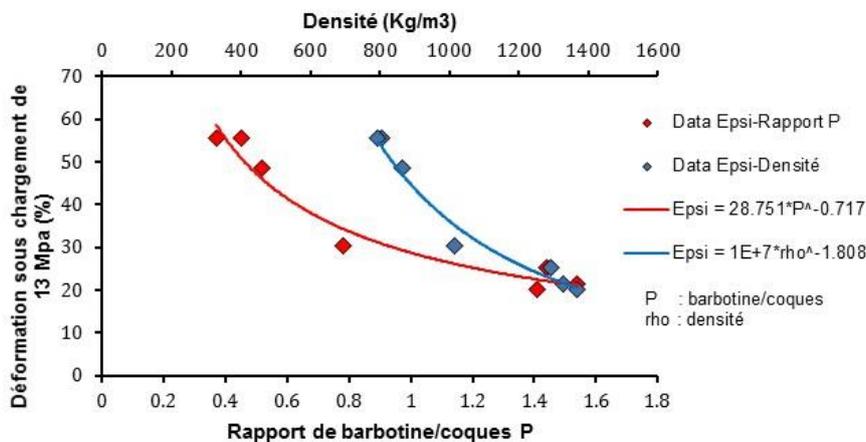


Figure 5-32 : Evolution de la déformation à 13MPa en fonction du rapport de barbotine et de la densité du matériau compressible

5.4.3. Influence du mode de fabrication en usine

L'objet de ces essais, à partir des échantillons réalisés sur le site de production des voussoirs, a été double :

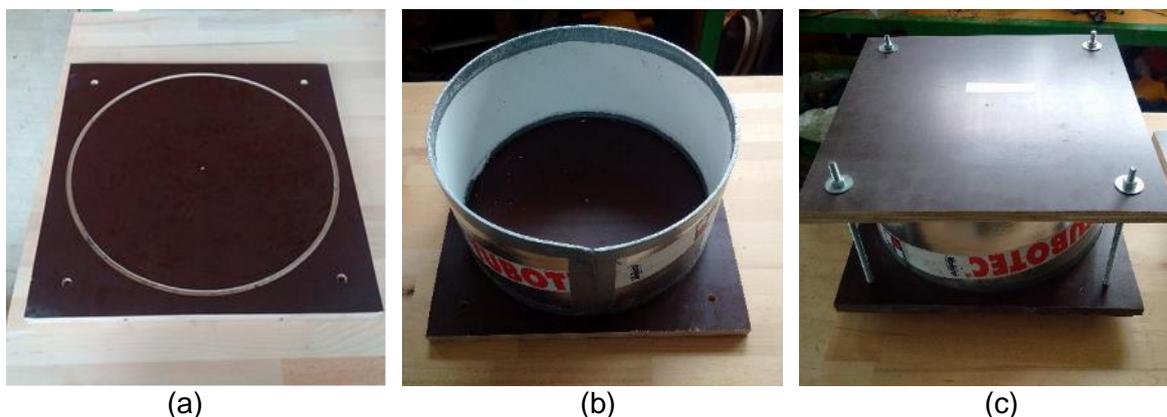
- Evaluer les biais entre des échantillons réalisés en laboratoire par rapport à ceux fabriqués de manière industrielle.
- Etudié l'influence du mode de fabrication des coques (prescrit par l'Andra) : différents types de phasage de malaxation ont été conduits.

5.4.3.1. Les moules pour la fabrication d'échantillon du composite béton de structure

Le diamètre intérieur de l'appareil oedométrique est de 350 mm et les échantillons réalisés par STRADAL en production des voussoirs doit être de 350 mm. Les tubes en carton TUBOTEC ont été utilisés pour réaliser les échantillons in situ sur le site de production. Les dimensions du tube TUBOTEC sont : diamètre extérieur 350 mm et diamètre intérieur 345 mm avec un revêtement intérieur constitué d'une feuille de PVC blanche (Photographie 5-8b). La rigidité de ces tubes est augmentée afin d'obtenir des sections circulaires permettant l'introduction

des échantillons dans la cellule œdométrique. Ainsi le fond et le dessus du moule sont réalisés en contre-plaqué utilisé pour les coffrages en béton (Photographie 5-8a). Dans ces plaques sont réalisées des rainures circulaires de profondeur 9 mm et de largeur 6 mm permettant l'encastrement des deux extrémités du tube TUBOTEC (Photographie 5-8b). Sans ces rainures d'encastrement du tube en carton sa déformation entrainerait une variation trop grande du diamètre de l'échantillon n'autorisant pas son introduction dans la jupe de l'œdomètre.

La Photographie 5-8c présente le moule complet constitué du tube TUBOTEC encastré dans un fond et un couvercle maintenu par quatre tiges filetées avec écrous et rondelles.



Photographie 5-8 : (a) - Plaquette de fond ou de dessus du moule ; (b) - Tube TUBOTEC encastré dans la rainure ; (c) - Moule complet

5.4.3.2. Les modes opératoires pour fabrication des échantillons *in situ* sur le site de STRADAL

Afin d'optimiser le processus de fabrication à l'échelle industrielle, l'ANDRA en association avec la société Stradal ont testé deux modes opératoires pour réaliser les coques enrobées de barbotine:

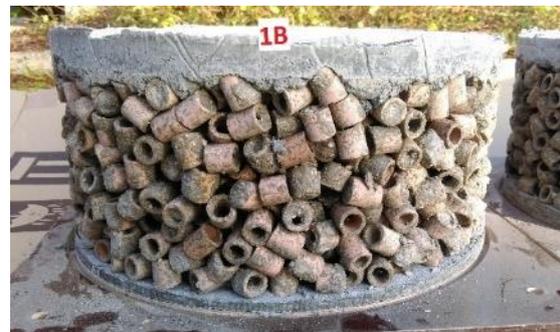
- Premier mode opératoire associé à un seul appareil de malaxage noté PIM. Tout d'abord les coques sont immergées dans l'eau et ensuite le sable et le ciment sont ajoutés au cours du malaxage.
- Deuxième mode opératoire avec deux appareils de malaxage noté IM//BA. Ici le mouillage des coques et la préparation de la barbotine sont réalisés séparément dans deux malaxeurs et ensuite le tout est malaxé. Ce dernier mode permet d'éviter la formation de grumeaux.

Les coques enrobées de la barbotine sont versées directement dans le moule à la sortie du malaxeur sans laisser égoutter la barbotine. Les coques sont ensuite recouvertes par le béton. Le Tableau 5-6 et la Photographie 5-9 présentent 8 échantillons réalisés par Stradal avec

différentes formulations de barbotine et deux modes de fabrication, chaque échantillon a été doublé.

Référence échantillon	1A	1B	2A	2B	3A	3B	4A	4B
Mode de fabrication	PIM		PIM		IM//BA		IM//BA	
Coques	6.62	6.62	6.62	6.62	6.62	6.62	6.62	6.62
Sable	2.7	2.7	2.3	2.3	2.16	2.16	2.3	2.3
Ciment	1.35	1.35	1.18	1.18	1.08	1.08	1.18	1.18
Eau	0.56	0.56	0.47	0.47	0.72	0.72	0.47	0.47
Rapport barbotine/coques	0,70	0,70	0,60	0,60	0,60	0,60	0,60	0,60
Poids du compressible (Kg)	11.83	11.83	11.22	11.22	11.11	11.11	11.22	11.22
Hauteur du compressible (mm)	130	134	130	132	130	127	130	137
Densité (Kg/m ³)	946	918	897	883	888	909	897	851

Tableau 5-6 : Caractéristiques des échantillons fabriqués par Stradal





Photographie 5-9 : Echantillons 1A, 1B, 2A, 2B, 3A, 3B, 4A, 4B avant l'essai de compressibilité

5.4.3.3. Effet du mode de fabrication

La Figure 5-33 présente l'ensemble de résultats des échantillons réalisés par Stradal avec une faible variation de la densité (Tableau 5-6). L'analyse de la compressibilité du matériau à 13 MPa (Figure 5-34) montre que le mode de fabrication n'influence pas la compressibilité du matériau. Ces résultats confirment le bon accord entre les résultats obtenus en laboratoire et ceux réalisés sur le site de production (formulation (5.4)). Il existe une erreur moyenne de 4.6% entre les deux résultats. Cette erreur vient de la fabrication des échantillons. En coulant directement le béton de protection sur le matériau compressible, les coques à l'interface sont remplies par le béton et deviennent « incompressibles » (Photographie 5-10). Pour déterminer l'épaisseur effective du matériau compressible, on considère que les coques qui sont remplies par le béton ne contribuent pas au travail du matériau compressible. En diminuant l'épaisseur moyenne de cette couche, on peut obtenir l'épaisseur effective du matériau compressible.



Photographie 5-10 : Les coques sont remplies par le béton de protection

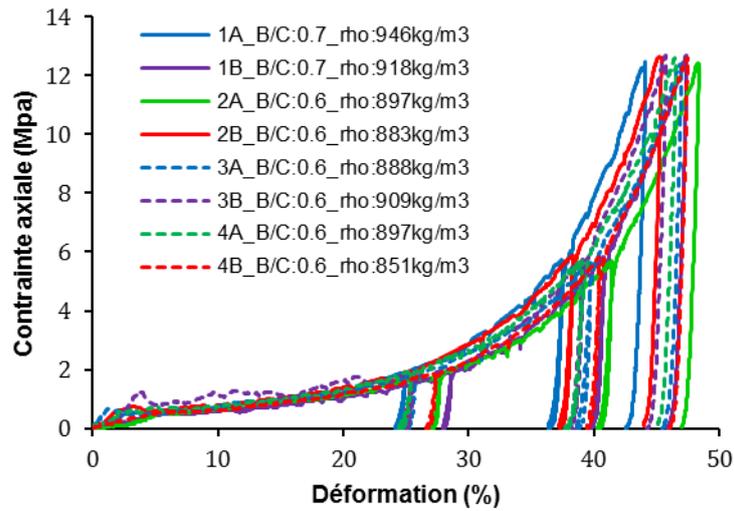


Figure 5-33 : Résultats des essais de compressibilité des échantillons réalisés par Stradal

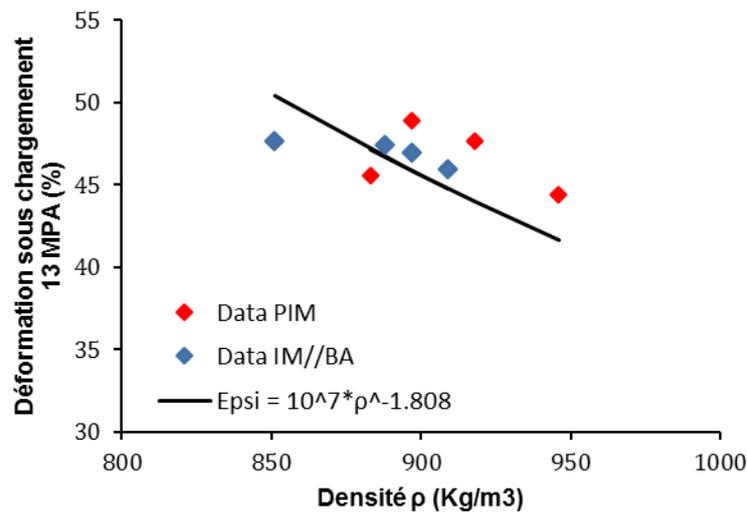


Figure 5-34 : Compressibilité des échantillons de Stradal à 13 MPa de chargement

Le mode d'opération avec les deux malaxeurs IM//BA correspondant aux échantillons 3A, 3B, 4A, 4B conduit à une valeur plus élevée de la limite élastique et du module élastique (Figure 5-35) (Tableau 5-7). Ce dernier mode de fabrication IM//BA par rapport au mode de fabrication PIM limite la formation d'amas ou de grumeaux qui diminue la résistance de la barbotine. Entre les deux formulations de la barbotine (formulations 3 et 4, rappelées dans le Tableau 5-6), en observant l'échantillon à la sortie du moule (Photographie 5-9), c'est la formulation 3 qui donne une barbotine couvrant le mieux les coques. Cela permet d'augmenter la résistance élastique en augmentant la surface de collage entre les coques.

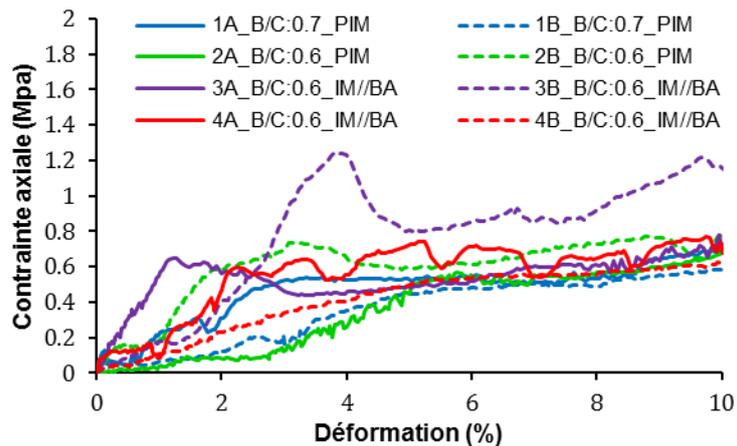


Figure 5-35 : Evolution du domaine élastique des différents modes de fabrication

Echantillon	Limite élastique (MPa)	E _{élas} (Mpa)	ε _{élas} (%)	E _{plas} (MPa)	ε _{plas} (%)	E à σ=14MPa (Mpa)	ε à σ=14MPa (%)
1A	0.48	16.9	2.9	4.4	20	110	44.4
1B	0.45	9	4.5	4.24	22	113	48
2A	0.54	10	5.5	4.57	22	160	51
2B	0.48	30	1.6	4.3	22	118	46
3A	0.62	56.6	1.1	4.5	20	115	49
3B	1.25	31	3.9	0	17	130	47
4A	0.6	30	2	3.8	20	117	47.2
4B	0.5	9.8	0.24	3.3	20	118	48.3

Tableau 5-7 : Valeurs caractéristiques des échantillons réalisés par Stradal

L'Andra à la suite de ces essais et pour répondre aux exigences mécanique de mise en place concernant le comportement élastique et son seuil, a choisi de garder le mélange 3 pour la fabrication des voussoirs de la galerie GVA2.

5.4.4. Conclusion sur les essais de compressibilités œdométriques

La campagne d'essais sur le matériau compressible a été réalisée sur des chemins œdométriques et a permis de conforter le choix de l'Andra sur :

- Les dimensions des coques à utiliser comme matériau compressible.
- Le rapport de barbotine permettant d'avoir une cohésion initiale.
- La méthode de fabrication du mélange adaptée.

5.5. Etude des anneaux en voussoirs compressibles par des essais sur modèles réduits

Le fonctionnement d'un anneau de soutènement constitué d'un assemblage de voussoirs compressibles s'écarte du comportement sur un chemin oedométrique. En effet, le chargement radial apporté par le terrain induit une forte augmentation des contraintes orthoradiales (Figure 5-36). Sur des chemins œdométriques de compressibilité, l'augmentation des contraintes radiales est faible et est gouvernée en élasticité par le coefficient de Poisson. Il en résulte que la compressibilité radiale pourrait être plus faible sur la structure en forme d'anneau chargée radialement.

L'objectif des essais sur cylindre creux de coques appelé modèle réduit^(*) est double :

- Evaluer le comportement d'une structure en forme de cylindre creux en coques sur un chemin de chargement radial permettant de mobiliser des contraintes orthoradiales cf Figure 5-36.
- Outil pour la simulation numérique des structures à gradients de champ de contrainte et de déformation dans les soutènements de galerie. Dans ce travail la simulation numérique avec réalisée avec le code CLEO en intégrant un modèle rhéologique du matériau compressible.

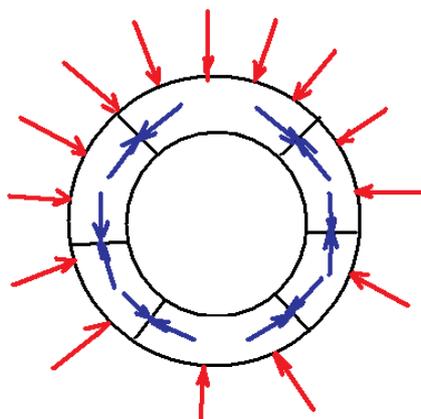


Figure 5-36 : Schématisation des contraintes orthoradiales induites par la convergence de l'argilite

^(*) Remarque sur l'appellation modèle réduit : les essais sur cylindre creux ne respectent les règles de similitude entre les essais dit sur modèle réduit et les anneaux de voussoirs en vrai grandeurs. Ils ne sont donc pas en toute rigueur des essais sur modèle réduit des anneaux de voussoirs compressibles.

5.5.1. Appareil d'essai et ses accessoires

La Figure 5-37 présente une vue d'ensemble de l'appareil d'essai. Cet appareillage utilise la base de la maquette PHEBUS constituée d'une base référencée 10 d'un corps de cellule

référencé 5 et d'un chapeau référencé 1. Ces trois parties sont assemblées par 12 tirants en acier à haute résistance élastique. Les nouveaux composants sont ajoutés dans la maquette PHEBUS pour effectuer les chemins de chargement radial en déformations planes sur l'échantillon du modèle réduit des voussoirs compressibles.

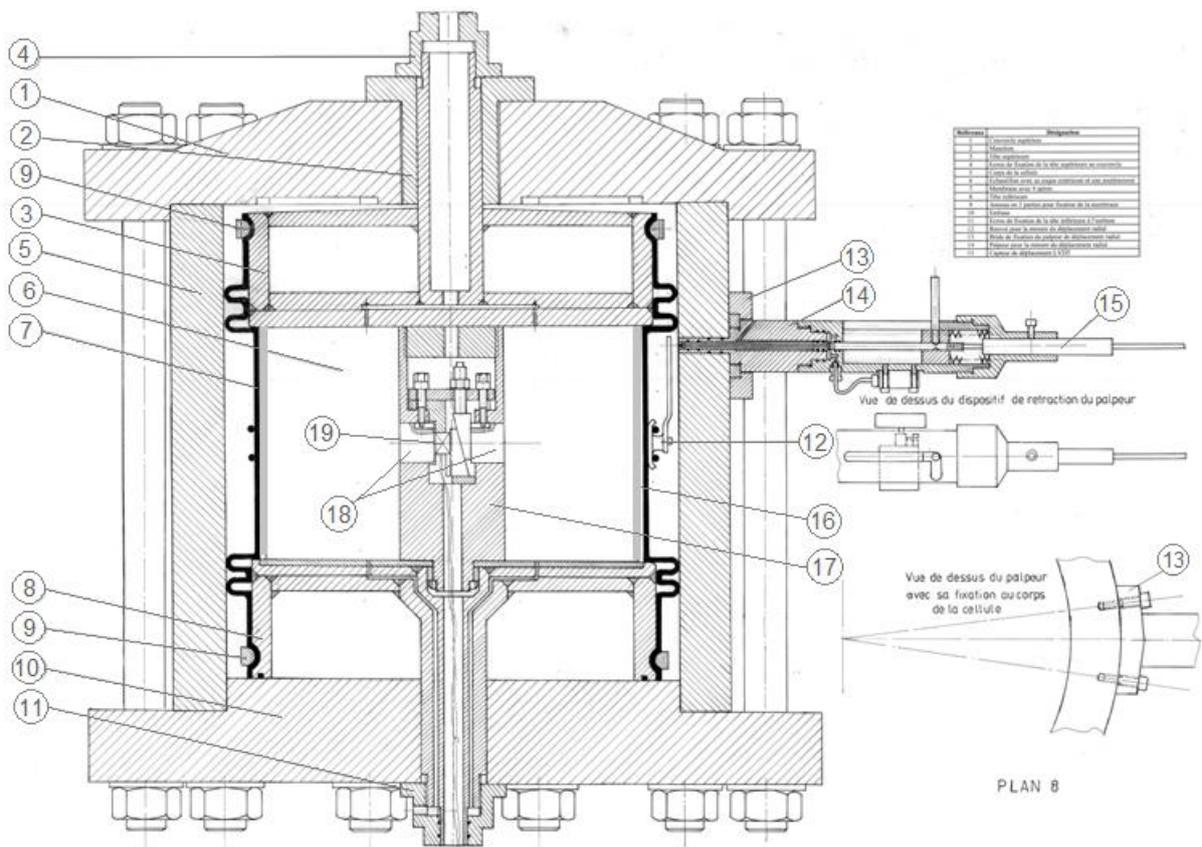


Figure 5-37 : Coupe d'ensemble de l'appareil d'essai pour le modèle réduit de voussoirs

5.5.1.1. Embase en alliage d'aluminium

Dans le corps de la cellule est installé une embase en alliage d'aluminium référencée 8 (Plan 1 de l'Annexe D :). Cette embase est centrée dans l'alésage de la base 10 grâce à une tige creuse. L'extrémité de la tige est filetée et un écrou référencé 11 permet de plaquer l'embase 8 sur la base 10. Une étanchéité par joint torique sur l'embase permet de l'isoler vis-à-vis de la pression de confinement. A l'intérieur de la tige un tube permet l'injection d'un fluide pour des éventuels mesures de perméabilité ou d'injection d'un coulis de ciment.

5.5.1.2. Tête en alliage d'aluminium

Une tête en alliage d'aluminium référencée 3 (Plan 6 de l'Annexe D :) est en appui sur l'échantillon à tester. Cette tête comporte une tige qui la positionne sur le chapeau 1 après son installation sur le corps de la cellule 5, grâce à une bague référencée 2. Cette disposition permet l'installation du chapeau sans perturber l'échantillon. L'extrémité de la tige est filetée

et un écrou 4 permet de reprendre une partie des efforts produits par la pression de confinement. A l'intérieur de la tige, un tube permet comme pour l'embase, l'injection d'un fluide pour des éventuels mesures de perméabilité ou d'injection d'un coulis de ciment.

5.5.1.3. Dispositif de mesure de la contrainte radiale au niveau du soutènement

5.5.1.3.1. Soutènement de diamètre 80 mm (type 1) avec un seul capteur de force

Le matériau compressible référencé 6 est sous forme d'un tube creux constitué des coques tubulaires en céramique assemblées par de la barbotine. L'intérieur du tube en matériau compressible est en appui sur un soutènement rigide référencé 17 (Plan 12 de l'Annexe D :). A l'intérieur de ce soutènement deux doigts référencés 18 reliés à un capteur de force référencé 19 sont mis en contact avec le matériau compressible.

Le corps du soutènement de diamètre extérieur 80 mm est réalisé en alliage d'aluminium. En partie basse un épaulement de diamètre 30 mm permet de recevoir un disque en acier inoxydable support de l'échantillon. Le disque est maintenu par une bague et serré par un écrou type SKF. Ensuite, l'ensemble prend place sur l'embase 8. Deux doigts référencés 18 sont mis en place dans deux alésages de diamètre 30mm. Ces doigts épousent la surface extérieure du corps du soutènement. Ils sont arrêtés en rotation par deux vis terminées par une partie cylindrique de diamètre 4 mm coulissante dans les rainures des doigts. Une douille (référéncée 2 dans le Plan 12) comporte un alésage recevant le capteur de force. Une rainure de 25 mm de large est pratiquée dans la douille. Dans cette rainure, deux coins (référéncés 5 et 6 dans Plan 12) permettent, grâce à une vis (référéncée 9 dans le Plan 12) installée dans le couvercle de réglage (référéncé 3 dans Plan 12), un déplacement radial des doigts et du capteur de force. Un centreur et appui de la tête (référéncé 4 dans le Plan 12) complète le soutènement. La Photographie 5-11 montre, vu du dessus, le soutènement avec ses deux coins.



Photographie 5-11: Vue du haut du soutènement avec ses deux coins

5.5.1.3.2. Soutètements de diamètres 120 mm et 200 mm avec deux capteur de force

Les Figure 5-38 et Figure 5-39 présentent une vue d'ensemble des deux nouveaux soutètements de diamètre extérieur 118 mm (type 2) et 200 mm (type 3). Le corps du soutètement référencé SO1a pour le soutètement de diamètre 118 mm et référencé So1b pour le soutètement de diamètre 200 mm est réalisé en alliage d'aluminium. En partie basse, un épaulement de diamètre 30 mm permet de recevoir un disque en acier inoxydable support de l'échantillon. Le disque est maintenu par une bague et serré par un écrou type SKF. Ensuite, l'ensemble prend place sur l'embase de l'appareil d'essai. Deux doigts référencés SO6a pour le soutètement de diamètre 118 mm et So6b pour le soutètement de 200 mm sont mis en place dans deux alésages de diamètre 30mm. Ces doigts épousent la surface extérieure du corps des soutètements. Ils sont arrêtés en rotation par deux vis terminées par une partie cylindrique de diamètre 4 mm référencés So9 coulissante dans les rainures des doigts. Une douille référencée So2 commun pour les soutètements de diamètres 118 mm et 200 mm cf Figure 5-40 comporte un alésage recevant les deux capteurs de force. Une rainure non débouchant en forme de croix respectivement de 28 mm tolérance H7 et de 16 mm tolérance H7 est pratiquée dans la douille. Dans la partie de la rainure de 16 mm de la croix une butée référencée So3 est mise en place. Quatre coins référencés So7 et So8 en butée sur SO3 et en contact des capteurs de force permettent, grâce à deux vis référencées So10 installées dans le couvercle de réglage référencées So10, un déplacement radial des doigts et des capteurs de force. Un centreur et appui de la tête référencé Sà54 complète le soutètement.

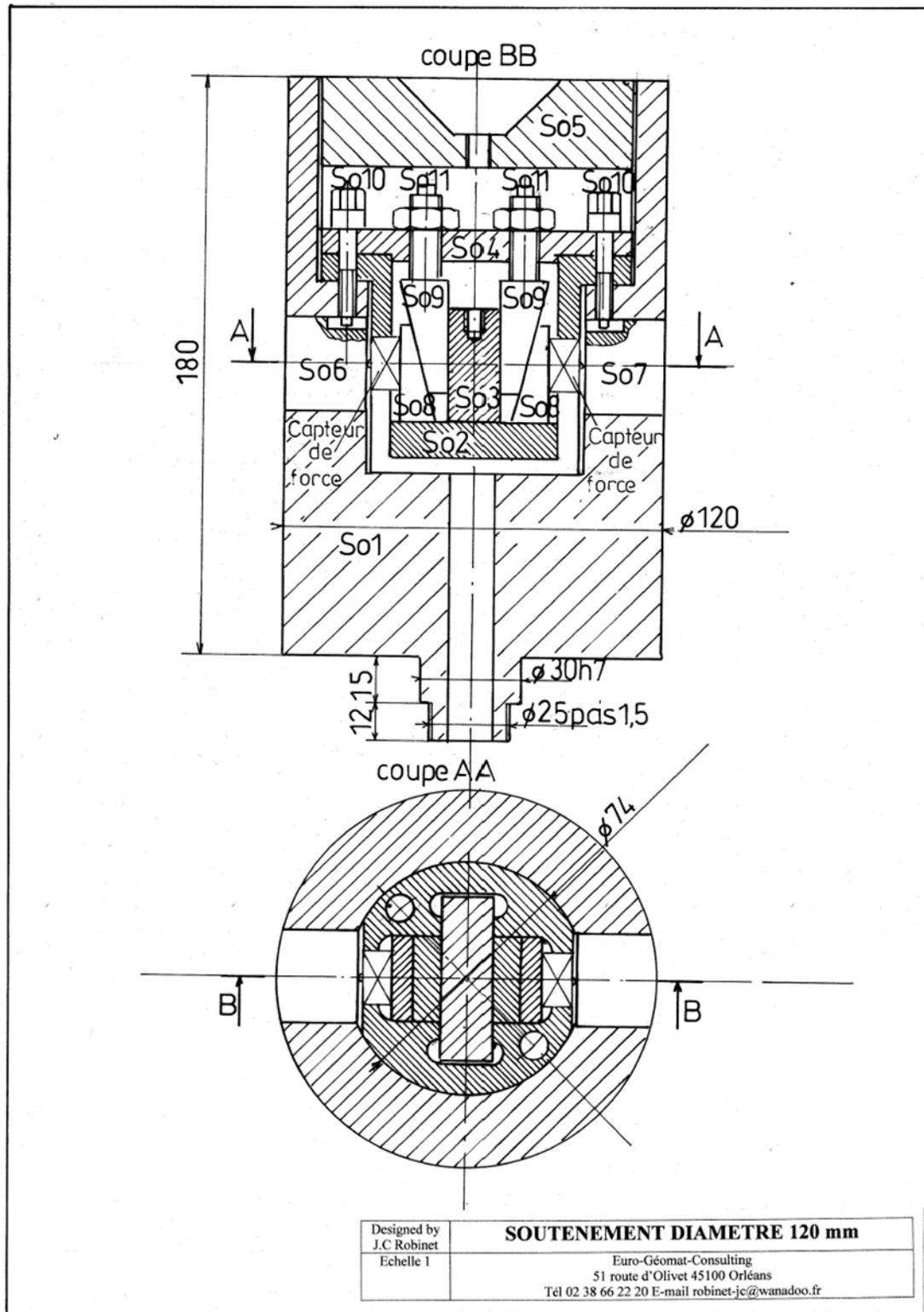


Figure 5-38 : Vue d'ensemble du nouveau soutènement de diamètres 118 mm (type 2) avec ses deux capteurs de force

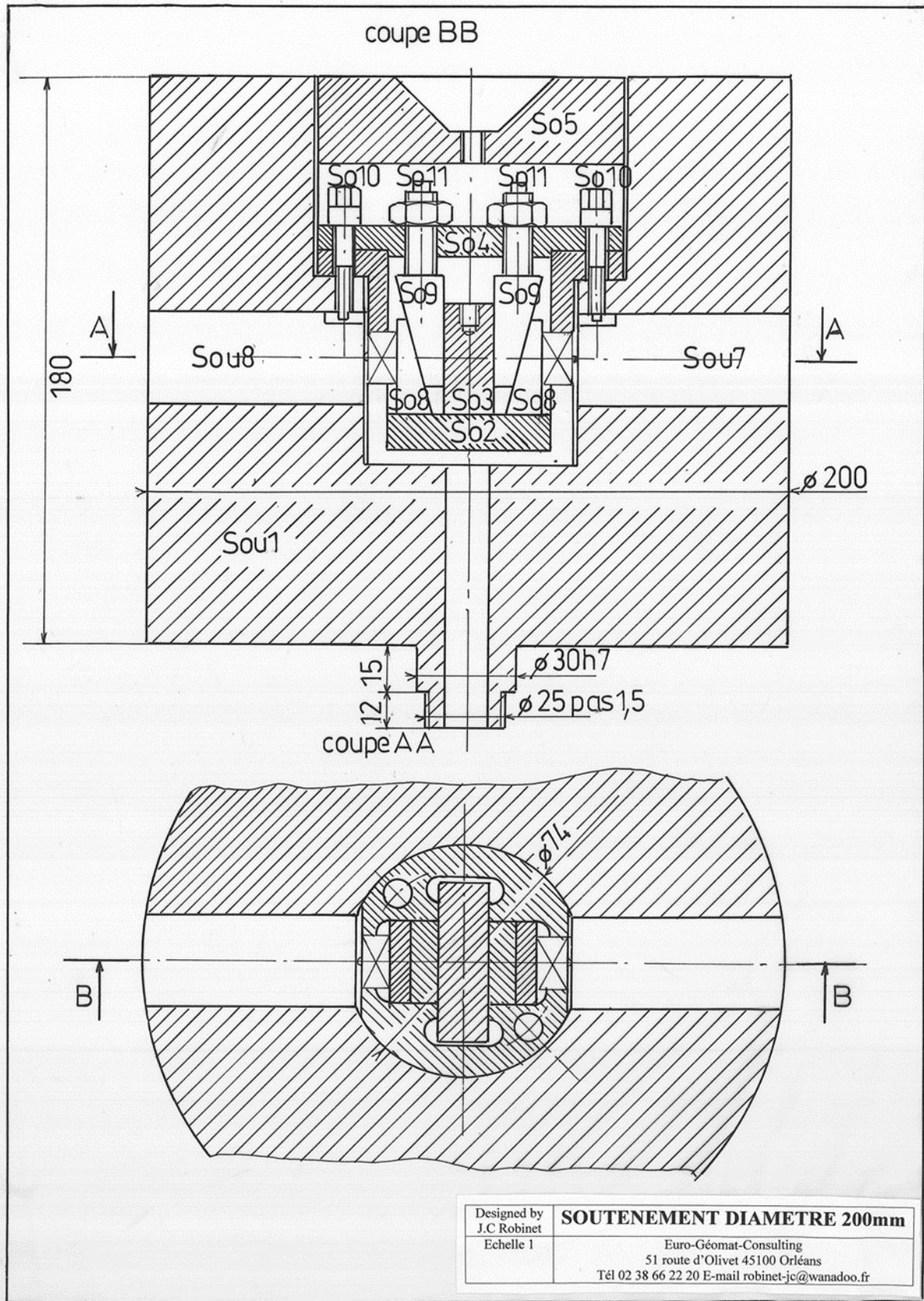


Figure 5-39 : Vue d'ensemble du nouveau soutènement de diamètres 200 mm (type 3) avec ses deux capteurs de force

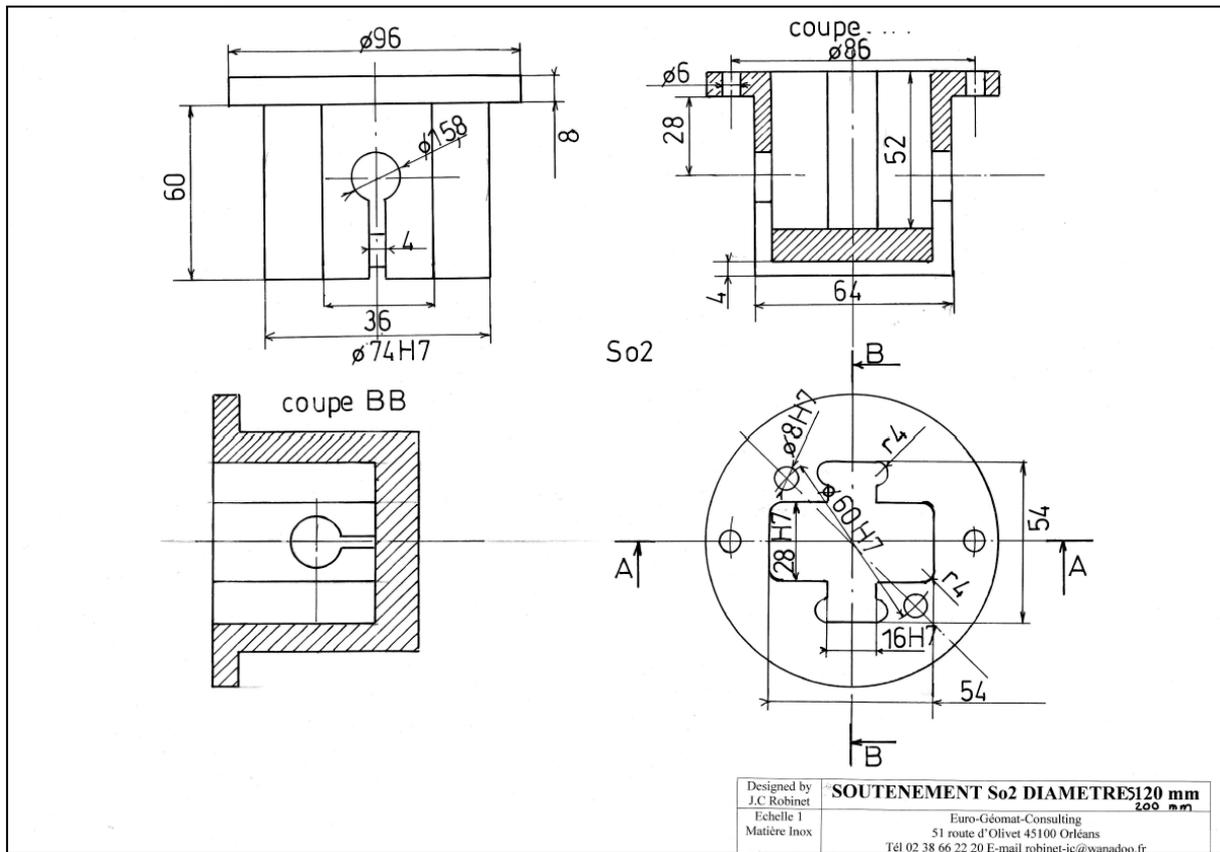


Figure 5-40 : Vue de la douille support des capteurs de force

5.5.1.4. Dispositif de mesure du déplacement radial

La mesure du déplacement radial est réalisée grâce à un palpeur 14 auto-compensé vis-à-vis de la pression de confinement. En effet, sous une pression de confinement de 10MPa dans la cellule, la force d'éjection du palpeur est équivalente, pour un diamètre de 6mm à 47 kg. Ce dispositif de mesure possède une chambre de compensation reliée à la cellule qui permet d'exercer sur le palpeur une force équivalente contraire à la force d'éjection. Cette chambre de compensation permet par équilibre des forces et, grâce à un petit ressort, de maintenir le palpeur au contact de l'échantillon. La mesure du déplacement radial est réalisée par un capteur de déplacement LVDT référencé 15.



Photographie 5-12 : Palpeur de mesure du déplacement radial installé sur la jupe d'appareil

5.5.1.5. Nouvelle membrane d'étanchéité

La membrane référencée 7 reliant l'embase 8 à la tête 3 permet d'isoler l'échantillon et d'appliquer une pression radiale. Cette membrane a été fabriquée spécialement pour absorber des déformations prévues jusqu'à 50%.

La solution recherchée a été d'intégrer à la membrane des spires qui se déploieront sous l'effet de la déformation radiale de l'échantillon. Après avoir contacté plusieurs fabricants de membranes il ressort que la conception d'un moule en alliage d'aluminium s'avère nécessaire de diamètre extérieur 360 mm, diamètre intérieur 270 mm, hauteur 700 mm. Une ébauche tubulaire n'est pas réalisable en fonderie compte tenu de la présence de criques et de fissures. La seule possibilité est la réalisation par emboutissage à chaud. Le seul pays possédant de telles presses se trouve en Russie.

La Figure 5-41 présente le plan du moule, il comporte 6 ailettes pour la réalisation des 6 spires et les deux gorges pour la confection des deux bossages sur la membrane. Les dimensions du moule doivent tenir compte d'un retrait de 5% lors de la cuisson de la membrane. La Photographie 5-13a présente le moule après usinage avec ses 3 spires et ses deux bossages. Une membrane à spires réalisée avec le moule est présentée sur la Photographie 5-13b.

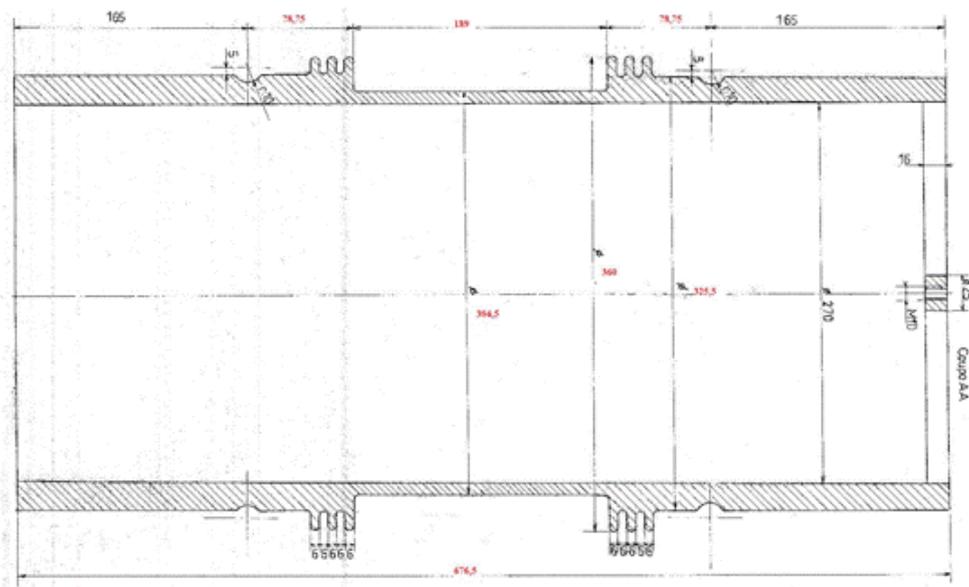
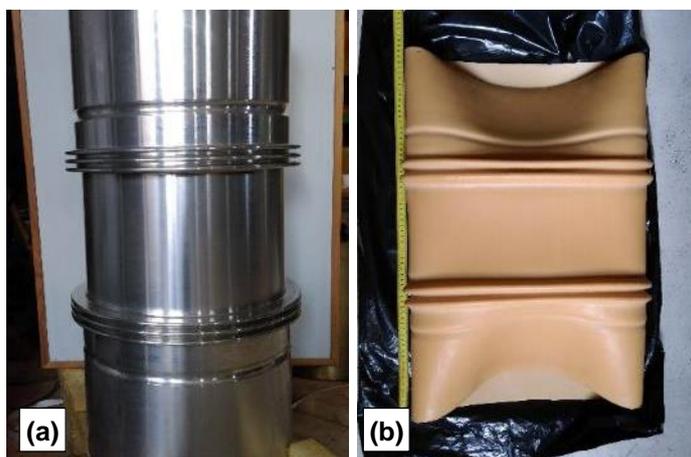


Figure 5-41 : Moule pour la fabrication des membranes à spires



Photographie 5-13 : (a)-Moule spécial pour la fabrication des membranes à spires ; (b)-Membrane réalisée

5.5.2. Fabrication des échantillons

5.5.2.1. Moules de fabrication de l'échantillon du modèle réduit

La Figure 5-42 présente une vue d'ensemble des moules pour la fabrication de la coque de protection en matériau cimentaire. Le moule extérieur est constitué de 2 plaques en deux parties d'épaisseur 70 mm et d'une plaque en deux parties de 40 mm d'épaisseur. Les deux parties de chaque plaque sont assemblées par deux tiges filetées de diamètre 12mm. L'ensemble des trois plaques repose sur un disque en acier inoxydable d'épaisseur 4 mm et il est positionné sur une plaque support d'épaisseur 20 mm par deux tiges de 20 mm et fixé par deux tiges filetées. Le moule intérieur pour la réalisation de la coque tubulaire de protection en matériau cimentaire d'épaisseur 5 mm, possède un diamètre extérieur de 286 mm. Ce moule intérieur est constitué de 4 plaques, 3 plaques d'épaisseur 50 mm et 1 plaque d'épaisseur 30 mm. Chaque plaque est constituée de 3 segments avec une clef permettant le

démoulage par l'extérieur. L'ensemble des segments est assemblé sur la plaque supportant le moule extérieur par 3 goujons avec des écrous de serrage. La Photographie 5-14 représente le moule intérieur et le moule extérieur mis en place sur la plaque support par deux goujons et une partie des moules intérieurs démontés.

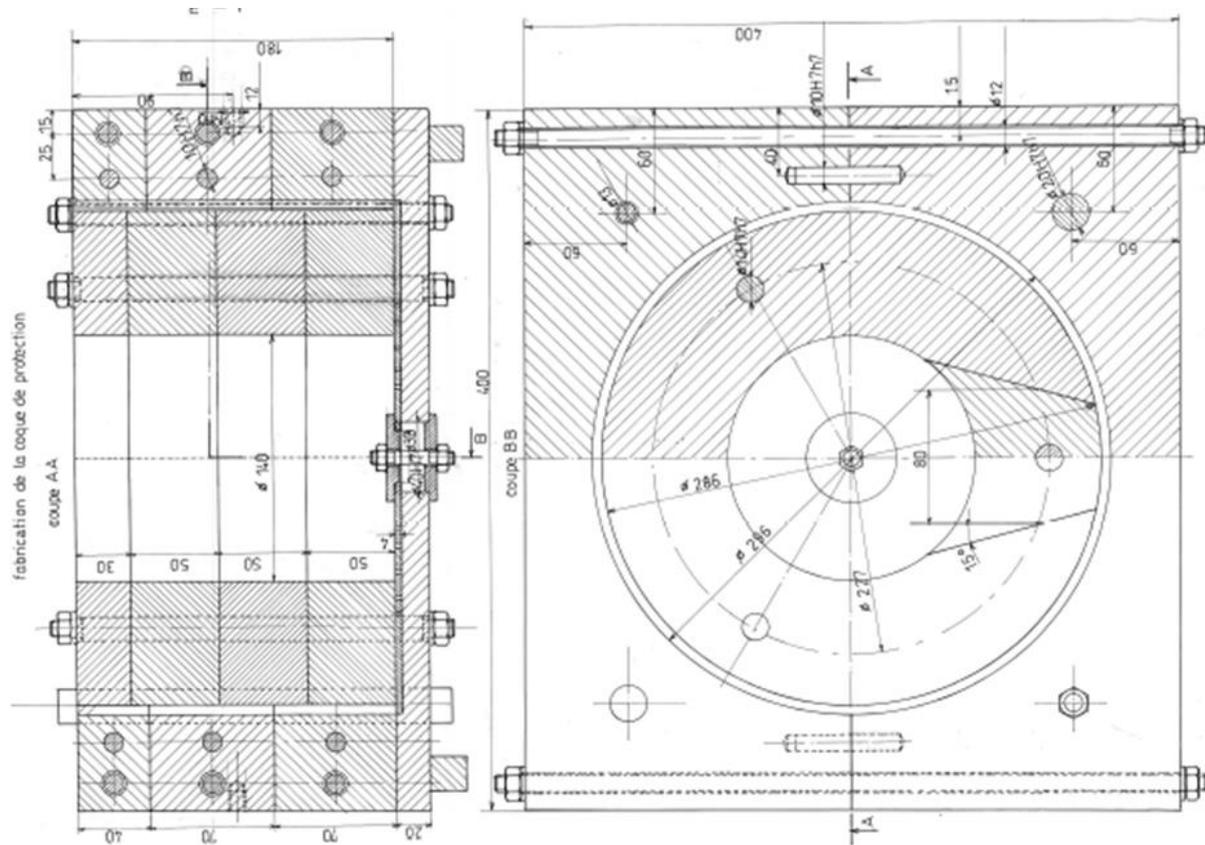


Figure 5-42 : Plan d'ensemble des moules pour la fabrication des coques tubulaire de protection en matériau cimentaire



Photographie 5-14 : Moule pour la fabrication de coque de protection en matériau cimentaire

La Figure 5-43 représente les moules pour la fabrication d'un modèle réduit de voussoir. Après démoulage de la partie intérieure, le soutènement est alors mis en place. Le soutènement constitue un moule perdu en alliage d'aluminium avec un diamètre de 80 mm et une hauteur de 180 mm. Le moule perdu est fixé sur la plaque en acier inoxydable par l'intermédiaire d'un

écrou SKF et d'une bague. L'ensemble plaque en acier inoxydable et moule perdu est positionné dans l'alésage de la plaque support et fixé par une tige filetée. Un bouchon supérieur fileté de 70 mm de diamètre ferme le haut du moule perdu et permet le transport de l'échantillon grâce à un anneau de transport vissé sur le bouchon. Deux bouchons en PVC sont positionnés dans les alésages des doigts du moule perdu pour permettre au cours de l'essai d'évaluer la contrainte radiale sur le soutènement. La Photographie 5-15 présente le moule avant la mise en place des coques avec la barbotine.

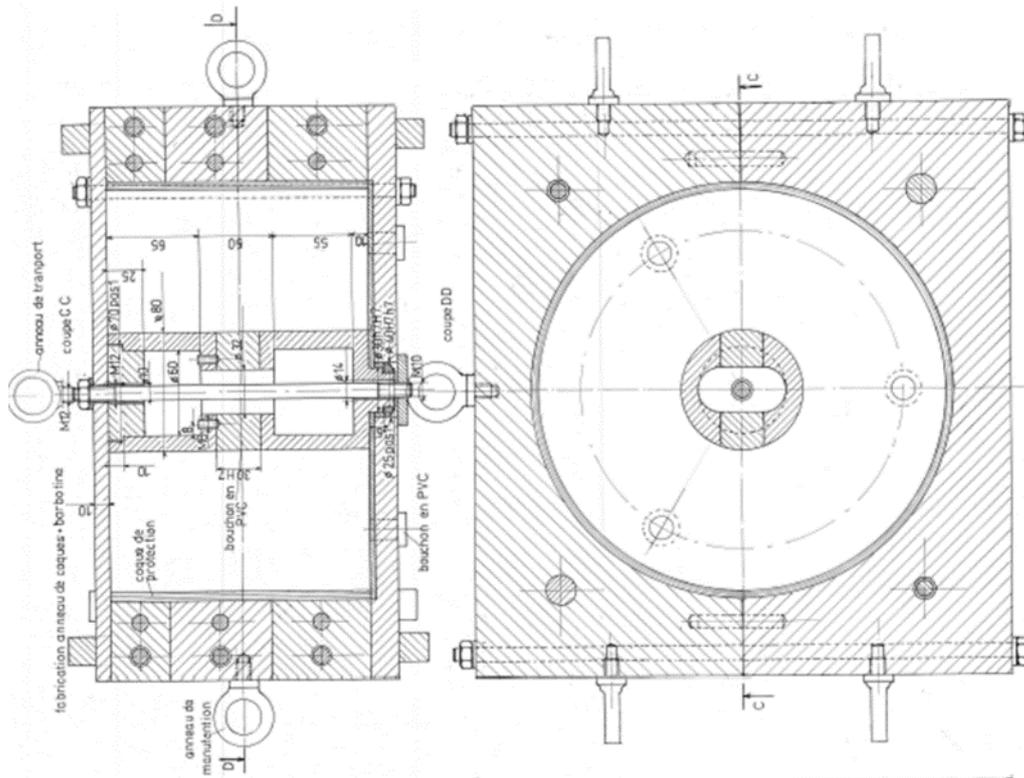


Figure 5-43 : Plan d'ensemble des moules pour la fabrication des modèles réduits de voussoirs compressibles



Photographie 5-15 : Moule assemblé avec la coque de protection et le soutènement

5.5.2.2. Mode opératoire pour la fabrication des échantillons du modèle réduit de voussoirs

D'après les résultats obtenus des échantillons œdométriques fabriqués par Stradal, le mode opératoire avec deux appareils de malaxage noté IM//BA est choisi pour la fabrication de l'échantillon du modèle réduit de voussoirs compressibles. Ici quatre étapes sont nécessaires pour conduire cette fabrication :

- Etape 1 : Mouiller les coques dans une bétonnière pendant environ 2 minutes (Photographie 5-16a) en préparant la barbotine.
- Etape 2 : Ajouter la barbotine sur les coques et laisser tourner pendant 2 minutes (Photographie 5-16b).
- Etape 3 : Retirer les coques du bétonnier et les mettre dans une caisse
- Etape 4 : Retirer les coques enrobées de barbotine avec une fourche possédant un écartement entre dents d'environ 10 mm pour éliminer le surplus de barbotine.



Photographie 5-16 : Mode opératoire pour la fabrication de l'échantillon du modèle réduit de voussoirs

Quatre types d'échantillon sont réalisés, dont :

- Type 1 : l'échantillon en matériau compressible composé de coques céramiques tubulaires avec de la barbotine est interposé entre une coque de protection en matériau cimentaire d'épaisseur 5 mm et le soutènement (Photographie 5-17a).
- Type 2 : l'échantillon en matériau compressible assemblé avec de la barbotine sans coque de protection (Photographie 5-17b).
- Type 3 : l'échantillon sans barbotine et sans coque de protection (Photographie 5-17c).
- Type 4 : l'échantillon sans barbotine mais avec coque de protection (Photographie 5-17d).

Le Tableau 5-8 présente les caractéristiques des échantillons du modèle réduit de voussoirs compressibles réalisés.



Photographie 5-17 : Quatre types d'échantillons du modèle réduit de voussoirs compressibles

Réf	Type	Poids coques sèches (Kg)	Rapport barbotine/coques	Epaisseur (mm)	Densité (Kg/m ³)	Âges (jours)
VC 1	1	5.66	0.54	103	847	84
VC 2	1	5.53	0.52	103	820	121
VC 3	1	5.66	0.61	103	881	133
VC 4	1	5.53	0.61	103	858	197
VC 5	2	6.62	0.58	108	929	193
VC 6	2	6.62	0.53	108	879	82
VC 7	3	7.13	0	108	621	0
VC 8	4	6.39	0	103	600	0
VC 9	2	6.64	0.51	108	900	137
VC10	2	5.51	0.63	89	812	81
VC11	2	3.34	0.77	48	819	70

Tableau 5-8 : Caractéristiques des échantillons du modèle réduit de voussoirs

5.5.3. Mode opératoire d'un essai sur modèle réduit de voussoirs

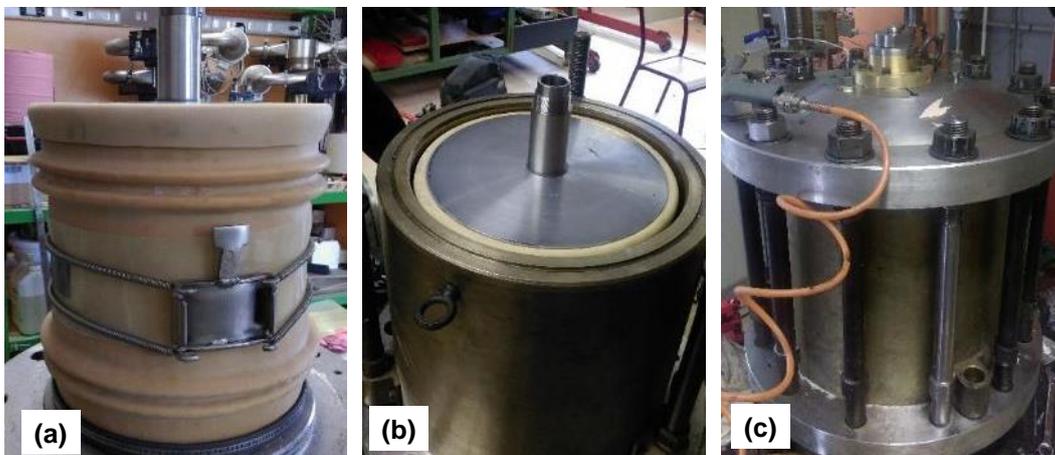
Le montage du modèle réduit de voussoir dans l'appareil comporte les étapes suivantes :

- *Première étape* : Installation du modèle réduit de voussoir sur l'embase.
- *Deuxième étape* : Mise en place d'une feuille de clinquant en acier inoxydable autour de l'échantillon pour protéger la membrane (Photographie 5-18a, b).
- *Troisième étape* : Mise en place à l'intérieur du soutènement aluminium du capteur de mesure de la contrainte appliquée sur l'extrados du soutènement.
- *Quatrième étape* : Réalisation d'une protection supplémentaire de la membrane par une tresse en fibre de verre entourant le clinquant (Photographie 5-18c).
- *Cinquième étape* : Montage de la membrane entre l'embase et la tête. Deux colliers sur l'embase et la tête permettent de bloquer la membrane. Positionnement et serrage du collier d'appui du palpeur de mesure de déplacement grâce à deux ressorts entourant l'échantillon (Photographie 5-19a).

- *Sixième étape* : Mise en place du corps de la cellule en prenant soin de rétracter le palpeur du capteur de déplacement. Installation du chapeau de la cellule en traversant la tige de la tête. Montage de la douille centreur entre la tige de la tête et le chapeau de la cellule. Blocage en déplacement axial de la tête par l'intermédiaire de l'écrou de la tige de la tête (Photographie 5-19b, c).
- *Septième étape* : Connexion des capteurs déplacement radial, capteur de force du soutènement et capteur de pression à la centrale de mesure, et de l'appareil au système de chargement hydraulique.



Photographie 5-18 : Protection de membrane par clinquant et fibre de verre



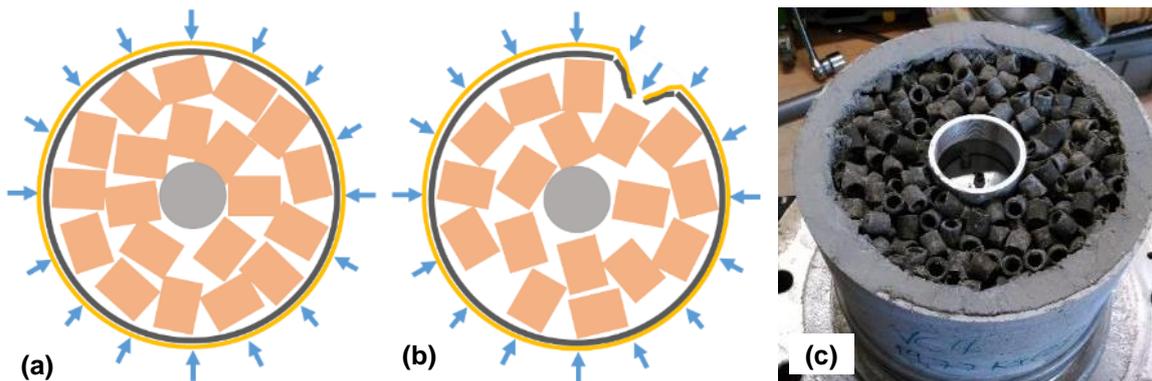
Photographie 5-19 : Membrane d'étanchéité et l'installation finale de l'échantillon dans cellule de chargement

5.5.4. Résultats des essais sur le modèle réduit de voussoirs compressibles

5.5.4.1. Les essais du premier type d'échantillon avec barbotine de collage et coque de protection

Une rupture de la membrane d'étanchéité à environ 2 MPa de pression de confinement à l'interface tête-échantillon s'est produite en raison d'une rupture partielle de la coque de protection dans la partie haute de l'échantillon. En effet dans la partie haute de l'échantillon la

densité des coques est plus faible et la coque de protection est moins bien supportée que sur les autres parties de l'échantillon (Photographie 5-20a). Celui-ci induit sous contrainte un vide à l'interface tête-échantillon qui provoque la rupture de la membrane malgré la protection de la membrane par le clinquant et la tresse en fibre de verre (Photographie 5-20b). Pour renforcer ces points faibles, une couronne de matériau cimentaire est mise en place sur la face supérieure de l'échantillon (Photographie 5-20c). Cette couronne est réalisée quelques heures avant l'essai pour qu'elle n'ajoute pas une résistance supplémentaire à la structure de voussoirs.



Photographie 5-20 : a-Répartition des coques céramiques à l'interface embase-échantillon ; b-Répartition des coques à l'interface tête-échantillon ; c-Couronne en matériau cimentaire pour renforcer la protection de la membrane d'étanchéité

La Figure 5-44 présente la courbe caractéristique d'échantillon VC1. De manière générale, cette courbe indique quatre phases :

- Phase AB : elle correspond à une augmentation rapide de la contrainte jusqu'à le point de rupture B de la coque de protection. La contrainte transférée au soutènement est très faible.
- Phase BC, dite de radoucissement : elle est associée à la destruction progressive de la coque de protection et le réarrangement des coques céramiques après la rupture de leur cohésion.
- Phase CD, dite de déformation plastique : elle est due à l'écrasement des coques céramiques. La contrainte transférée au soutènement est légèrement augmentée mais elle est toujours environ 3 fois plus faible à la contrainte de confinement. Ici on trouve le rôle d'absorption de contrainte du matériau compressible grâce à son comportement d'une structure cylindrique.
- Phase DE : elle correspond à l'augmentation de la rigidité induite par le compactage des coques écrasées. Dans cette phase, la contrainte appliquée sur le soutènement est de plus en plus grande ; elle atteint la contrainte de confinement à 18% de déformation radiale. Le matériau compressible est identique à un matériau granulaire comme cela est montré dans la Photographie 5-21c.

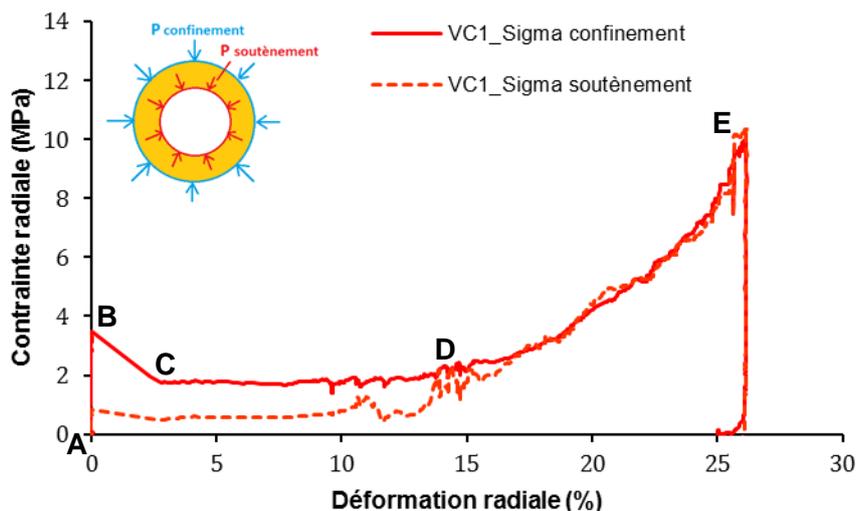
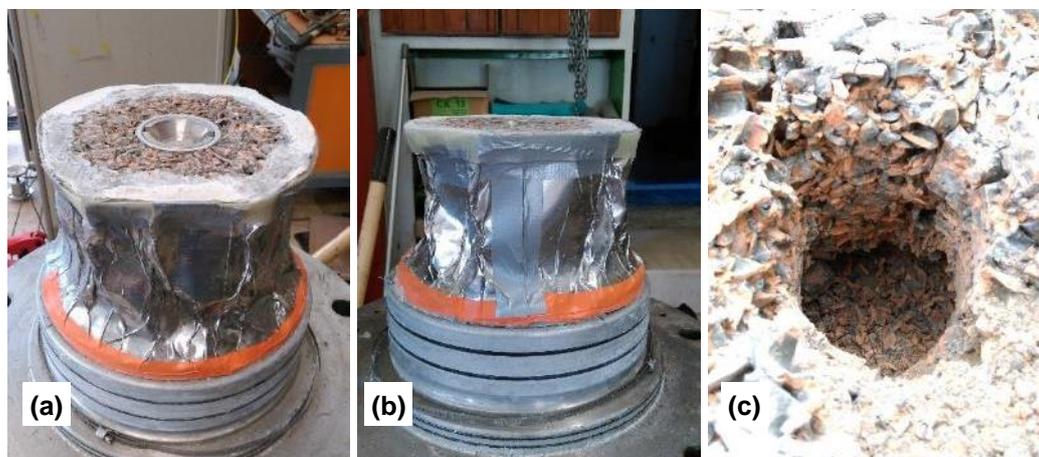


Figure 5-44 : Courbe caractéristique de l'échantillon VC1

Les Photographie 5-21a et b montrent un échantillon de type 1 du modèle réduit de voussoirs compressibles en fin d'essai, et ayant subi une contrainte de confinement de 10 MPa. On constate que la déformation n'est pas régulière. La comparaison des déformations en bas de l'échantillon (sans couronne de matériau cimentaire) par rapport au haut de l'échantillon (avec la couronne de matériau cimentaire) montre que la couronne peut être considérée comme négligeable vis-à-vis du frettage de l'extrémité haute de l'échantillon.



Photographie 5-21 : Vue en fin d'essai de l'échantillon de type 1 du modèle réduit de voussoirs compressibles

La Figure 5-45 présente la comparaison entre l'échantillon VC3 du modèle réduit et l'échantillon 3A œdométrique avec le même rapport barbotine/coques. Le rapport de barbotine/coques est respectivement de 0.61 et 0.6 ; la densité est de 881 kg/m³ et 888 kg/m³ pour la densité. On constate que pour l'essai sur l'échantillon du modèle réduit la contrainte au début du domaine de déformation plastique est plus élevée. Par contre, la déformation correspondant à un confinement de 10 MPa est plus faible d'un facteur 1.9 par rapport à l'échantillon œdométrique. Cette variation est due :

- Principalement aux contraintes orthoradiales d'une structure cylindrique.

- Aux frettages des extrémités de l'échantillon induits principalement par l'augmentation des contraintes axiales sous l'effet du chargement radial.

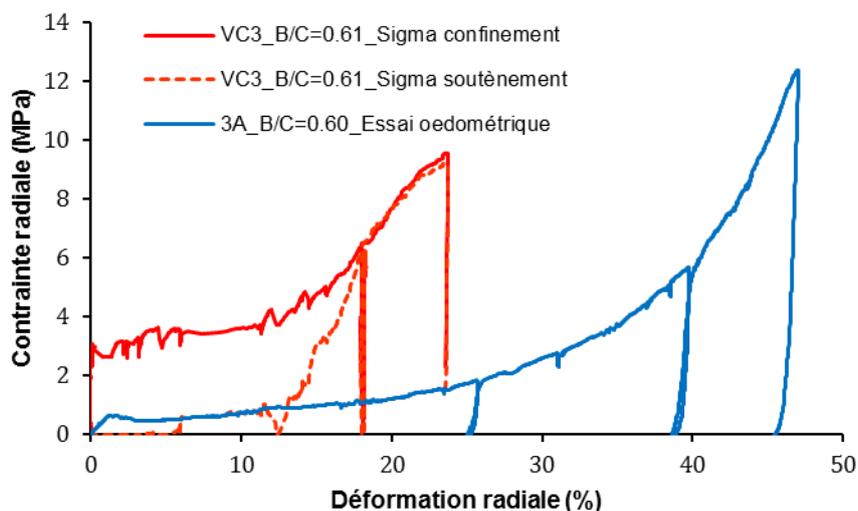


Figure 5-45 : Comparaison des essais du modèle réduit de voussoirs et oedométrique

L'ensemble des courbes caractéristiques des échantillons de types 1 du modèle réduit de voussoirs compressibles est présenté dans la Figure 5-46. L'analyse des résultats met en exergue :

- Dans la première phase de chargement jusqu'à une déformation de 0.1%, les contraintes appliquées sur le soutènement sont nulles, le matériau compressible n'est pas encore sollicité. Dans cette phase, le comportement est gouverné par la coque de protection en matériau cimentaire.
- Après une phase plus ou moins marquée de radoucissement due à la désagrégation de la coque de protection, le chargement affecte principalement le matériau compressible jusqu'à une déformation radiale de 15% correspondant à une contrainte radiale moyenne presque nulle sur le soutènement. Il en résulte que cette déformation de 15% provient essentiellement de l'augmentation des contraintes orthoradiales, le matériau compressible se comporte comme une structure cylindrique et s'éloigne du comportement uni axial des essais oedométriques.
- Une diminution de déformation radiale de l'essai sur le modèle réduit par rapport à l'essai oedométrique. Cette diminution incombe aux contraintes orthoradiales qui dans le cas de l'élasticité sont deux fois plus grandes que les contraintes radiales.
- Le frettage des déformations en bas et en haut des échantillons des modèles réduits de voussoirs est dû principalement à l'effet de l'augmentation des contraintes axiales sous l'effet du chargement radial (coefficient de "Poisson" de 0,5 pour un milieu plastique parfait). La couronne de matériau cimentaire en partie haute de l'échantillon

peut être, au vu des déformations, considérée comme négligeable vis-à-vis du frettage.

- La forte anisotropie des résistances mécaniques obtenue pour les compressions axiales et radiales sur des coques céramiques tubulaires (paragraphe 5.3.2) induit une anisotropie de l'anneau de coques caractérisée par une déformation hétérogène de la surface extérieure de l'anneau de coques (Photographie 5-21).

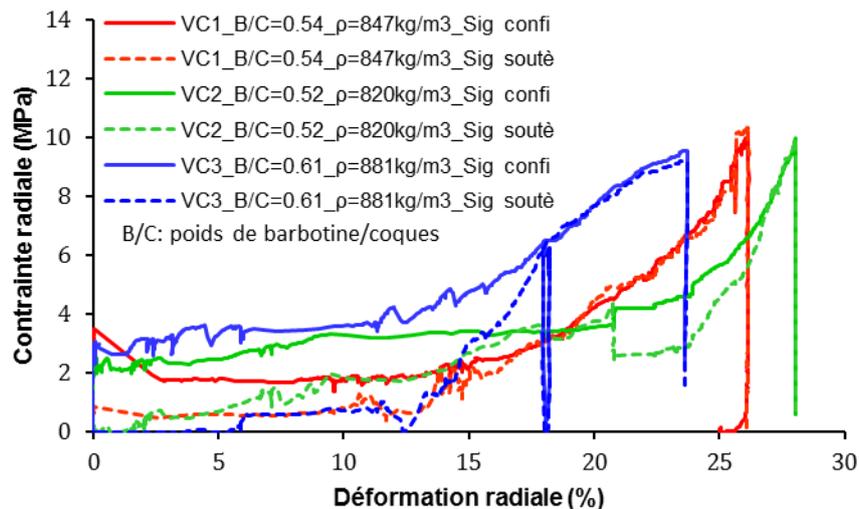
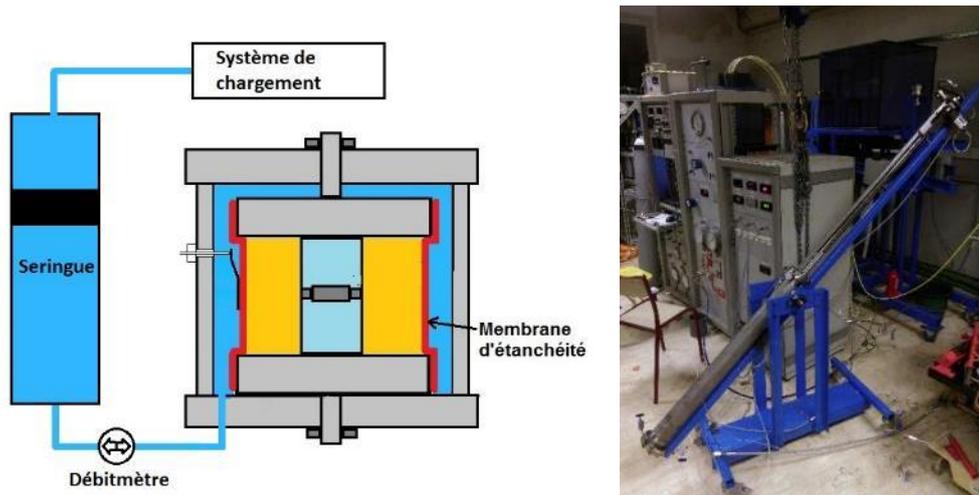


Figure 5-46 : Courbes caractéristiques des échantillons de type 1 du modèle réduit de voussoirs compressibles

5.5.4.2. Les essais du deuxième type d'échantillon du modèle réduit de voussoirs compressibles

Afin d'isoler l'impact de la coque de protection sur le comportement du modèle réduit de voussoirs compressibles, dans cette deuxième série d'échantillons, la coque de protection en matériau cimentaire a été supprimée.

Par ailleurs, l'observation des déformations hétérogènes sur l'échantillon, avec le frettage à leurs extrémités, a montré que la mesure ponctuelle du déplacement radial à une zone positionnée au milieu de la hauteur d'échantillon n'est pas identique au déplacement radial moyen de l'échantillon. Dans cette nouvelle campagne d'essai, la mesure globale de l'échantillon par la variation du volume extérieur a été réalisée par un dispositif appelé seringue (Photographie 5-22). Le principe de la méthode est de mesurer le volume d'eau qui entre dans la cellule d'appareil, ce volume correspond à la diminution volumique de l'échantillon. En sachant que la hauteur et le diamètre intérieur de l'échantillon sont constants, on peut calculer sa déformation radiale moyenne.



Photographie 5-22 : Schéma de mesure et dispositif seringue

La Figure 5-47 présente le résultat de compression au chargement radial de l'échantillon VC5 sans coque de protection. Cet échantillon est réalisé avec un rapport du barbotine/coques de 0.58 et une densité de 929 kg/m^3 . Jusqu'à 15% de déformation, les contraintes appliquées sur le soutènement sont nulles. Cela montre que le comportement du matériau compressible avec de la barbotine de collage est celui d'une structure cylindrique.

On observe que la déformation radiale obtenue à partir de mesures ponctuelles par palpeur auto-compensé est beaucoup plus faible que celle réalisée par la mesure de la variation volumique de l'échantillon. Cette différence provient de la position du collier d'appui du palpeur et la forme déformée de l'échantillon (Figure 5-49). Les biais entre les mesures des déformations radiales ponctuelles par palpeur auto-compensé et celles résultant des variations de volume de l'échantillon sont présentés sur la Figure 5-48. Ces résultats montrent qu'au début du chargement avant l'atteinte de la valeur limite de cohésion de 2 MPa environ, le clinquant se déforme en entrant dans les vides entre les coques céramiques. On constate aussi un faible frottement de l'échantillon à ses extrémités et une déformation quasi cylindrique.

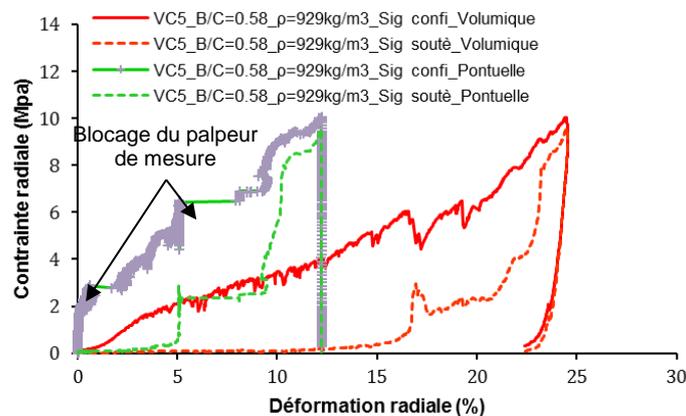


Figure 5-47 : Courbe caractéristique de l'échantillon VC5

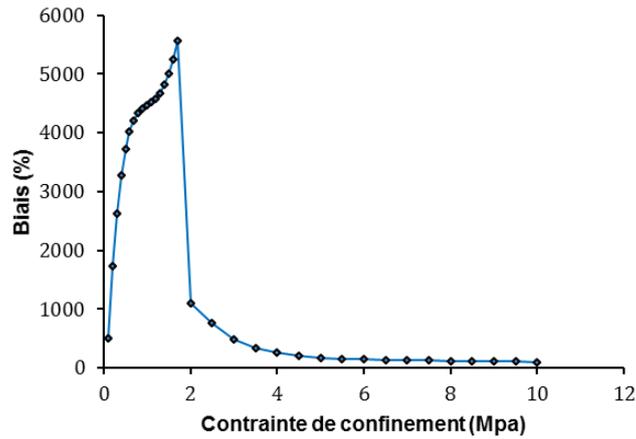


Figure 5-48 : Biais de mesure en fonction de la contrainte de confinement entre deux méthodes

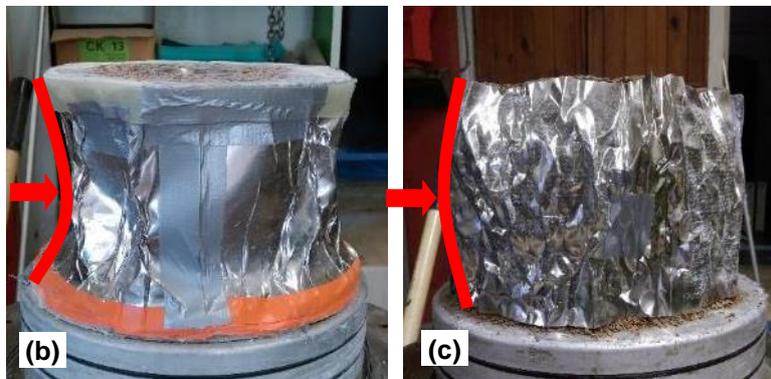
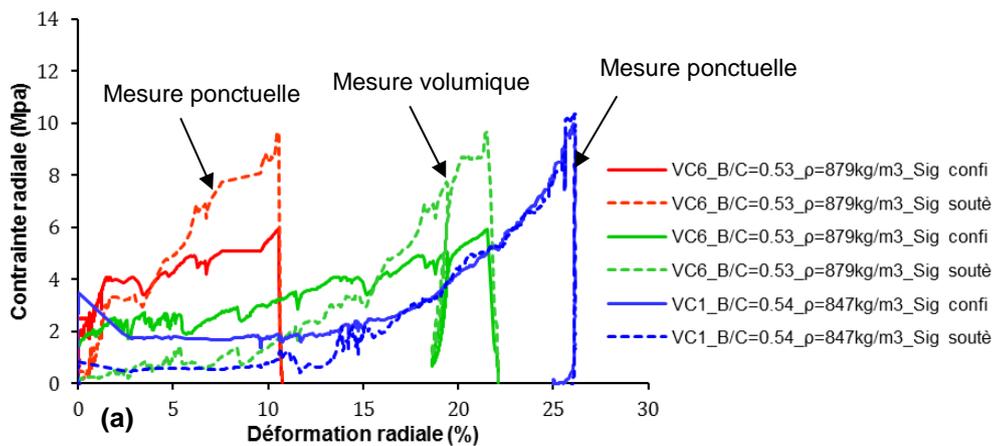


Figure 5-49 : Impact de la forme déformée sur les résultats de mesure : (a) comparaison des deux méthodes de mesure sur VC1 et VC6 ; (b) position de mesure ponctuelle sur VC1 ; (c) position de mesure ponctuelle sur VC6

La

Figure 5-50 présente la comparaison des trois essais sur modèle réduit avec des soutènements de diamètre 80mm 118mm et 200mm. Le comportement observé dans l'essai VC11 avec un soutènement de 200 mm ne rejoint pas le chargement radial comme les essais VC9 et VC10. On observe sur la Photographie 5-23 que le nombre de coques dans l'épaisseur 48 mm de l'anneau n'excède pas 4 coques pour des coques de 18 mm de diamètre et de

hauteur. Dans cette configuration le comportement de l'essai VC11 s'apparente à celui d'un milieu discret.



Photographie 5-23 : Vue de dessus de l'échantillon avec le soutènement de diamètre 20 mm

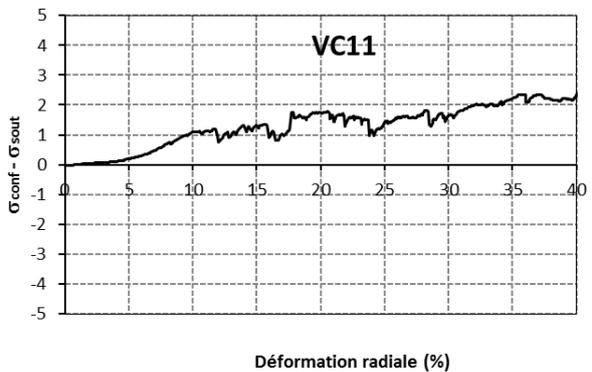
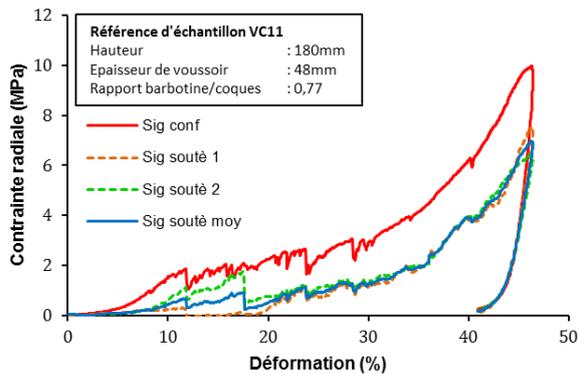
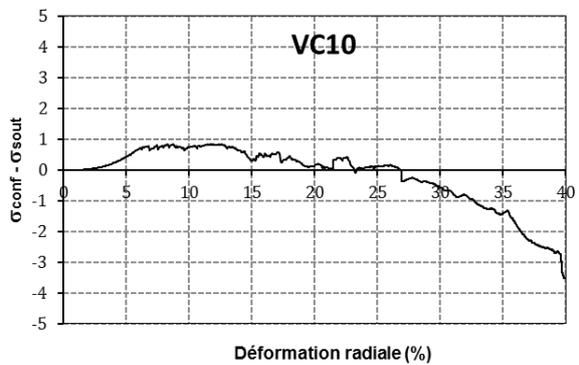
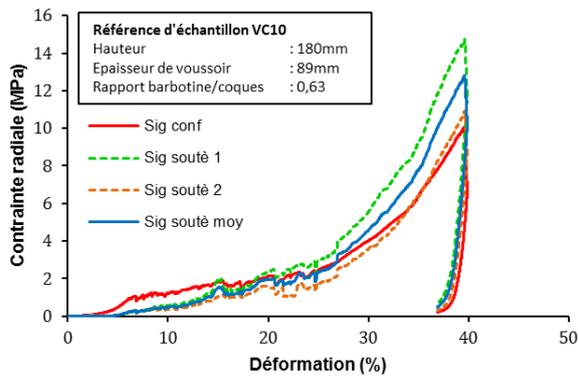
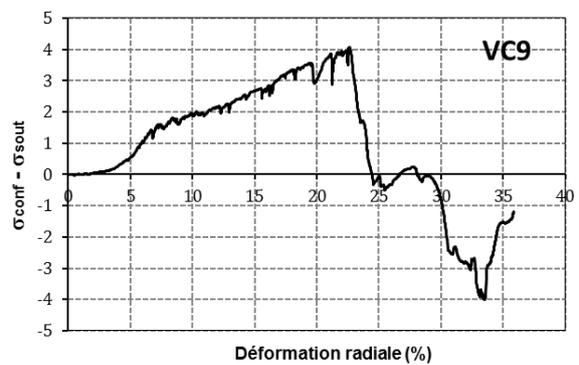
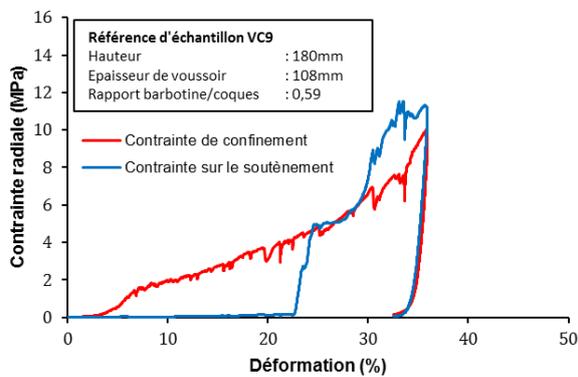


Figure 5-50 : Comparaison des contraintes sur les trois soutènements de diamètre 80 mm VC9, 118 mm VC10 et 200 mm VC11

5.5.4.3. Les essais du troisième et quatrième types du modèle réduit des voussoirs compressibles

Pour vérifier le rôle de la barbotine de collage dans le comportement du modèle réduit des voussoirs compressibles, une troisième série d'échantillon sans barbotine de collage, sans coque de protection, a été réalisée. La Figure 5-51 présente la courbe caractéristique d'un échantillon de ce type. On constate qu'il n'y a pas d'effet de structure cylindrique dans ce cas, la contrainte appliquée sur le soutènement monte avec la contrainte de confinement et avec une très faible résistance initiale. On observe aussi que la déformation radiale mesurée par méthode ponctuelle est identique à celle mesurée par la méthode d'évaluation volumique, malgré le blocage du palpeur auto-compensé à 15% de déformation. Cette coïncidence provient de la déformation régulière de l'échantillon, la forme déformée en fin de l'essai est quasi-cylindrique (Photographie 5-24).

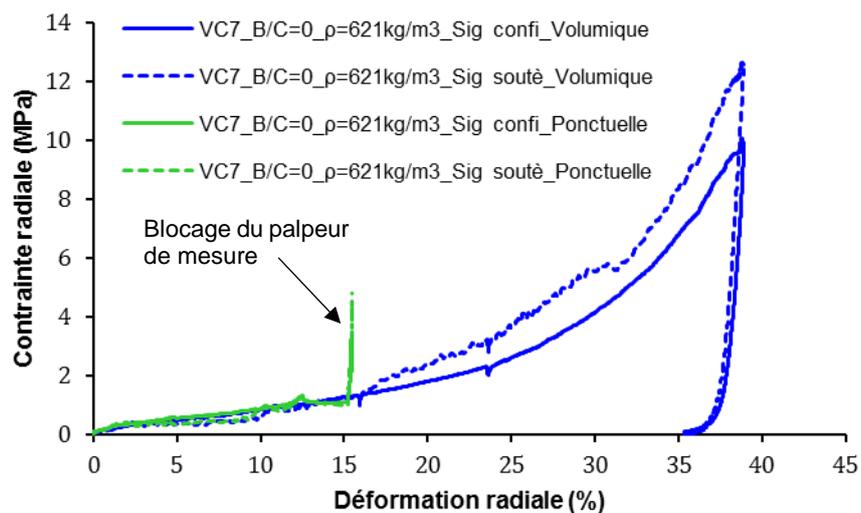
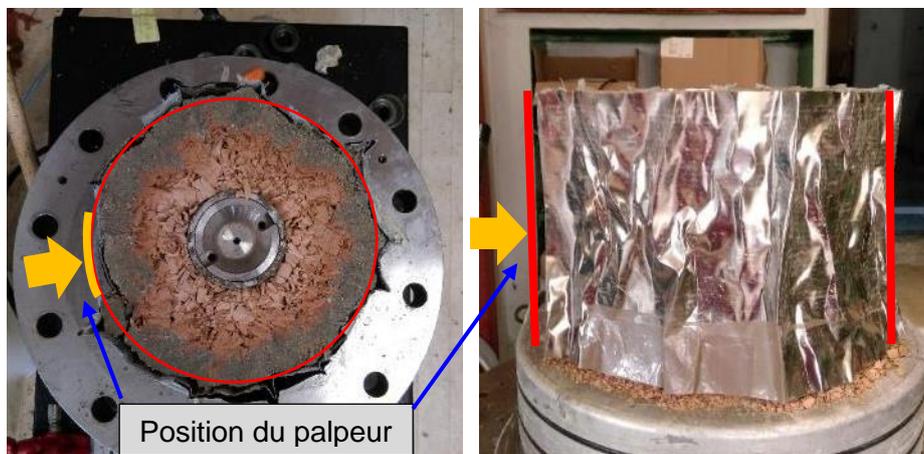


Figure 5-51 : Courbe caractéristique de l'échantillon VC7



Photographie 5-24 : Vue d'échantillon VC7 en fin de l'essai

Afin d'étudier le comportement de la coque de protection sous chargement radial dans le modèle réduit de voussoir, un quatrième type d'échantillon avec les coques céramiques sans barbotine de collage entre le soutènement et la coque de protection en matériau cimentaire a été réalisé. Les résultats présentés dans la Figure 5-52 montrent que le comportement de la coque de protection est celui d'une structure cylindrique. Au début du chargement jusqu'à 4 MPa environ, la coque de protection supporte toutes les pressions de confinement, ce qui se traduit par une contrainte radiale nulle sur le soutènement. Après la rupture de la coque de protection, le comportement du matériau devient identique à celui de l'échantillon de type 3 mais avec une déformation hétérogène induite principalement par la rupture sous forme de plaque de la coque de protection (Photographie 5-25).

Contrairement à l'essai du troisième type, on observe des biais importants entre les mesures des déformations ponctuelles par palpeur auto-compensé et les mesures à partir des variations de volume. Ce biais vient de la forme non homogène de l'échantillon et la position de la mesure ponctuelle. Dans ce cas, le collier d'appui s'est positionné sur le pli (Photographie 5-25).

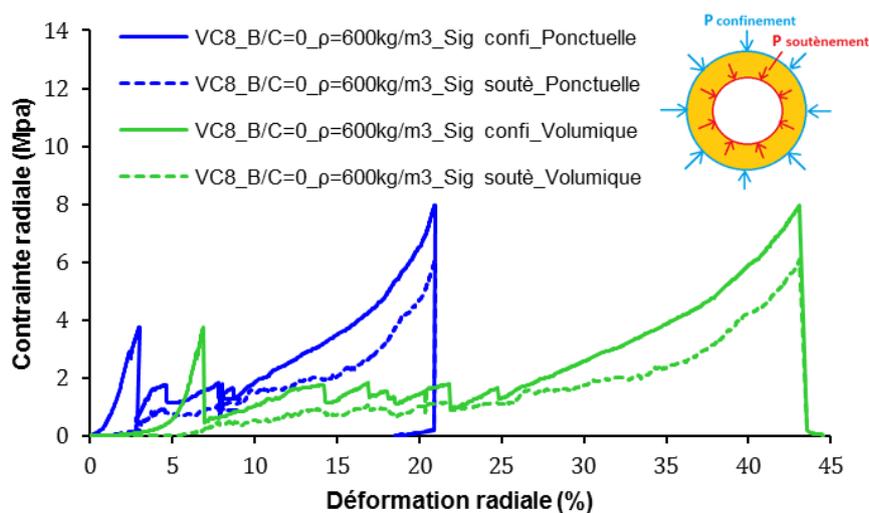
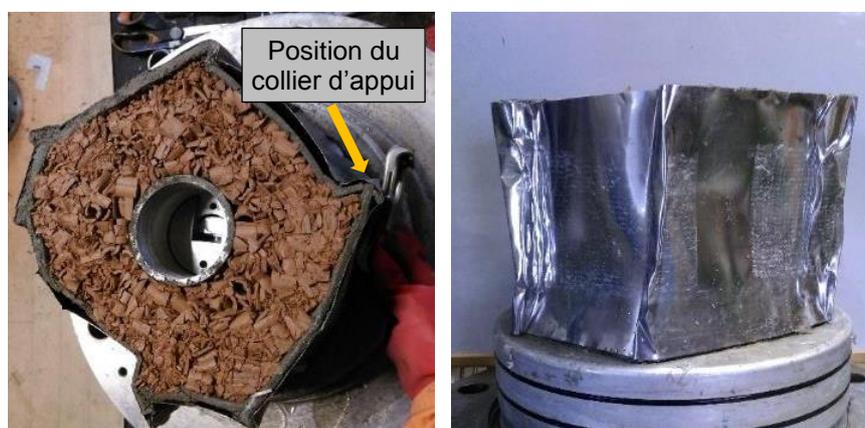


Figure 5-52 : Courbe caractéristique de l'échantillon VC8



Photographie 5-25 : Vue de l'échantillon VC8 après chargement

5.6. Approches de modélisation

5.6.1. Première approche semi empirique

Cette approche est une quantification des modifications des caractéristiques mécaniques (les modules tangents) et des domaines plastiques entre les structures en anneaux chargées radialement et les compressibilités œdométriques. La Figure 5-53 présente les évolutions des modules tangents et des domaines plastiques entre les essais sur modèle réduit et l'essai œdométrique sans barbotine et sans coque de protection. Les modules tangents sont respectivement :

- Pour l'essai œdométrique : $E(MPa) = 0.5 \times \exp(7.7 \times \varepsilon_{axiale})$
- Pour l'essai sur modèle réduit : $E(MPa) = 2.55 \times \exp(9.13 \times \varepsilon_{radiale})$

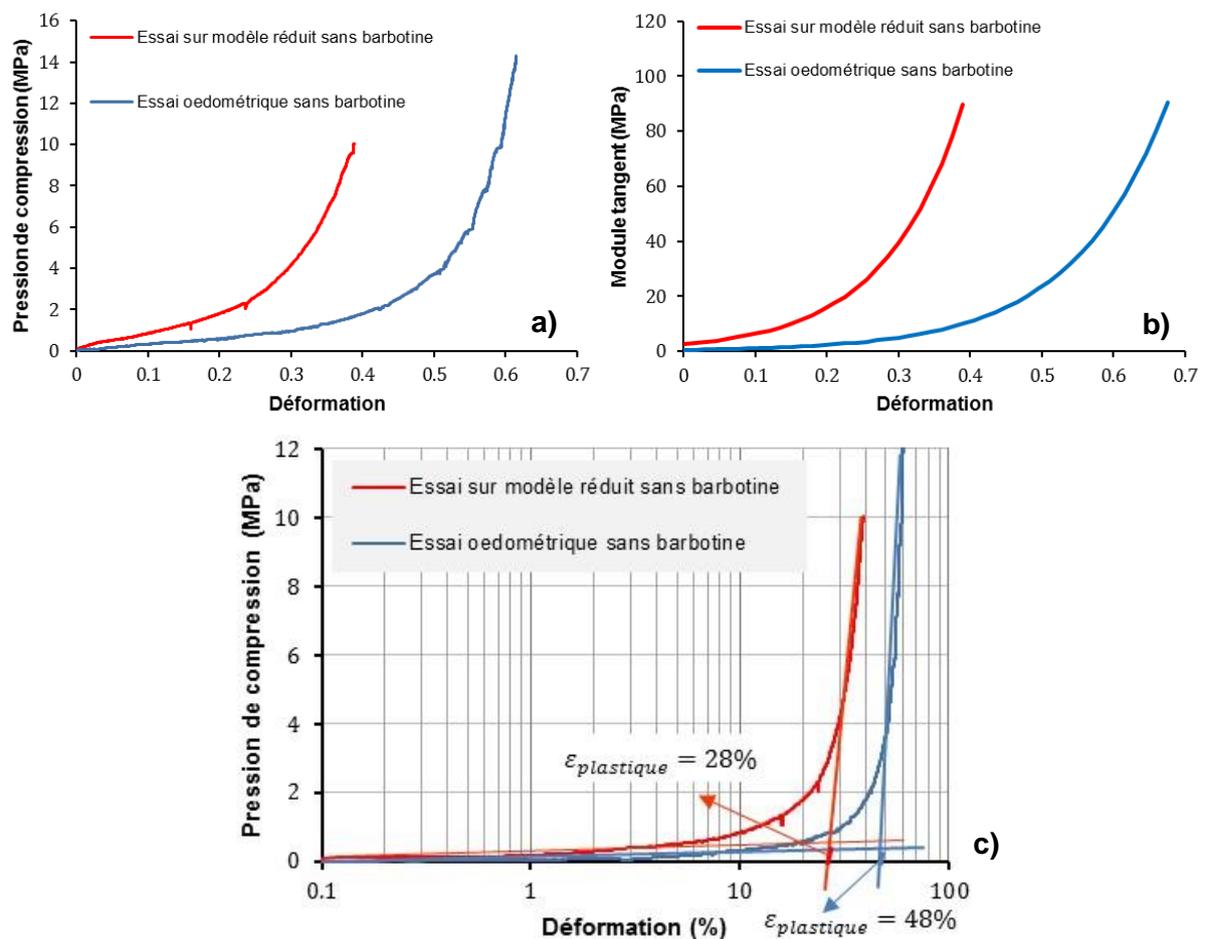


Figure 5-53 : Comparaison essai œdométrique et essai sur modèle réduit : (a)-Courbes contrainte-déformation ; (b)-Evolution des modules tangents ; (c)-Evolution des domaines plastiques

Pour une même déformation on constate que les modules tangents résultant des essais sur le modèle réduit sont plus grands que ceux observés sur les essais œdométriques, avec une différence comprise entre 80% à 91% (Figure 5-54).

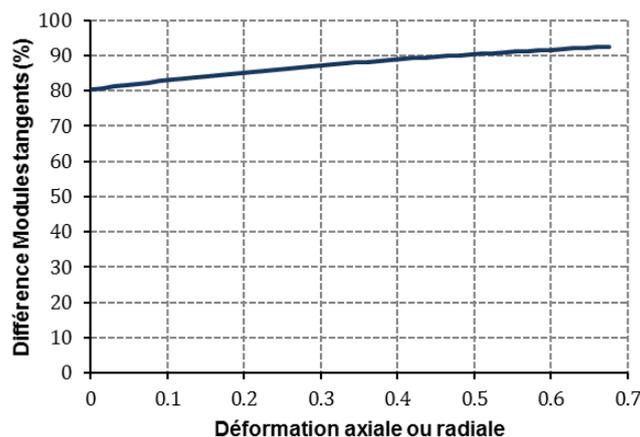


Figure 5-54 : Différence de modules tangents entre les essais sur modèle réduit et les essais œdométriques

Par ailleurs le domaine plastique est plus faible pour les essais sur modèle réduit ($\varepsilon_{plastique} = 28\%$) que pour les essais œdométrique ($\varepsilon_{plastique} = 48\%$) soit une réduction de 40%.

5.6.2. Deuxième approche de modélisation

5.6.2.1. Modèle rhéologique Coqcéram du matériau compressible

Le comportement du matériau compressible observé sur des chemins œdométriques comporte trois domaines, cf. Figure 5-55 :

- Le premier domaine élastique est lié à la présence de la barbotine. L'amplitude du domaine élastique est gouvernée par le pourcentage du poids de barbotine et de sa formulation par rapport au poids des coques sèches (Figure 5-56). La limite élastique en compression s'exprime sous la forme :

$$\sigma_{\text{élastique-œdométrique}} = 9.86 \times P_{B/C}^4 - 28.8 \times P_{B/C}^3 + 18 \times P_{B/C}^2 - 4.33 \times P_{B/C} + 0.95$$

Avec $P_{B/C}$ pourcentage de poids de barbotine par rapport au poids des coques sèches.

- Le deuxième domaine plastique est compris entre la fin du domaine élastique et le moment où les coques sont compactées, c'est-à-dire le moment où l'on a disparition des vides tubulaires des coques. Le matériau se comporte alors en milieu granulaire.
- Le troisième domaine décrit une rigidification après l'épuisement de la porosité des coques en grandes parties.

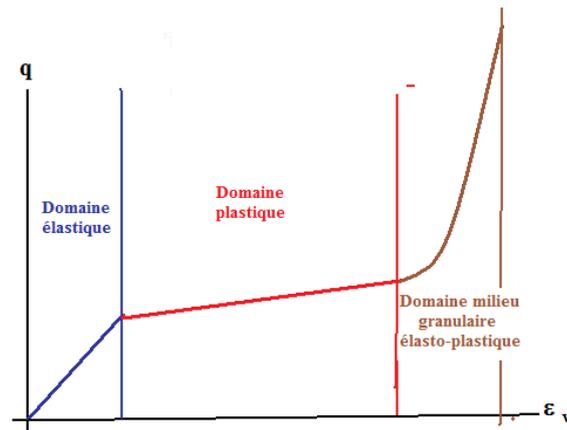


Figure 5-55 : Schématisation des trois domaines de comportement des coques tubulaires assemblées par barbotine

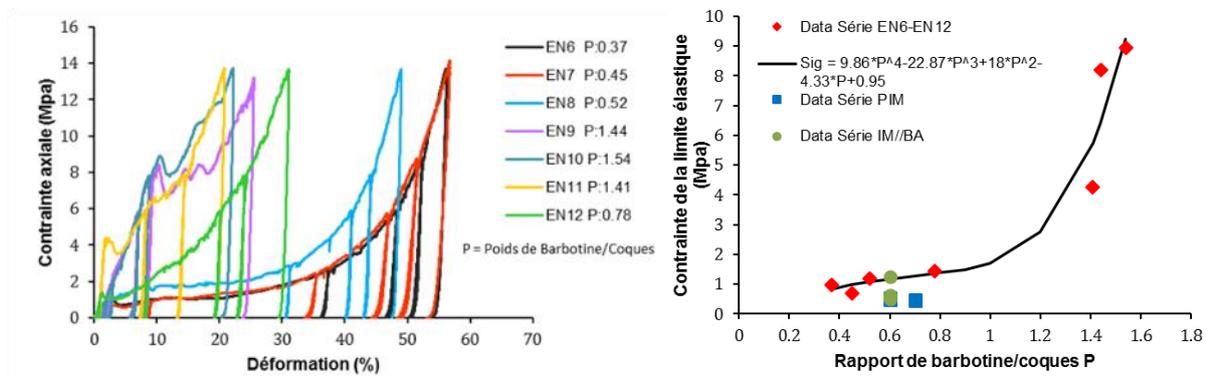


Figure 5-56 : Evolution de la limite élastique en fonction du pourcentage du poids barbotine par rapport au poids des coques

Le modèle Ganta Gravel modifié est utilisé pour simuler le comportement du matériau compressible.

5.6.2.1.1. Mécanisme élastique

Déformations élastiques sous l'effet du chargement :

- Déformation volumique $d\varepsilon_v^e = \frac{1}{k} \times dp$ & $k = \frac{E}{3 \times (1 - 2 \times \nu)}$
- Déformation de cisaillement $d\varepsilon_d^e = \frac{1}{3 \times G} \times dq$ & $G = \frac{E}{2 \times (1 + \nu)}$

5.6.2.1.2. Mécanisme plastique

Le mécanisme plastique est caractérisé par la surface de charge notée FMC de forme elliptique qui s'exprime sous la forme :

$$FU = (q - \alpha_q)^2 + M^2 \times (p' - \alpha_p + a) \times (p' - \alpha_p - a) = 0 \quad (5.5)$$

Où : α_p, α_q sont les coordonnées du centre de l'ellipse $\alpha_p = \frac{p'_{BC} + R_T}{2}$ & $\alpha_q = 0$

a est le grand rayon de l'ellipse $a = \frac{p'_{BC} - R_T}{2}$

R_T : résistance en traction

p'_{BC} : pression de consolidation

Soit :
$$FMC : q^2 + M^2 \times (p' + R_T) \times (p' - p'_{BC}) = 0 \quad (5.6)$$

L'écroûissage de la surface de charge FMC s'exprime par :

$$R_T = 1 - \frac{\varepsilon_v^p}{a + \frac{\varepsilon_v^p}{b}} = 1 - \frac{\varepsilon_v^p}{0.026 + \frac{\varepsilon_v^p}{1.04}} \quad (\text{Figure 5-57}) \quad (5.7)$$

$$p'_{BC} = 0.28 \times \exp(9 \times \varepsilon_v^p) \quad (\text{Figure 5-58}) \quad (5.8)$$

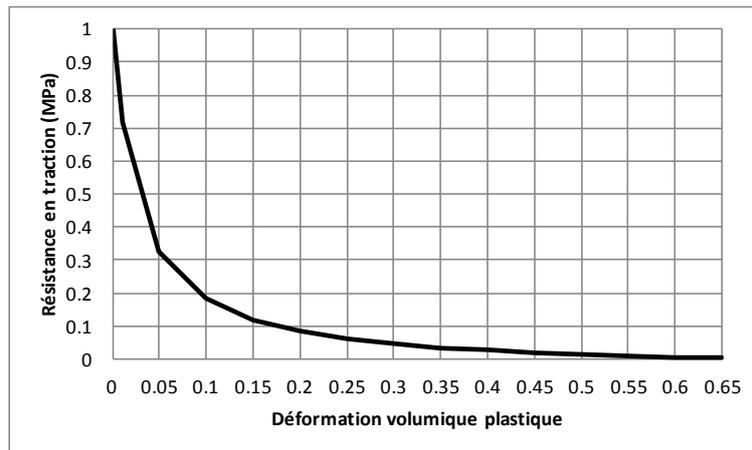


Figure 5-57 : Evolution de la résistance en traction avec la déformation volumique plastique

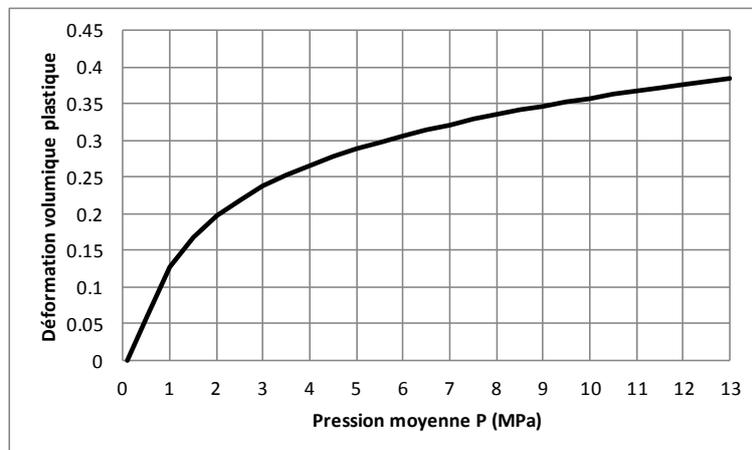


Figure 5-58 : Déformation volumique lors de la compression œdométrique

Les incréments de déformation plastique déviatoire et volumique s'expriment sous la forme :

$$d\varepsilon_v^p = d\lambda_{FCM} \times \frac{\partial F_{CM}}{\partial p'} \quad (5.9)$$

$$d\varepsilon_d^p = \bar{\omega} \times d\lambda_{FCM} \times \frac{\partial F_{CM}}{\partial q} \quad (5.10)$$

Où $\bar{\omega}$ est le paramètre de (Ohmaki 1982) variant linéairement de 0.2 à 0.6 en fonction de la pression moyenne :

$$\bar{\omega} = 1 + \frac{|p' - \alpha_p|}{a} = 1 + \frac{\left| p' + \frac{p_{BC} + R_T}{2} \right|}{\frac{p_{BC} - R_T}{2}} \quad (5.11)$$

Le multiplicateur de plasticité est obtenu par la condition de consistance :

$$dF_{CM} = \frac{\partial F_{CM}}{\partial p'} \times dp' + \frac{\partial F_{CM}}{\partial q} \times dq + \frac{\partial F_{CM}}{\partial p_{BC}} \times dp_{BC} + \frac{\partial F_{CM}}{\partial R_T} \times dR_T = 0 \quad (5.12)$$

L'évolution des surfaces de charge en fonction des déformations volumiques plastiques est présentée dans la Figure 5-59.

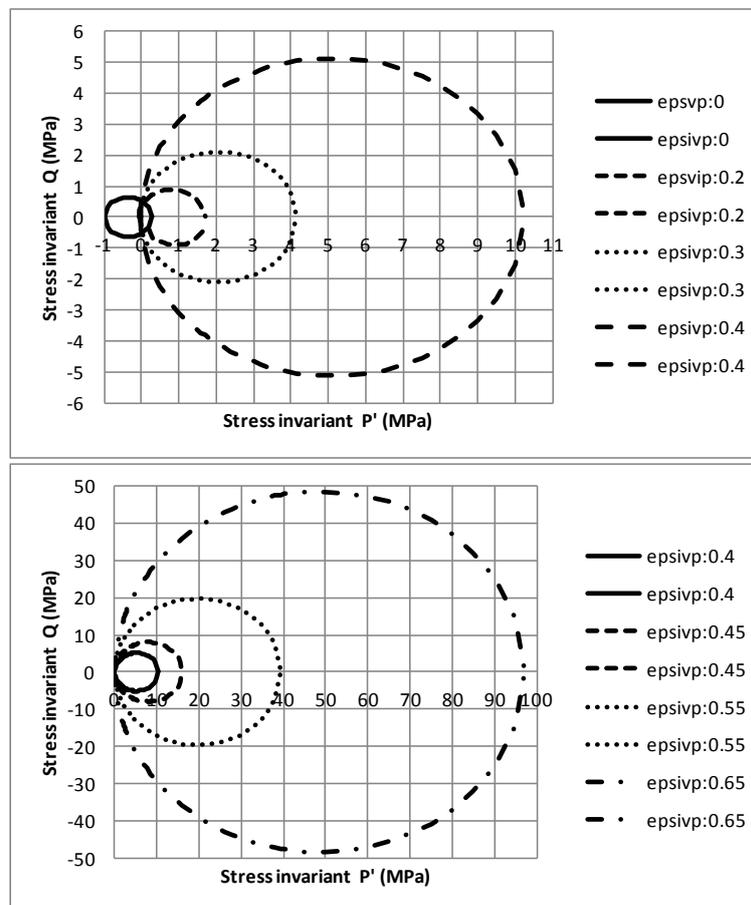


Figure 5-59 : Evolution des surfaces de charge en fonction des déformations volumiques plastiques

La Figure 5-60 présente dans l'espace tridimensionnel q - p - ε_v^p , les surfaces de charge les courbes de compressibilité et d'état critique.

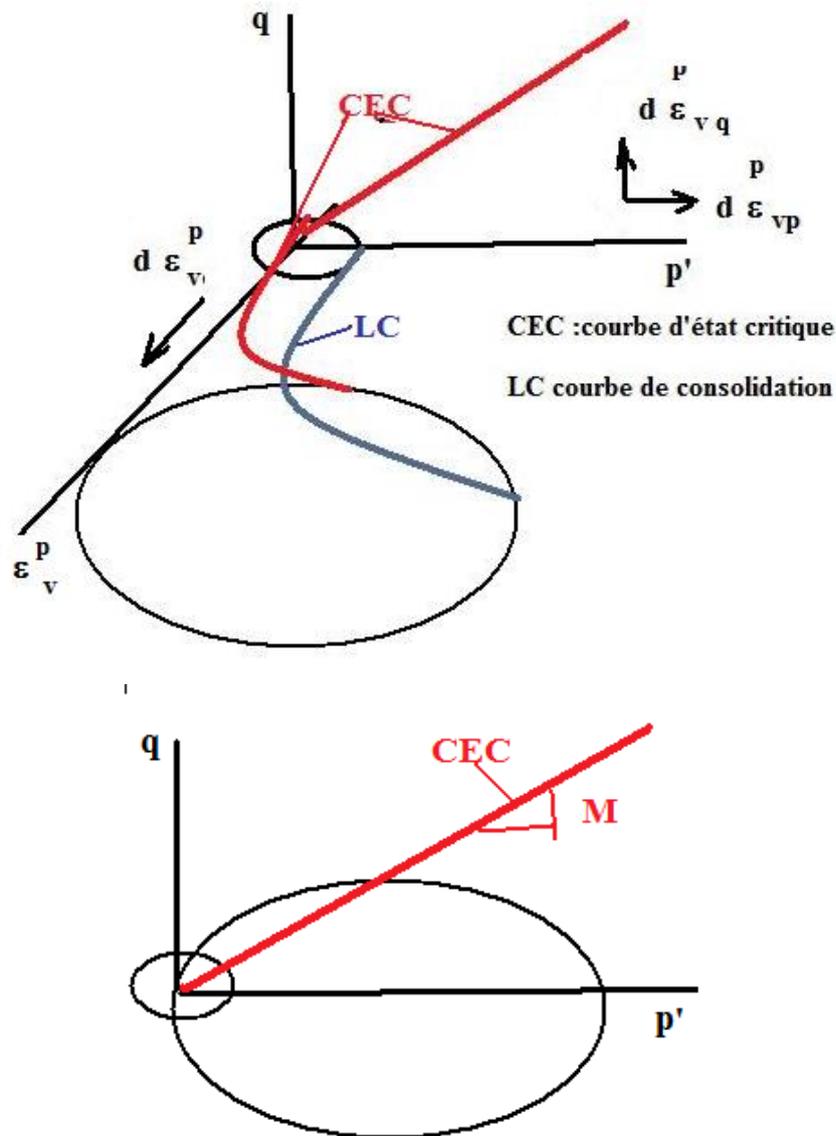


Figure 5-60 : Modèle pour les coques assemblées par barbotine : (a) vue tridimensionnelle de la surface de charge dans le référentiel q - p' - ε_v^p & (b) projection de la surface de charge dans le plan q - p'

5.6.2.1.3. Application du modèle rhéologique aux essais de laboratoire

La validation du modèle rhéologique du matériau compressible est réalisée par comparaison des simulations numériques et des essais de laboratoire œdométriques et sur modèle réduit. Le modèle rhéologique est « intégré » dans le code EF CLEO.

5.6.2.1.3.1. Application aux essais œdométriques

Le maillage et les conditions aux limites utilisées pour simuler le chargement œdométrique sur les coques tubulaires sont présentés sur la Figure 5-61.

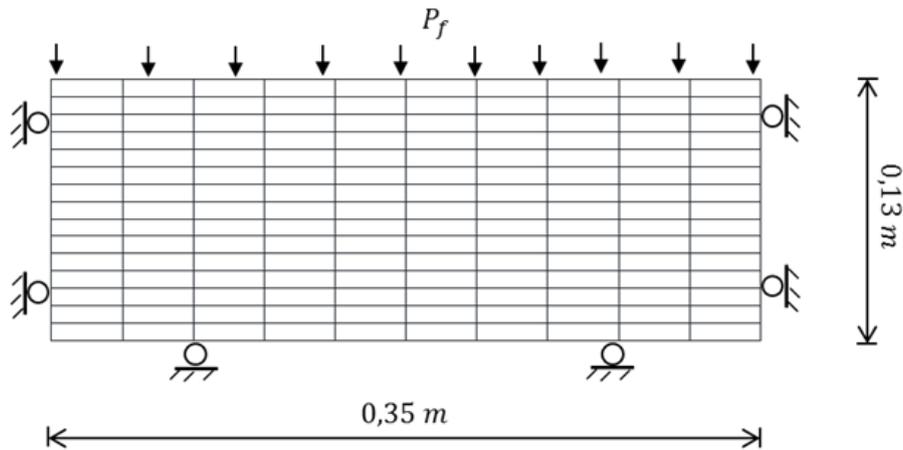


Figure 5-61 : Maillage et les conditions aux limites utilisées pour les simulations de l'essai œdométrique

La Figure 5-62 présente la comparaison entre la simulation numérique et les essais sur coques tubulaires sans barbotine. La simulation est en bon accord avec les résultats de l'essai œdométrique.

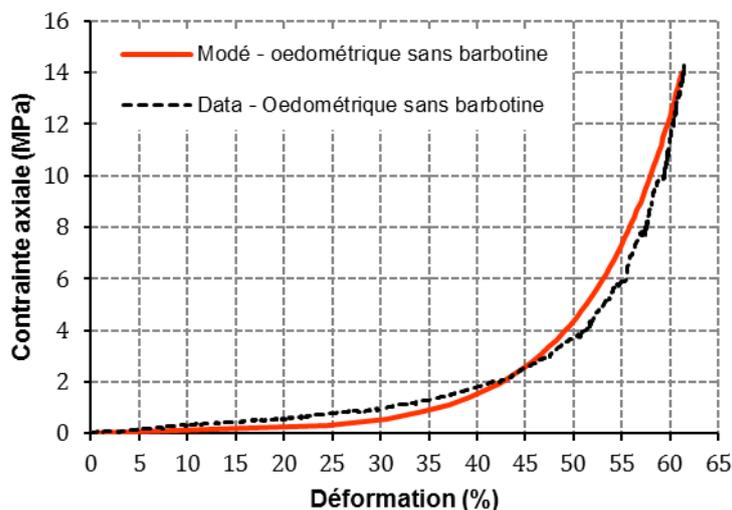


Figure 5-62 : Comparaison entre les résultats de simulation numérique avec le modèle rhéologique de l'essai œdométrique des coques sans barbotine et les résultats expérimentaux

5.6.2.1.3.2. Application aux essais sur modèle réduit

L'essai sur modèle réduit d'un anneau de matériau compressible génère des gradients de déformation et de contrainte. Il doit donc être modélisé comme un problème aux limites de structure faisant appel au code de calcul CLEO. Le maillage et les conditions aux limites sont définis dans la Figure 5-63.

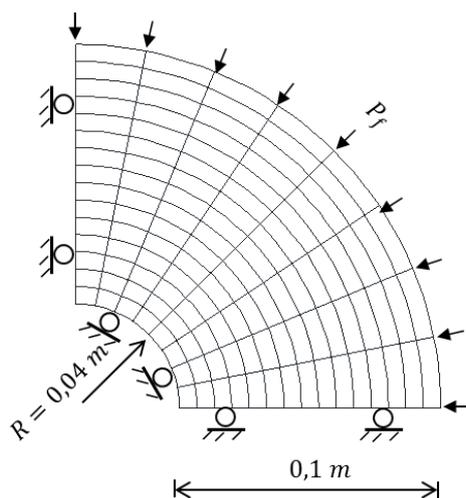


Figure 5-63 : Maillage et conditions aux limites utilisées pour la modélisation de l'anneau du modèle réduit

La Figure 5-64 présente la comparaison entre la simulation numérique et les résultats des essais sur modèle réduit d'un anneau constitué de coques sans barbotine. On observe là encore un bon accord modélisation-essai permettant ainsi de valider le modèle rhéologique développé pour les voussoirs compressibles.

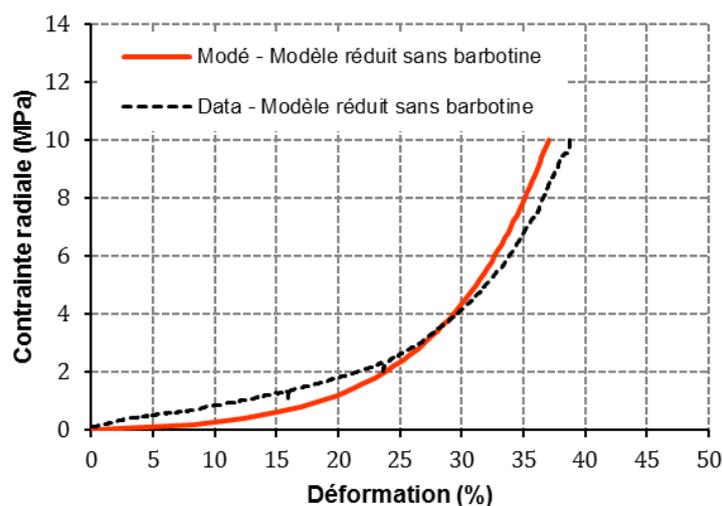


Figure 5-64 : Comparaison entre les résultats de de simulation numérique avec le modèle rhéologique de l'essai sur modèle réduit d'un anneau de coques sans barbotine et les résultats expérimentaux

5.6.2.2. Application aux voussoirs en matériau compressible installés dans le laboratoire Meuse/Haute Marne

Les hypothèses dans cette modélisation :

- H1 : le modèle rhéologique SC2D retenu pour l'argilite est celui de l'argilite non parturbée.
- H2 : le revêtement en béton armé n'est pas modélisé. Il est considéré comme indéformable et ses déplacements radiaux sont nuls.

- H3 : le comportement du matériau compressible (coques + barbotine) utilise le modèle rhéologique Coqcéram.
- H4 : les champs de déplacement et de contrainte sont obtenus avec le code EF CLEO.
- H5 : l'ouvrage modélisé est dans la direction de la contrainte majeure σ_H

5.6.2.2.1. Techniques de modélisation pour simuler la mise en place d'un soutènement

Il y a deux méthodes principales pour simuler la mise en place d'un soutènement :

- Première méthode activation/désactivation des caractéristiques mécaniques du soutènement : le maillage du soutènement est créé dès le début du calcul. Avant sa mise en place, le soutènement est désactivé dans le calcul en donnant un module très faible à la partie du maillage correspondant au soutènement. La mise en place du soutènement consiste à activer ses caractéristiques mécaniques (Figure 5-65).
- Deuxième méthode pour remaillage: L'excavation est réalisée par le maillage du massif. La pose du soutènement nécessite un remaillage du massif-soutènement tout en conservant les variables et les valeurs résultant de l'excavation (Figure 5-66).

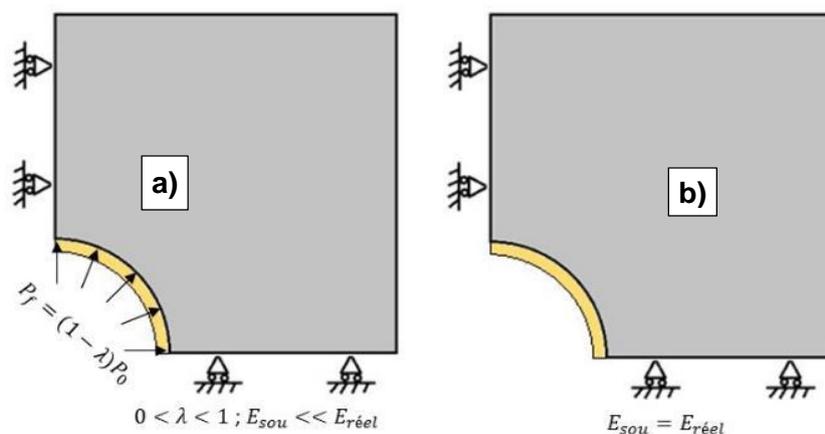


Figure 5-65 : Maillage de la méthode activation/désactivation a)-Avant la pose du soutènement ; b)-Après la pose du soutènement

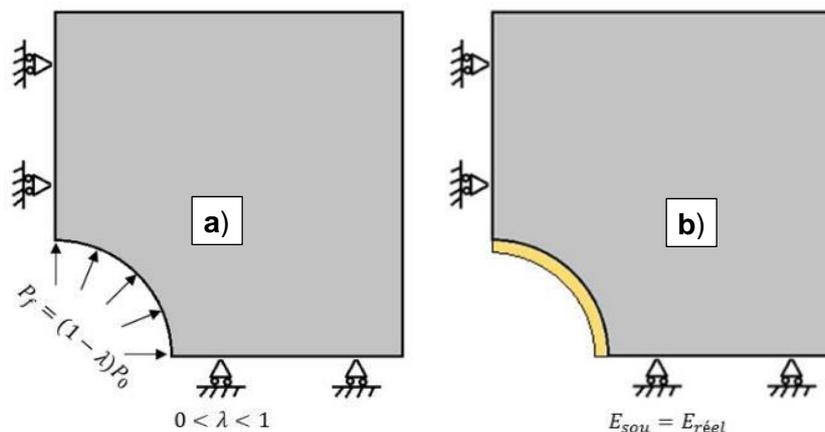


Figure 5-66 : Maillage de la méthode de création du nouveau maillage a)-Avant la pose du soutènement ; b)-Après la pose du soutènement

5.6.2.2.2. Modélisation de l'interaction massive du COx et du soutènement en voussoirs compressibles

Dans le cadre de ce travail, la première méthode est utilisée pour la mise en place du soutènement compressible. Elle est plus simple à mettre en œuvre en activant les caractéristiques mécaniques du soutènement à sa mise en place. Par simplification des calculs, la coque de structure du soutènement en béton armé n'est pas modélisée. Elle est supposée ultra rigide sans déformation en bloquant les déplacements à l'intrados de la couche de matériau compressible.

Le maillage et les conditions aux limites mise en œuvre pour ces modélisations sont présentés sur la Figure 5-67.

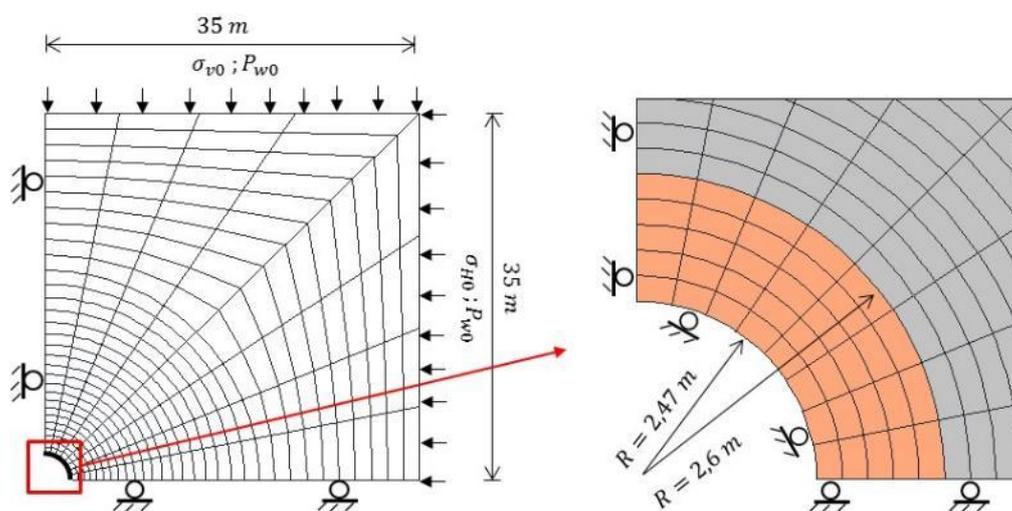


Figure 5-67 : Maillage et conditions aux limites pour la modélisation du massif en interaction avec un soutènement compressible

5.6.2.2.3. Résultats obtenus

Cas d'un soutènement sans matériau compressible :

La Figure 5-68 présente les évolutions de la pression appliquée sur le revêtement rigide dans le cas d'un soutènement classique sans matériau compressible. Ce soutènement est installé immédiatement après 21 jours du début de l'excavation. Pendant ces 21 jours, les effets différés de l'argilite sont pris en compte. En revanche, après 21 jours, les déplacements radiaux à l'interface du massif sont bloqués (le soutènement est considéré très rigide), c'est seulement l'augmentation des contraintes qui est modélisée sur cette interface. On constate une forte augmentation continue de la pression exercée sur l'extrados du soutènement. Ainsi, la contrainte horizontale passe de 4 MPa (à 90 jours) à 12MPa (à 50 ans). Par ailleurs les contraintes appliquées sur le soutènement sont très anisotropes et nécessitent un

ferrailage des anneaux de forte épaisseur pour éviter une trop forte ovalisation et une rupture de l'anneau de voussoirs.

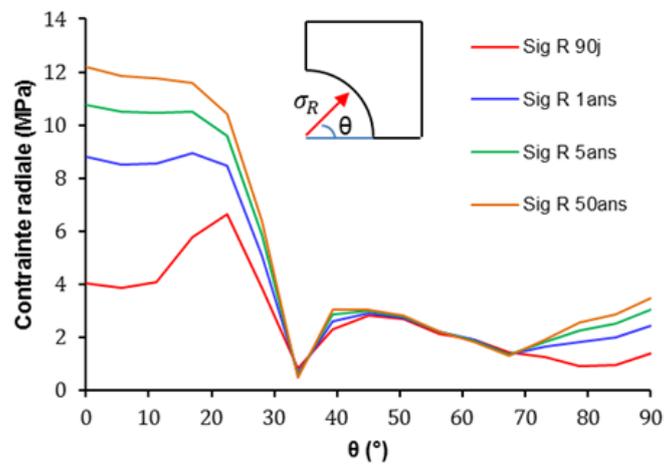


Figure 5-68 : Pression sur le soutènement sans matériau compressible

Cas d'un soutènement avec matériau compressible :

Comme on peut l'observer sur la Figure 5-69, la présence du matériau compressible permet :

- Une diminution des pressions sur le soutènement avec une valeur maximale de 2.1MPa à 50 ans.
- Une distribution des pressions sur le soutènement homogène.

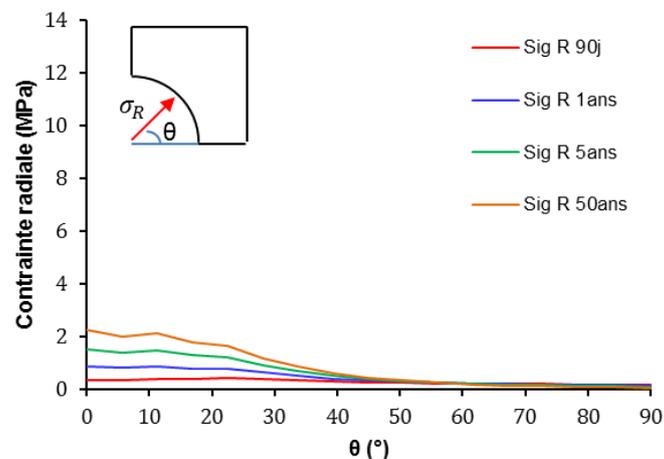


Figure 5-69 : Pression sur le soutènement avec matériau compressible

5.7. Discussion et conclusion

A l'échelle élémentaire, les coques céramiques sous forme tubulaire présentent une résistance mécanique très hétérogène en compression radiale et axiale. Ainsi, pour les essais sur modèles réduits, les faibles épaisseurs de matériau compressible induit des difficultés de remplissage entre le soutènement et le moule extérieur. Il en résulte une hétérogénéité qui se traduit par une variation de densité du matériau compressible à l'échelle macrostructurale.

La réalisation des voussoirs dans des moules métalliques intégrant une couche de matériau compressible nécessite la création d'une cohésion des coques tubulaires. Cette cohésion est obtenue avec de la barbotine ciment malaxée avec les coques. La quantité d'ajout de barbotine doit être parfaitement quantifiée tant à l'échelle du laboratoire que sur le site de production. En effet, un ajout de barbotine trop grand va provoquer le remplissage des éléments tubulaires des coques et diminuer après séchage la compressibilité du matériau compressible. Pour cela une campagne d'essais œdométriques dans une cellule de grand diamètre a été réalisée afin de sélectionner le bon adjuvant à base de ciment pour obtenir une phase élastique qui réponde aux exigences de l'Andra de pose de l'anneau, ainsi qu'un seuil compressible acceptable.

Les essais œdométriques de compressibilité ont été choisis pour leurs « simplicité » par rapport à des essais sur modèles réduits. . Par ailleurs, la compressibilité du matériau compressible dépend du rapport de barbotine/coques. Une relation est obtenue pour une contrainte de compression de 13MPa :

$$\varepsilon_{13MPa} = 28.751 \times P^{-0.717}$$

$$\varepsilon_{13MPa} = 10^7 \times \rho^{-1.808}$$

Où : ε_{13MPa} est la déformation œdométrique à 13MPa de pression de compression.

P est le rapport barbotine/coques.

ρ est la densité du matériau compressible (Kg/m³).

Les essais sur modèle réduit de voussoirs compressibles de conception et de réalisation plus compliquées permettent de simuler le comportement plus proche d'un anneau de voussoir que les essais œdométrique par la création d'une contrainte orthoradiale. La principale difficulté rencontrée pour la réalisation de ces essais a été l'application d'une contrainte radiale de chargement jusqu'à 13MPa sur un matériau hétérogène formé de tubes creux en céramique. La solution technologique retenue après beaucoup de tâtonnement a été la confection d'une membrane à spires pour absorber les grandes déformations.

Le Tableau 5-9 présente les déformations radiales sur les soutènements pour cinq valeurs des contraintes de chargement. Les Figure 5-70 et Figure 5-71 présentent les évolutions entre les contraintes sur les soutènements et les contraintes de chargements radiaux. La diminution des contraintes sur les soutènements par rapport aux contraintes appliquées est attribuée aux contraintes orthoradiales. Ces résultats indiquent pour l'épaisseur de coques de 108mm de l'essai VC9, les contraintes orthoradiales absorbent entièrement les contraintes radiales de

chargement jusqu'à une déformation radiale de 22%. A partir de cette valeur de déformation l'effet anneau devient négligeable, les contraintes sur le soutènement sont égales aux contraintes appliquées. Pour l'épaisseur de coques de 89 mm de l'essai VC10, l'effet des contraintes orthoradiales sont plus faibles que dans l'essai VC9 et se manifeste jusqu'à 25 % de déformation radiale. En revanche, la faible épaisseur de coques 48 mm de l'essai VC11 met en évidence que les contraintes orthoradiales sont présentes sur toute l'étendue du chargement avec un rapport de 0.5 par rapport aux contraintes appliquées. Ces résultats devront être confirmés pour la réalisation d'au moins deux essais par épaisseur de matériau compressible.

Contrainte sur le soutènement (MPa)	0	2	4	6	7
Déformation radiale VC9 $\varnothing_{\text{soutènement}} = 80 \text{ mm}$ (%)	22.5	23	24	28	30
Déformation radiale VC10 $\varnothing_{\text{soutènement}} = 118 \text{ mm}$ (%)	5	20	28	32	35
Déformation radiale VC11 $\varnothing_{\text{soutènement}} = 200 \text{ mm}$ (%)	4	34	40	45.5	46.5

Tableau 5-9 : Déformations radiales en fonction des contraintes sur les soutènements

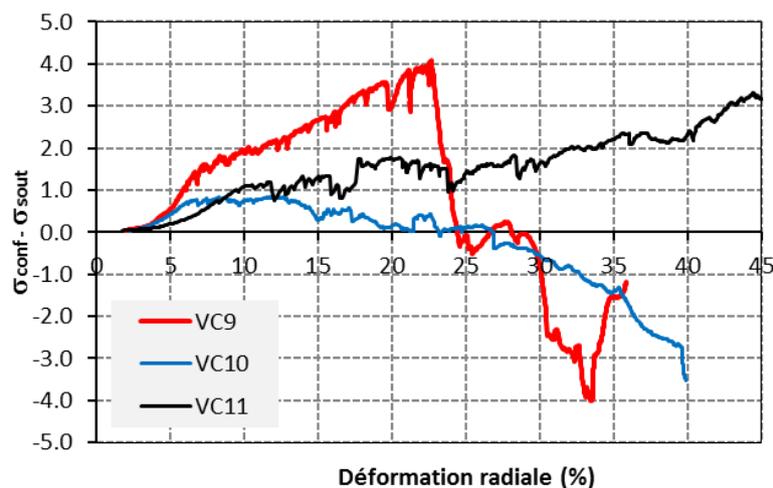


Figure 5-70 : Différences entre les contraintes radiales appliquées et les contraintes sur les soutènements

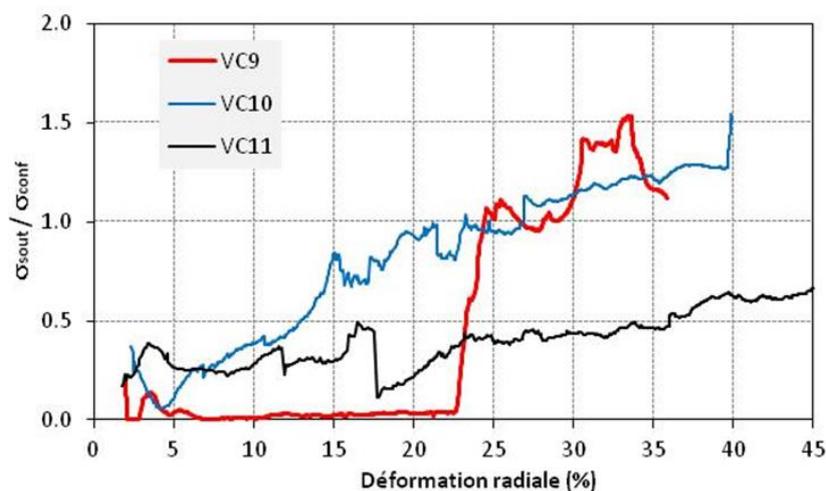


Figure 5-71 : Rapport entre les contraintes sur les soutènements et les contraintes radiales appliquées

Par ailleurs, l'ajout de la barbotine ciment+sable et celui de la coque de protection augmentent la raideur de l'anneau du modèle réduit. Cette augmentation amplifie le phénomène de structure cylindrique en produisant des contraintes plus faibles sur les soutènements. Ainsi, on observe une contrainte radiale nulle sur le soutènement jusqu'à une déformation radiale d'environ 15% ce que ne permet pas l'essai œdométrique. Ce modèle réduit permet à partir des simulations numériques des essais sur maquette de reproduire correctement la modélisation d'un anneau en intégrant dans le code CLEO un modèle rhéologique du matériau compressible.

A l'échelle macrostructurale, l'hétérogénéité de la déformation du matériau compressible composé des coques tubulaires est montrée dans les essais sur modèle réduit de voussoir par la présence des frettages et des plis. Cette augmentation de la contrainte sur le soutènement due à la destruction de la cohésion de barbotine entraîne une forte diminution des contraintes orthoradiales, compte tenu du fait que le diamètre du soutènement est inférieur au diamètre d'application des contraintes de confinement. En absence des contraintes orthoradiales les contraintes sur le soutènement sont amplifiées dans un rapport

$$D_{\text{extérieure}}/d_{\text{soutènement}} : p_{\text{soutènement}} = p_{\text{appliquée}} \times \frac{D_{\text{extérieure}}}{d_{\text{soutènement}}}.$$

Chapitre 6 : Conclusion générale et perspectives

6.1. Le bilan de ce travail

L'étude des soutènements dans l'argilite du Callovo Oxfordien nécessite tout d'abord de disposer d'un modèle rhéologique validé, en reproduisant les caractéristiques hydro-mécaniques spécifiques de l'argilite et facilement «intégréable » dans le code de calcul aux éléments finis CLEO. Ensuite, ce travail a porté sur le développement d'un nouveau soutènement compressible.

6.1.1. *Au niveau du modèle rhéologique SC2D étendu aux argilites perturbées par la décharge de prélèvement*

Rappelons les caractéristiques spécifiques observées dans le laboratoire souterrain de Meuse/Haute Marne :

- Un matériau composite à base d'argile associé à un renfort par une phase carbonatée la calcite précipitée dans la macro-porosité de la phase argileuse
- Un état de contrainte anisotrope,
- Des zones endommagées fracturées anisotropes de forme elliptique dont le grand axe dépend de l'orientation des ouvrages excavés,
- Des convergences des galeries anisotropes en relation avec la forme des zones endommagées.

La difficulté principale dans l'établissement d'un modèle rhéologique pour l'argilite du COx est sa validation à partir d'essais en laboratoire jour. En effet, le prélèvement des échantillons d'argilite à grande profondeur induit, par la décharge hydro-mécanique, un endommagement de la calcite irréparable. Le seul recours possible pour une démarche de validation du modèle SC2D à partir des essais en laboratoire jour est de reproduire l'ensemble du chemin de sollicitation subit par l'échantillon. L'endommagement de prélèvement induit par la création d'une macro-porosité active de nouveaux mécanismes élasto-plastiques. Ces nouveaux mécanismes peuvent pour certains chemins s'associer à l'augmentation de l'endommagement.

Ainsi, la première partie de ce travail a porté sur l'extension du modèle rhéologique SC2D aux argilites initialement endommagées avant les essais en laboratoire jour. Cet endommagement initial a été quantifié à partir des essais de désorption d'EDF-CEA et des essais réalisés dans ce travail sur chemin triaxial en compression et en extension. Ainsi, l'endommagement initial

de prélèvement génère deux nouveaux mécanismes élasto-plastiques à plasticité non associative. Ces mécanismes élasto-plastiques sont caractérisés par une surface de charge elliptique pour FU et sphérique pour CFU avec pour certains chemins l'accroissement de l'endommagement.

La confrontation des simulations numériques avec le modèle rhéologique SC2D étendu à l'argilite perturbée et les essais triaxiaux en compression et en extension a permis de valider le modèle rhéologique SC2D pour l'argilite saine. Ainsi, le modèle SC2D pour l'argilite non perturbée est caractérisé par un large domaine élastique avec une pression de consolidation de 300MPa, associé à un endommagement anisotrope avec des coefficients d'endommagement définis par des relations sous forme exponentielle et trois déformations limites.

6.1.2. Au niveau des voussoirs compressibles VMC (Andra/CMC)

Les essais œdométriques de compressibilité ont permis de conforter l'Andra dans le choix du ratio, formulation et mode de malaxage de l'adjuvant cimentaire à incorporer aux coques tubulaires en céramique. Ce choix permet de cibler le comportement élasto-plastique ciblé pour la fabrication des voussoirs compressible de la galerie GVA2 du LS. Ce comportement décrit une première phase de comportement élastique, avec un seuil permettant de mettre en place les anneaux compressible VMC sans endommagement, à la suite l'écrasement des coques permettra d'avoir le comportement plastique, avant d'aboutir au comportement inévitable qui est la rigidication du matériau.

La quantité de barbotine par rapport à celle des coques permet de créer et réguler ce seuil élastique, tout en vérifiant la tenue de la couche compressible ainsi que l'homogénéité de la fabrication (pas de remplissage de coques par la barbotine, une bonne distribution sur l'ensemble du mélange...). Par contre l'augmentation de la barbotine diminue la zone compressible du comportement mécanique.

Ainsi, la compressibilité du matériau compressible dépend du rapport barbotine/coques ou de sa densité. Une relation est obtenue pour la contrainte de compression de 13MPa :

$$\varepsilon_{13MPa} = 28.751 \times P^{-0.717}$$

$$\varepsilon_{13MPa} = 10^7 \times \rho^{-1.808}$$

Avec : ε_{13MPa} est la déformation œdométrique à 13MPa de pression de compression.

P est le rapport de barbotine/coques.

ρ est la densité du matériau compressible (Kg/m^3).

Ces essais œdométriques ont participé à l'élaboration par l'Andra de la couche compressible mise en œuvre par l'entreprise STRADAL dans les voussoirs (Photographie 6-1).



Photographie 6-1 : Fabrication d'un voussoir compressible VMC chez Stradal

Les essais sur modèle réduit de voussoirs compressibles permettent de proposer un autre type d'essai sur les coques combinant d'autres mode de chargement sur les échantillons. Un modèle rhéologique du matériau compressible a été développé dans cette thèse et a permis de modéliser ces essais. Ce modèle rhéologique utilise comme base le modèle de Ganta Gravel. Ce modèle noté Coqcéram est à plasticité non associative avec des surfaces de charge elliptiques. La courbe de consolidation LC et les résistances en traction R_t sont déterminées à partir des essais œdométriques. La validation de la modélisation est réalisée par comparaison des simulations numériques et des résultats des essais sur modèle réduit. Les simulations ont été réalisées en « intégrant » le modèle rhéologique dans le code de calcul CLEO. A la suite, la modélisation a été appliquée à un anneau qui s'approche de ceux utiliser en vrai grandeur au CMHM. Ces modélisations ont mis en évidence une diminution des contraintes sur les voussoirs intégrant le matériau compressible par rapport à des voussoirs sans matériau compressible..

La création d'une maquette d'un modèle réduit d'un anneau de voussoir compressible est un outil qui permet :

- De confronter le modèle numérique développé et caler sur les essais œdométrique, et des essais en laboratoire avec des chargements plus complexes. Cette analyse est réalisée par comparaison des essais sur modèle réduit et les simulations numériques avec le code aux éléments finis CLEO et le modèle rhéologique Coqcéram du matériau compressible.

- L'étude de nouvelles structures compressibles comme matériau compressible.

6.2. Perspectives de développement

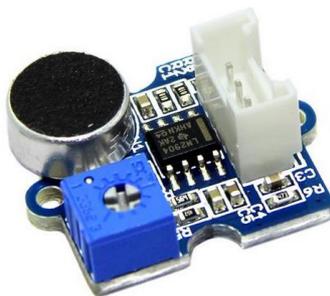
6.2.1. Au niveau des moyens expérimentaux

6.2.1.1. Pour la validation du modèle rhéologique SC2D

La validation du modèle rhéologique SC2D a été réalisée sur des chemins en cinématique irrotationnelle, c'est-à-dire sans rotation des axes principaux de contrainte et de déformation. Or dans les excavations des ouvrages souterrains il y a rotation des axes principaux. Pour compléter la validation du modèle rhéologique il serait nécessaire de réaliser des essais de torsion sur échantillon d'argilite sous forme de tube creux.

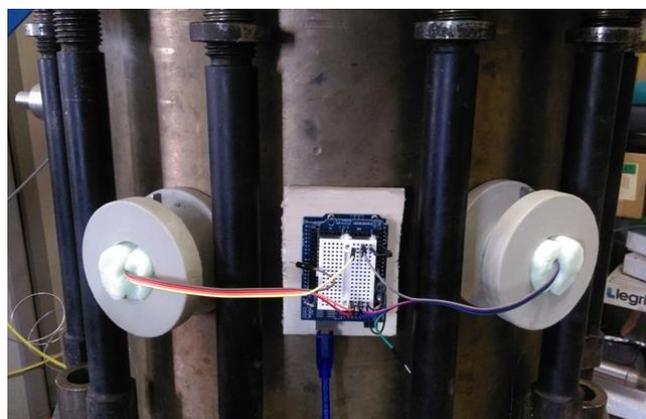
6.2.1.2. Pour les essais sur modèle réduit

Essais de chargement avec mesures acoustiques pour permettre une modélisation de la rupture des coques par analyse discrète (Grenoble 3SR) Pour cela plusieurs récepteurs seront installés sur le corps de la cellule Phebus cf Photographie 6-2.



Photographie 6-2 : Récepteur Grove Loudness

Les Photographie 6-3 présentent les supports des capteurs acoustiques collés sur la jupe de l'appareil d'essai. La Figure 6-1 présente une vue d'ensemble des supports des capteurs acoustiques.



Photographie 6-3 : Vue des supports acoustiques collés sur la jupe de l'appareil d'essai

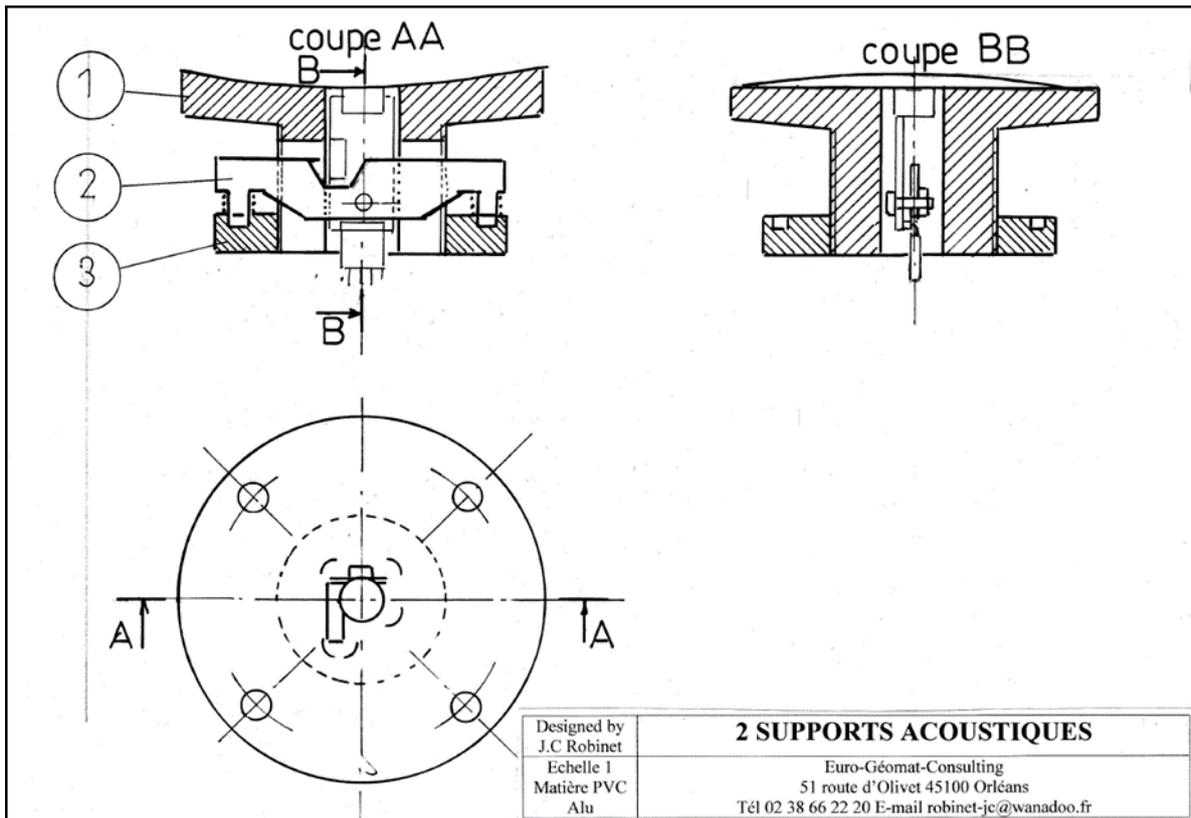


Figure 6-1 : Vue d'ensemble du support acoustique

6.2.2. Au niveau de la modélisation numérique

La comparaison des champs de pressions interstitielles avec des mesures in situ pourrait être une perspective immédiate à ce travail.

Annexe A : Essai triaxial en extension

(LY 2013)

A.1. Introduction

Les contraintes appliquées par l'argilite sur les soutènements sont induites par les zones endommagées fracturées qui génèrent des convergences par les mécanismes de viscosité de la phase argileuse et par le gonflement des minéraux gonflants. Par ailleurs ces discontinuités proviennent des déformations d'extension induites par la décharge hydro-mécanique de l'excavation. De nombreuses études ont été menées dans le cadre du GL géomécanique de l'ANDRA sur le comportement des argilites en compression. En revanche aucun essai d'extension n'a été réalisé sur l'argilite de Bure du fait que les matériels actuels sont inadaptés à la réalisation de tels essais. L'objectif du stage est de combler ces manques en réalisant une campagne d'essais sur l'argilite du Callovo-Oxfordien.

A.2. Cellule triaxiale d'EGC

Euro Géomat Consulting a développé et breveté des cellules triaxiales afin de répondre à une demande d'essais particuliers (Figure A-1).

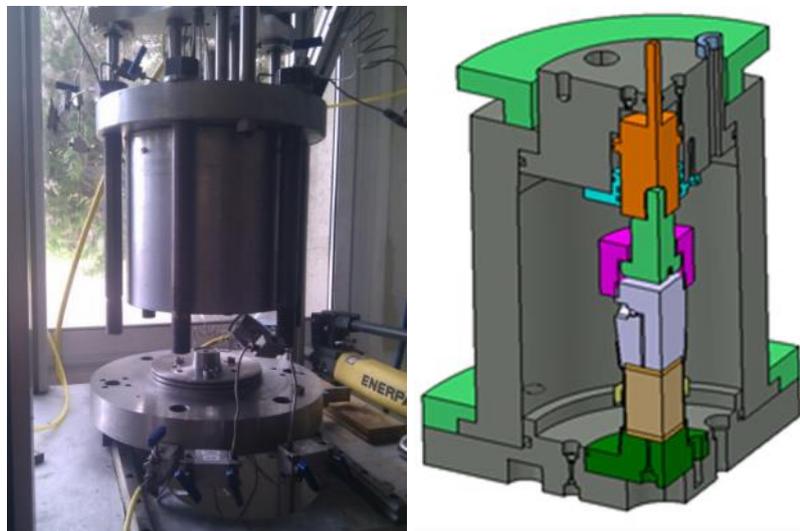


Figure A-1 : Cellule triaxiale d'EGC

Les cellules sont dotées d'un système dit de compensation qui consiste à équilibrer les forces appliquées sur le piston en reliant la chambre de compensation et la chambre de confinement. Pour cela le piston dispose d'un épaulement et donc d'une surface supplémentaire qui permet de compenser l'effort induit par la pression de confinement. La surface de compensation est calculée pour correspondre rigoureusement à la surface inférieure du piston sur laquelle s'applique le confinement. La compression est réalisée grâce à la surface supérieure du piston.

L'effort de traction peut être réalisé, dans une première étape, par diminution de la pression de la chambre de compensation dont l'amplitude maximale est égale à la pression de confinement par la section du piston pénétrant dans la chambre de confinement. Si l'effort de traction est insuffisant, l'emploi de la chambre de traction peut alors être réalisé.

La cellule triaxiale permet grâce à un usinage spécifique dans les têtes supérieures et inférieures de proposer des mesures de pressions interstitielles. La déformation radiale de l'échantillon est mesurée par le biais de la variation du périmètre de l'échantillon. Pour cela plusieurs jauges de déformation ont été utilisées pour améliorer la précision de la mesure.

Ces cellules permettent de suivre différents chemins de sollicitation dans l'espace des contraintes (Figure A-2)

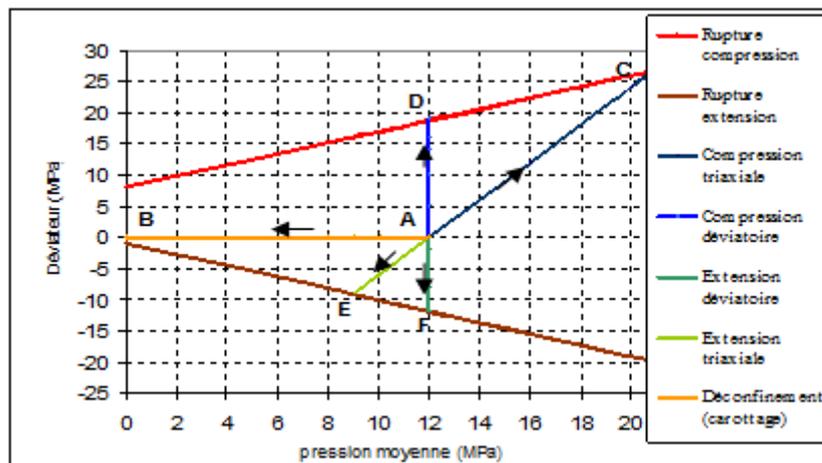


Figure A-2 : Chemins de sollicitations réalisables dans la nouvelle cellule triaxiale

A.3. La méthodologie utilisée pour les essais dans la nouvelle cellule triaxiale

L'argilite du COx est un matériau anisotrope dans les directions vertical et horizontal, c'est pour cela que nous avons réalisé des essais triaxiaux sur deux types d'échantillon : échantillon parallèle à la stratification pour l'endommagement horizontal et (ou) l'échantillon perpendiculaire à la stratification pour l'endommagement vertical.

- Etape 1: Préparation de l'échantillon, usinage aux dimensions réglementaires (Hauteur, diamètre), mesure de la masse avant essai (Figure A-3).
- Etape 2 : Collage des jauges de déformation dans les directions horizontale et verticale, câblage du système et vérification du bon fonctionnement des jauges (Figure A-3).
- Etape 3 : Collage l'échantillon entre deux têtes de traction (Figure A-4).
- Etape 4 : Mise en place et positionnement de l'échantillon dans la cellule. Recouvrement par une membrane fine en élastomère permettant la séparation de l'eau de la chambre de confinement et l'argilite afin d'éviter tout contact et détérioration de l'échantillon.

- Etape 5 : Fermeture de la cellule, installation du comparateur électronique de mesure de déplacement du piston, démarrage du central d'acquisition de l'ensemble des capteurs de la machine.
- Etape 6 : remplissage de la chambre de confinement par le bas avec évacuation de l'intégralité de l'air de la chambre par le haut pour éviter la perturbation de pression entre les phases liquide et gazeuse. Augmentation de la pression jusqu'à la valeur désirée σ_2 , on doit s'assurer que la chambre de confinement communique avec la chambre de compensation pour stabiliser le piston.
- Etape 7 : pour l'essai triaxial saturé, on alimente avec une très faible pression d'eau les deux têtes en métal pour saturer l'échantillon en eau.

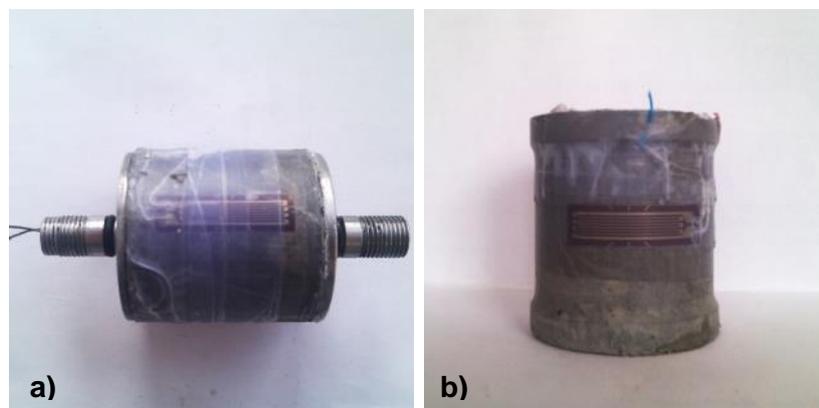


Figure A-3 : Deux formes de l'échantillon (a) diamètre de 40mm (b) et à réduction de section de diamètre 35mm

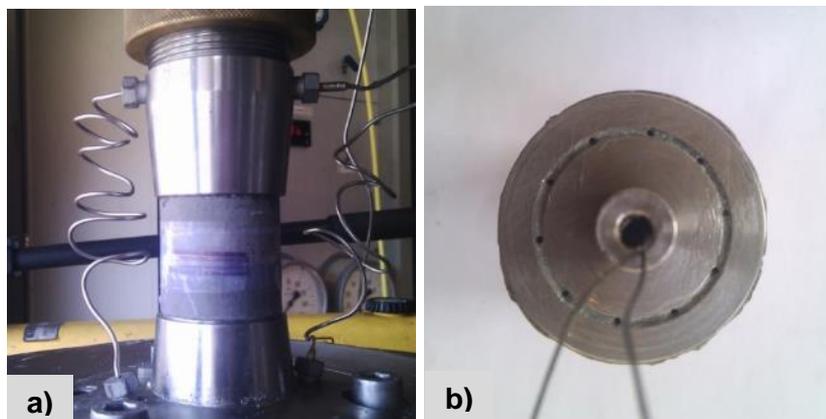


Figure A-4 : (a) L'échantillon mis en place (b) La tête d'embase percée pour saturation de l'échantillon

A.3.1. Principe d'un essai en extension

La Figure A-5 présente le principe d'un essai en extension. Au départ, les pressions confinement et de compensation sont égales, c'est-à-dire $\sigma_1^0 = \sigma_2 = \sigma_3 = \sigma^{comp}$. La chambre de compression est reliée à l'air libre elle n'a donc aucun impact sur l'essai. La chambre de traction est connectée à une pompe hydraulique de type Gilson. La pression est augmenté petit à petit dans la chambre de traction qui fait une diminution de contrainte axiale σ_1 dans

l'échantillon. Les contraintes radiales σ_2, σ_3 sont stabilisées pendant le processus de traction. Les contraintes radiales σ_2, σ_3 sont stabilisées pendant le processus de compression. Les contraintes et déformations sont mesurées en même temps pour bien obtenir du comportement de l'échantillon. La rupture est atteinte lorsque la valeur du lecteur de pression reste constante ou (et) diminuée tandis que la déformation augmente rapidement.

Les déformations sont mesurées par deux méthodes :

- Méthode extérieure mesure le déplacement du piston par capteur de déplacement et on le considère comme le déplacement axial de l'échantillon.
- Méthode intérieure mesure directement la déformation axiale et radiale par les jauges de déformation sont collées sur l'échantillon.

La contrainte axiale dans l'échantillon est déterminée en mesurant la pression dans la chambre de traction.

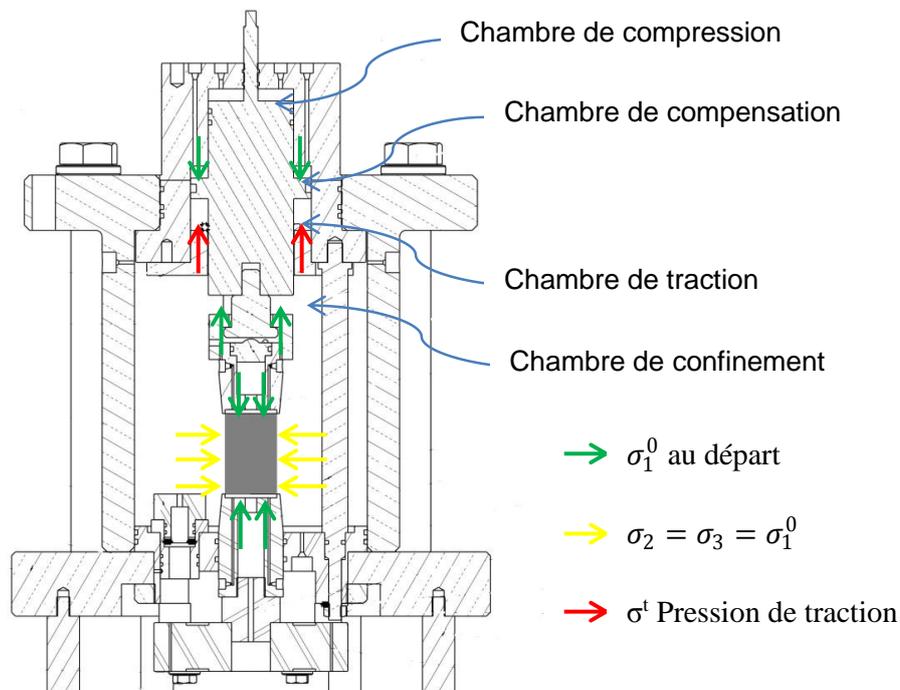


Figure A-5 : Schéma d'un essai en extension

L'inconvénient de l'essai en traction est la liaison collée entre l'échantillon et les têtes de traction. Elle a en effet cédé quelque fois avant la rupture de l'échantillon entraînant une discontinuité dans la mesure des contraintes et des déformations.

A.3.2. Exploitation des résultats des essais

Le déviateur noté q est déterminé par l'équation d'équilibre de la force :

$$\sigma^t \cdot S_{ch-t} = q \cdot S_{éch}$$

$$\rightarrow q = \frac{\sigma^c \cdot S_{ch-t}}{S_{éch}}$$

Où : σ^c est pression de compression ; S_{ch-t} est aire de la section de chambre de traction ; $S_{éch}$ est aire d'échantillon

La déformation est déterminée en deux méthodes :

- Mesure extérieur :

$$\varepsilon_1^{exté} = \frac{\Delta l}{h}$$

Où : Δl est déplacement du piston ; h est la hauteur initial de l'échantillon

- Mesure intérieur : les valeurs de $\varepsilon_1^{inté}, \varepsilon_2^{inté}$ est déterminé directement par les jauges de déformation. La déformation volumique notée $\varepsilon_v^{inté} = \varepsilon_1^{inté} + 2\varepsilon_2^{inté}$

Annexe B : Surfaces de charge dans le modèle SC2D sur l'argilite perturbée

B.1. Recharge isotrope jusqu'à en confinement de 12 MPa

Examinons le chargement isotrope jusqu'à un confinement de 12 MPa (cf Figure B-1). Ce chemin est constitué d'une première augmentation de contrainte isotrope de 0 au point A à l'intérieur de la surface FU.

La seconde partie du chargement du point A à 12 MPa produit l'activation d'un nouveau mécanisme élasto-plastique noté CFU permettant une évolution de la surface FU.

B.1.1. Détermination de la surface élastique FU

La surface élastique FU est obtenue par la détermination du point P'_2 (Figure B-1) par l'équation (3.51) :

$$(q - \alpha_q)^2 + M^2 \left[p' - \left(\frac{P'_2 + P'_0}{2} \right) + \left(\frac{P'_2 - P'_0}{2} \right) \right] \left[p' - \left(\frac{P'_2 + P'_0}{2} \right) - \left(\frac{P'_2 - P'_0}{2} \right) \right] = 0$$

$$\Rightarrow FU: (q - \alpha_q)^2 - P'_2 \times M^2 \times (p' - P'_0) + M^2 \times (p'^2 - P'_0 \times p') = 0 \quad (B.1)$$

$$\Rightarrow P'_2 = \frac{(q - \alpha_q)^2 + M^2 \times (p'^2 - P'_0 \times p')}{M^2 \times (p' - P'_0)} \quad (B.2)$$

Les coordonnées du point P'2 sont associées à l'équation (B.2) avec $\frac{q_{unl}}{p_{unl}} = 0$, $\alpha_q = 3.9$, $P'_0 =$

10.33 et $M = 1$, soit $P'_{2p'_{12}} = 3.9 MPa$
 $P'_{2p'_{12}} = -1.47 MPa$.

On obtient :

$$FU: (q - 3.9)^2 - 1.47 \times (p' - 10.33) + (p'^2 - 10.33 \times p') = 0 \quad (B.3)$$

B.1.2. Surface de charge CFU

La surface de charge CFU est un cercle. Ce cercle passe par le point A sur la surface FU. Le déplacement du centre du cercle $\Omega(\Omega_p, \Omega_q)$ est sur une droite perpendiculaire à la tangente à la surface FU en A. Notons $n_a = \frac{\partial q}{\partial p'}$ en A.

La détermination des coordonnées du point A appartenant à l'ellipse est obtenue par l'équation (B.1) avec $q=0$ soit :

$$p'^2 - 8.86 \times p' + 0.0295 = 0$$

C'est une équation du second degré avec deux racines : $\begin{cases} p' = 0 \\ p'_A = 8.86 \text{ MPa} \end{cases}$

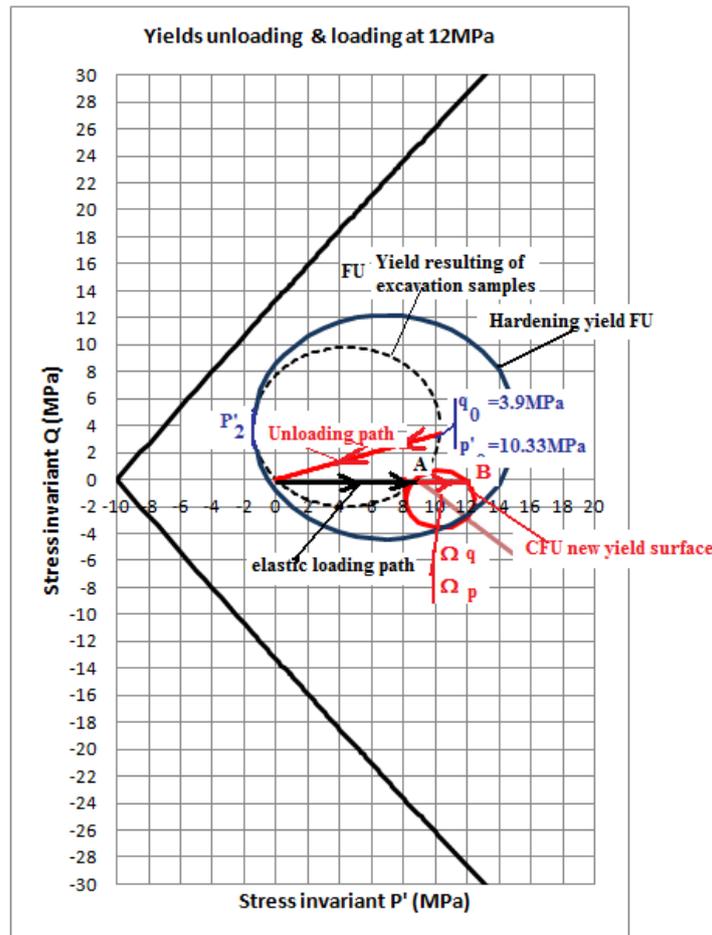


Figure B-1 : Surfaces de charge dans le rechargement isotrope jusqu'à un confinement de 12 MPa

La tangente à la surface FU, l'équation (B.3), en A s'exprime par :

$$\frac{\partial q}{\partial p'_{/A}} = 2 \times (q - 3.9) + 1.47 + 2 \times p' - 10.33$$

Soit : $\frac{\partial q}{\partial p'_{/A}} = 1.06$

La droite perpendiculaire à la tangente en A, lieu d'évolution des centres des cercles, est:

$$\Omega_q = \frac{-1}{\frac{\partial q}{\partial p'_{/A}}} \times (\Omega_p - p'_A) = \frac{-1}{\frac{\partial q}{\partial p'_{/A}}} \times (\Omega_p - 8.86)$$

Soit :

$$\Omega_q = -0.94 \times (\Omega_p - 8.86) \quad (B.4)$$

Le coefficient directeur de la pente de la droite Δa a pour expression :

$$a = \frac{-1}{\frac{\partial q}{\partial p'_{/A}}} = \frac{-1}{1.06} = -0.94$$

Les surfaces de charge CFU sont parfaitement déterminées en connaissant le point A, la droite d'évolution du centre des surfaces et l'évolution des rayons. La solution des équations (3.68) et (B.4) donne :

$$\Omega_p = p'_{/A} \pm \frac{1}{\sqrt{a^2 + 1}} \times r_a = 8.86 \pm 0.72 \times r_a \quad (B.5)$$

L'écroûissage de la surface CFU est gouverné par l'évolution de son rayon qui s'exprime sous la forme :

$$r_a = r_{a0} \times \exp(\beta_2 \times \varepsilon_v^p) \quad (B.6)$$

$$d\Omega_p = \pm \frac{1}{\sqrt{a^2 + 1}} \times dr_a$$

$$d\Omega_q = \pm \frac{a}{\sqrt{a^2 + 1}} \times dr_a \quad (B.7)$$

Avec $r_{a0} = 1.5$ MPa.

B.1.3. Surface de charge limite CFU

La surface de charge limite CFU du chargement isotrope jusqu'à 12 MPa possède :

- Un rayon du cercle de $r_{alim} = \frac{(12 - 8.86)}{2 \times \frac{1}{\sqrt{1 + a^2}}} = 2.18$

$$\Omega_p = 8.86 + \frac{1}{\sqrt{1 + a^2}} \times r_{alim} = 10.43 \text{ MPa}$$

- Le centre du cercle limite est :

$$\Omega_q = \frac{a}{\sqrt{1 + a^2}} \times r_{alim} = -1.49 \text{ MPa}$$

L'équation du cercle limite passe par les points A : $\begin{matrix} q_A = 0 \\ p_A = 8.86 \end{matrix}$ et B : $\begin{matrix} q_B = 0 \\ p_B = 12 \end{matrix}$ (Figure B-2) soit :

$$CFU_{lim} : (q+1.48)^2 + (p' - 10.42)^2 - 2.18^2 = 0$$

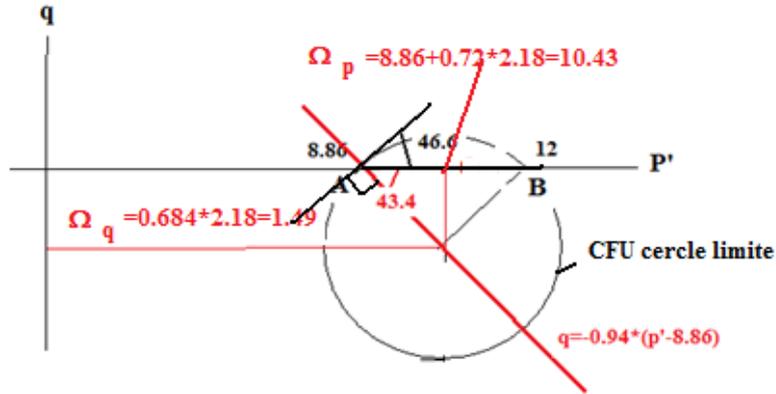


Figure B-2 : La surface de charge CFU tangente à la surface de charge FU pour le chargement isotrope de 8.86 MPa jusqu'à 12 MPa

B.1.4. Evolution de la surface élastique FU par le nouveau mécanisme CFU sous chargement isotrope de 12 MPa

L'expansion de surface FU est produite par le mécanisme CFU. La nouvelle surface de charge FU passe par les points P2 et C (Figure B-3).

Avec :

$$P_2 : \begin{cases} q_{p2} = 3.9 \text{ MPa} \\ p'_{p2} = -1.47 \text{ MPa} \end{cases}$$

$$C : \begin{cases} q_C = \Omega_q + \frac{a}{\sqrt{1+a^2}} \times r_{ai} = -1.49 - 0.628 \times 2.18 = -2.98 \text{ MPa} \\ p'_C = \Omega_p + \frac{a}{\sqrt{1+a^2}} \times r_{alim} = 10.43 + 0.728 \times 2.18 = 12.01 \text{ MPa} \end{cases}$$

L'équation de la nouvelle surface FU :

$$FU : (q - \Delta_q)^2 + (p' - \Delta_p + r) \times (p' - \Delta_p - r) = 0 \quad (B.8)$$

Avec : $\Delta : \begin{matrix} \Delta_q \\ \Delta_p \end{matrix}$ centre de l'ellipse

2r diamètre de l'ellipse est associé aux coordonnées des points P2 et C.

Equation de l'ellipse passant par le point P2 :

$$\begin{aligned} (3.9 - 3.9)^2 + (-1.47 - \Delta_p + r) \times (-1.47 - \Delta_p - r) &= 0 \\ \Delta_p^2 + \Delta_p \times 2.94 - r^2 + 2.16 &= 0 \end{aligned} \quad (B.9)$$

Equation de l'ellipse passant par le point C :

$$(-2.98 - 3.9)^2 + (12.01 - \Delta_p + r) \times (12.01 - \Delta_p - r) = 0$$

$$\Delta_p^2 + \Delta_p \times 24 - r^2 + 191.33 = 0 \quad (B.10)$$

En soustrayant l'équation (B.9) de l'équation (B.10) on obtient : $\Delta_p = \frac{189.17}{26.94} = 7.MPa$
avec $r = 8.47$

L'équation de la nouvelle surface FUnew s'exprime sous la forme :

$$FUnew: (q - 3.9)^2 + (p' + 1.47) \times (p' - 15.47) = 0 \quad (B.11)$$

Donc $q = 3.9 \pm \sqrt{-(p' + 1.47) \times (p' - 15.47)}$

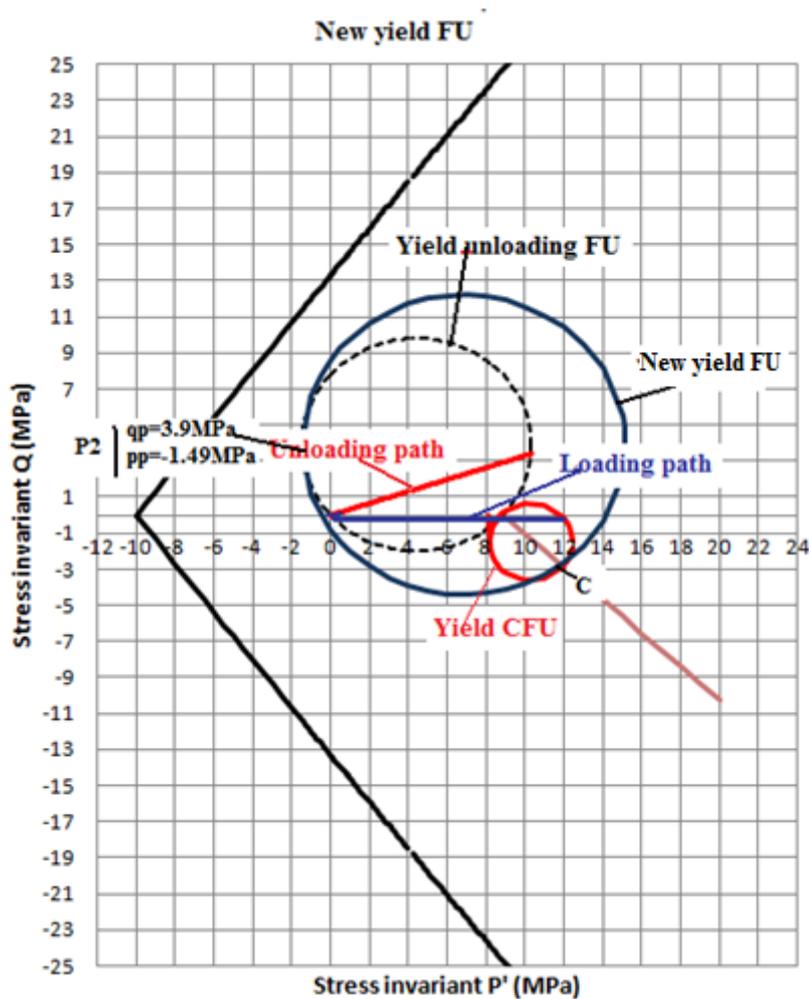


Figure B-3: Nouvelle surface FU résultant d'un chargement isotrope jusqu'à 12 MPa

B.2. Essais triaxiaux en compression axiale à confinement constant de 12 MPa

Examinons le chemin de sollicitation sur des échantillons carottés dans le cas des essais triaxiaux en compression axiale à confinement constant de 12 MPa (cf Figure B-4), ce chemin se comporte :

- Une décharge résultant du prélèvement (Paragraphe 3.5.3).
- Une recharge isotrope jusqu'à un confinement de 12 MPa au point B (Paragraphe B.1).
- Un chargement en compression axiale à confinement constant du point B au point D à l'intérieur de la surface FU_{new} et produit des déformations élastiques.
- Un chargement en compression axiale à confinement constant à l'extérieur de la surface FU_{new} génère des déformations élasto-plastiques et produit l'activation d'un nouveau mécanisme élasto-plastique noté CFU.

B.2.1. Surface de charge CFU

La surface CFU est un cercle passe par le point $D(q_D; p'_D)$ (cf Figure B-4). Les coordonnées du point D représentent l'intersection de l'ellipse FU_{new} d'équation (B.11) et du chemin triaxial

$$p' = \frac{q}{3} + 12$$

$$\text{Soit : } (q - 3.9)^2 + \left(\frac{q}{3} + 12\right)^2 - 14. \times \left(\frac{q}{3} + 12\right) - 22.74 = 0$$

Cette équation du second degré possède deux racines, seule la racine positive est acceptable $q_D = 7.88 \text{ MPa}$. En remplaçant q_D dans l'équation de la surface FU_{new} (B.11) on obtient :

$$p'^2 - 14 \times p' - 6.7 = 0$$

Cette équation possède deux racines et seule la racine la plus grande est choisie : $p'_D = 14.43 \text{ MPa}$.

La tangente à la surface FU_{new} s'exprime par :

$$\frac{\partial q}{\partial p'} = \frac{-2 \times p' + 14}{2 \times \sqrt{-p'^2 + 14 \times p' + 22.74}} = \frac{-2 \times 14.43 + 14}{2 \times \sqrt{-14.43^2 + 14 \times 14.43 + 22.74}} = -0.36 \quad (\text{B.12})$$

$$\text{Soit : } a = \frac{-1}{\frac{\partial q}{\partial p' / D}} = 2.77$$

La droite porteuse des centres des cercles prend alors la forme :

$$q = \frac{-1}{\frac{\partial q}{\partial p'/D}} \times (p' - 14.43) + 7.88 = 2.77 \times p' - 32.5 \quad (\text{B.13})$$

Avec $a = 2.77$, le changement de repère (3.82) s'écrit :

$$\begin{aligned} p' &= 0.34 \times p'_{\Omega} - 0.94 \times q_{\Omega} + p'_{\text{D}} \\ q &= 0.94 \times p'_{\Omega} + 0.34 \times q_{\Omega} + q_{\text{D}} \end{aligned} \quad (\text{B.14})$$

Les centres des cercles ($\Omega_{p'} ; \Omega_q$) dans le référentiel ($p' ; q$) est :

$$\begin{aligned} \Omega : \quad p'_{CFU} &= p'_{\text{D}} + \cos \theta \times r_{ai} = p'_{\text{D}} + \frac{r_{ai}}{\sqrt{1+a^2}} = 14.43 + 0.34 \times r_{ai} \\ q_{CFU} &= q_{\text{D}} + \sin \theta \times r_{ai} = q_{\text{D}} + \frac{a \times r_{ai}}{\sqrt{1+a^2}} = 7.29 + 0.94 \times r_{ai} \end{aligned} \quad (\text{B.15})$$

Les surfaces de charges (cercles) dans le référentiel ($p' ; q$) passent par D. Leurs centres sont sur la droite $q = 2.77 \times p' - 32.5$. L'équation des cercles dans le référentiel ($p'_{\Omega} ; q_{\Omega}$) s'exprime sous la forme :

$$q_{\Omega}^2 + (p'_{\Omega} - r_{ai})^2 - r_{ai}^2 = 0 \quad (\text{B.16})$$

Soit : $q_{\Omega} = \pm \sqrt{-p'_{\Omega}{}^2 + 2 \times p'_{\Omega} \times r_{ai}}$ dans le référentiel ($p'_{\Omega} ; q_{\Omega}$)

L'équation des cercles dans le référentiel ($p'_{\Omega} ; q_{\Omega}$) nécessite un changement de repère dans ($p' ; q$). En remplaçant $p'_{\text{D}} = 14.43$, $q_{\text{D}} = 7.88$ et $a = 2.77$ dans l'équation (B.14), on obtient :

$$\begin{aligned} p' &= 0.34 \times p'_{\Omega} - 0.94 \times q_{\Omega} + 14.43 \\ q &= 0.94 \times p'_{\Omega} + 0.34 \times q_{\Omega} + 7.88 \end{aligned}$$

Soit :

$$\begin{aligned} q_{\Omega} &= -0.34 \times p' + 0.94 \times q - 2.4 \\ p'_{\Omega} &= 0.94 \times p' + 0.34 \times q - 16.38 \end{aligned} \quad (\text{B.17})$$

En remplaçant ($p'_{\Omega} ; q_{\Omega}$) par ($p' ; q$) de l'équation (B.23) on obtient l'équation de la surface de charge dans le référentiel ($p' ; q$) :

$$p'^2 + q^2 - p' \times (29.18 + 1.88 \times r_a) - q \times (15.62 + 0.68 \times r_a) + 32.76 \times r_a + 274 = 0 \quad (\text{B.18})$$

L'écroutissage de la surface CFU est gouverné par l'évolution de son rayon qui s'exprime sous la forme :

$$r_a = r_{a0} \times \exp(\beta_2 \times \varepsilon_v^p) \text{ avec } r_{a0} = 1.5 \text{ MPa} \quad (\text{B.19})$$

Triaxial Yield loading path at 12MPa

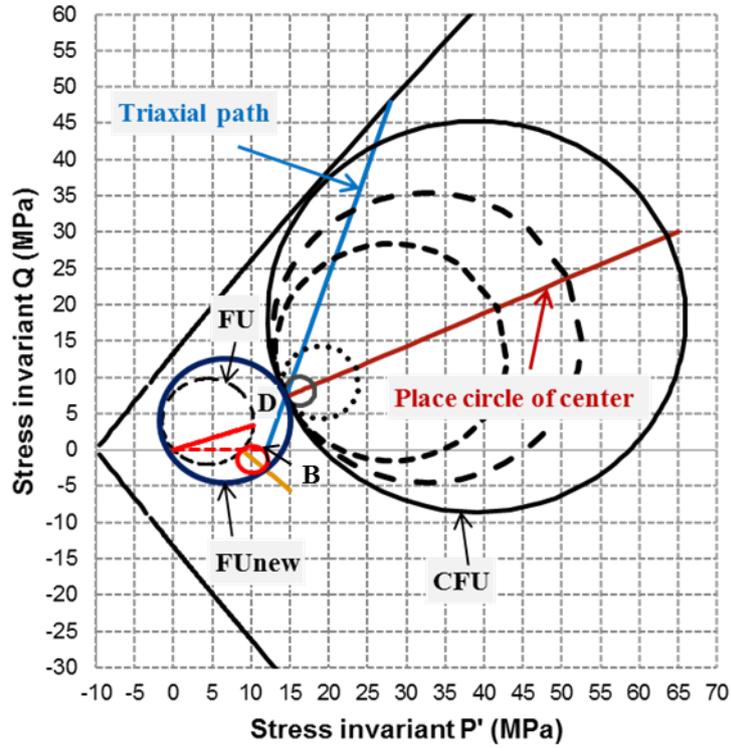


Figure B-4 : Surfaces de charge dans l'essai triaxial en compression à confinement constant de 12 MPa

B.2.2. Expression de la ligne de rupture dans le référentiel $(p'_{\Omega}; q_{\Omega})$

La projection de la surface de rupture sur le plan $(p'; q)$ dans le domaine $-10 \text{ MPa} < p' < 80 \text{ MPa}$ est caractérisée par deux droites (Figure B-5) d'équation:

$$\begin{aligned} q_R &= 1.3 \times p'_R + 13 \\ q_R &= -1.26 \times p'_R - 12.6 \end{aligned} \tag{B.20}$$

Dans le référentiel $(p'; q)$ les deux droites de rupture sont :

$$\begin{aligned} q_R &= 1.3 \times p'_R + 13 \\ q_R &= -1.26 \times p'_R - 12.6 \end{aligned} \tag{B.21}$$

Dans le référentiel $(p'_{\Omega}; q_{\Omega})$ ces deux droites de rupture s'expriment sous la forme :

$$\begin{aligned} q_{R\Omega} &= 0.53 \times p'_{R\Omega} + 16.9 \\ q_{R\Omega} &= -3.9 \times p'_{R\Omega} - 95 \end{aligned} \tag{B.22}$$

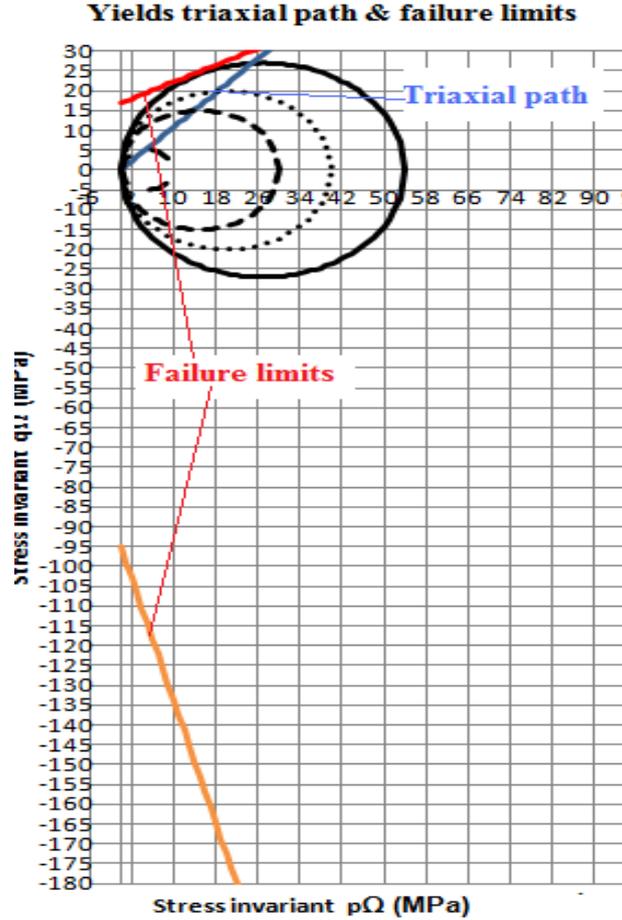


Figure B-5 : Limite de rupture et chemin triaxial dans le référentiel $(p'_{c\Omega}; q_{c\Omega})$

B.2.3. Surface de charge limite CFU tangente à la ligne de rupture dans le référentiel $(p'_{\Omega}; q_{\Omega})$

La tangente de la surface de charge à la ligne de rupture détermine un rayon de la surface de charge qui correspond à la résolution du système ci-dessus :

L'équation de la surface de charge de rayon r_{ai} est :

$$q_{\Omega}^2 + p'_{\Omega}{}^2 - 2 \times p'_{\Omega} \times r_{ai} = 0 \quad (B.23)$$

L'équation de la ligne de rupture :

$$q_{\Omega} = 0.53 \times p'_{\Omega} + 16.9 \quad (B.24)$$

L'équation résultante s'écrit :

$$1.28 \times p'_{\Omega}{}^2 + (17.9 - 2 \times r_{ai}) \times p'_{\Omega} + 285.61 = 0 \quad (B.25)$$

Pour que cette équation du second ordre en p'_{Ω} ne possède qu'une seule racine il faut que son déterminant soit nul : $\Delta = (17.9 - 2 \times r_{ai})^2 - 4 \times 1.28 \times 285.61 = 0$ soit :

$$r_{ai} = -10.17$$

$$r_{ai} = 28$$

Seule la deuxième solution est acceptable. Les coordonnées du point de tangente dans l'espace $(p'_{\Omega}; q_{\Omega})$ sont :

$$p'_{\Omega/tang} = 14.8$$

$$q_{\Omega/tang} = 24.74$$

La Figure B-6 présente l'évolution de la surface de charge tangente à la ligne de rupture dans l'espace $(p'_{\Omega}; q_{\Omega})$.

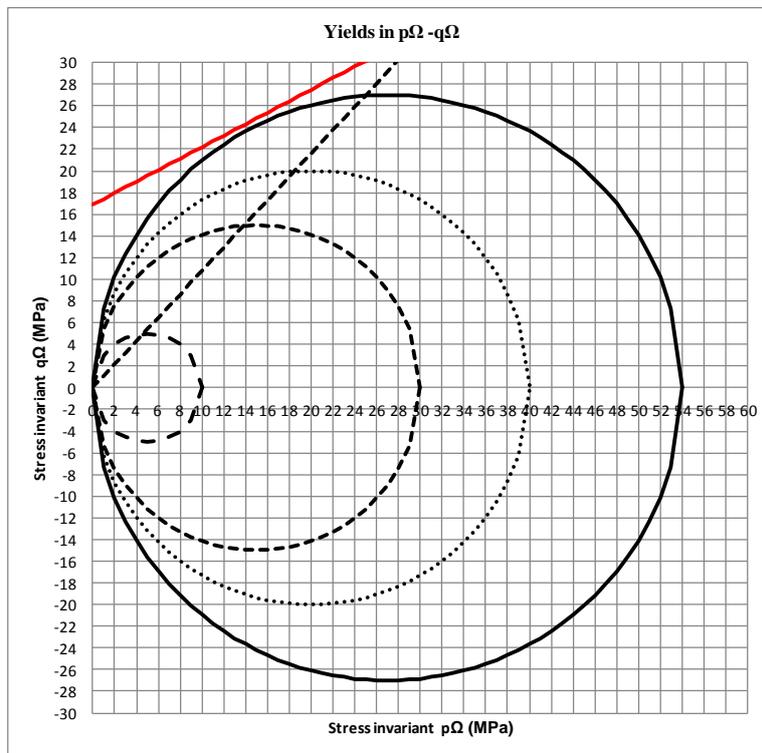


Figure B-6 : Evolution des surfaces de charge sur un chemin triaxial en compression axiale

B.3. Essais triaxiaux en extension axiale à confinement constant de 13 MPa

Examinons le chemin de sollicitation sur des échantillons carottés dans le cas des essais triaxiaux en extension axiale à confinement constant de 13 MPa (cf Figure 3-47), ce chemin se comporte :

- Une décharge résultant du prélèvement (Paragraphe 3.5.3).
- Une recharge isotrope jusqu'à un confinement de 13 MPa au point D.
- Un chargement en extension axiale à confinement constant de 13 MPa du point D au point E à l'intérieur de la surface F_{Unew} et produit des déformations élastiques avec augmentation de l'endommagement axial.

- Une poursuite de chargement du point E au point F génère des déformations élasto-plastiques associé à la surface CFU.

B.3.1. Détermination de la surface limite CFU du chargement isotrope jusqu'à 13 MPa

La surface limite CFU du chargement isotrope jusqu'à 13MPa possède un rayon de cercle

égal à $r_{a\text{lim}} = \frac{(13-8.86)}{2 \times \frac{1}{\sqrt{1+a^2}}} = 2.85$ avec $a = -0.94$. Le centre du cercle limite est :

$$\Omega_p = 8.86 + \frac{1}{\sqrt{1+a^2}} \times r_{a\text{lim}} = 10.8 \text{MPa}$$

$$\Omega_q = \frac{a}{\sqrt{1+a^2}} \times r_{a\text{lim}} = -1.84 \text{MPa}$$

L'équation du cercle limite passe par les points A: $\begin{matrix} q_A = 0 \\ p_A = 8.86 \end{matrix}$ et B: $\begin{matrix} q_B = 0 \\ p_B = 13 \end{matrix}$ (Figure B-7) soit :

$$CFU_{\text{lim}} : (q+1.84)^2 + (p' - 10.8)^2 - 2.85^2 = 0$$

$$q = 1.84 \pm \sqrt{-(p' - 10.8)^2 + 8.12}$$

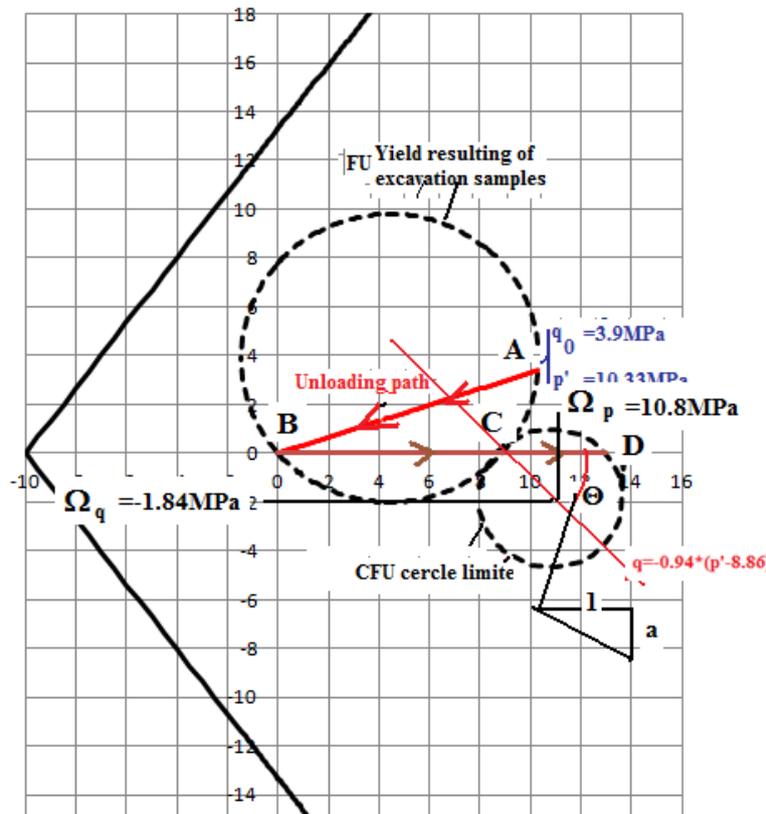


Figure B-7 : Surface de charge limite CFU tangente à la surface de charge FU pour le chargement isotrope jusqu'à 13 MPa

B.3.2. Evolution de la surface élastique FU par nouveau mécanisme CFU sous chargement isotrope de 13 MPa

L'expansion de la surface FU est produite par le mécanisme CFU. La nouvelle surface de charge FU (nommée FUnew) passe par les points P2 et C (point de tangence entre FU & CFU) (Figure B-8).

Avec :

$$P_2 \quad \begin{aligned} q_{P_2} &= 3.9 \text{ MPa} \\ p'_{P_2} &= -1.47 \text{ MPa} \end{aligned}$$

$$q_C = \Omega_q + \frac{a}{\sqrt{1+a^2}} \times r_{ai} = -1.84 - 0.68 \times 2.85 = -3.77 \text{ MPa}$$

$$C: \quad p'_C = \Omega_p + \frac{1}{\sqrt{1+a^2}} \times r_{alim} = 10.8 + 0.68 \times 2.85 = 12.73 \text{ MPa}$$

L'équation de la nouvelle surface est $FU: (q - \Omega_q)^2 + (p' - \Omega_p + r)(p' - \Omega_p - r) = 0$ avec Ω_q centre de l'ellipse et $2r$ diamètre de l'ellipse associée aux coordonnées des points P2 et C.

L'équation de l'ellipse passant par le point P2 s'écrit:

$$\begin{aligned} (3.9 - \Omega_q)^2 + (-1.47 - \Omega_p + r)(-1.47 - \Omega_p - r) &= 0 \\ \Omega_p^2 + \Omega_p \times 2.94 - r^2 + 2.16 &= 0 \end{aligned} \tag{B.26}$$

L'équation de l'ellipse passant par le point C s'écrit :

$$\begin{aligned} (-3.77 - \Omega_q)^2 + (12.73 - \Omega_p + r)(12.73 - \Omega_p - r) &= 0 \\ \Omega_p^2 - \Omega_p \times 25.46 - r^2 + 220.8 &= 0 \end{aligned} \tag{B.27}$$

En soustrayant l'équation (B.26) de l'équation (B.27) on obtient : $\Omega_p = \frac{189.17}{26.94} = 7.7 \text{ MPa}$ avec $r = 9.17 \text{ MPa}$.

L'équation de la nouvelle surface FU s'exprime sous la forme :

$$\begin{aligned} (q - 3.9)^2 + (p' - 7.7 + 9.17)(p' - 7.7 - 9.17) &= 0 \\ q &= 3.9 \pm \sqrt{-p'^2 + 15.4 \times p' + 24.8} \end{aligned}$$

La Figure B-8 présente le chemin de sollicitation dans l'espace $(p'; q)$.

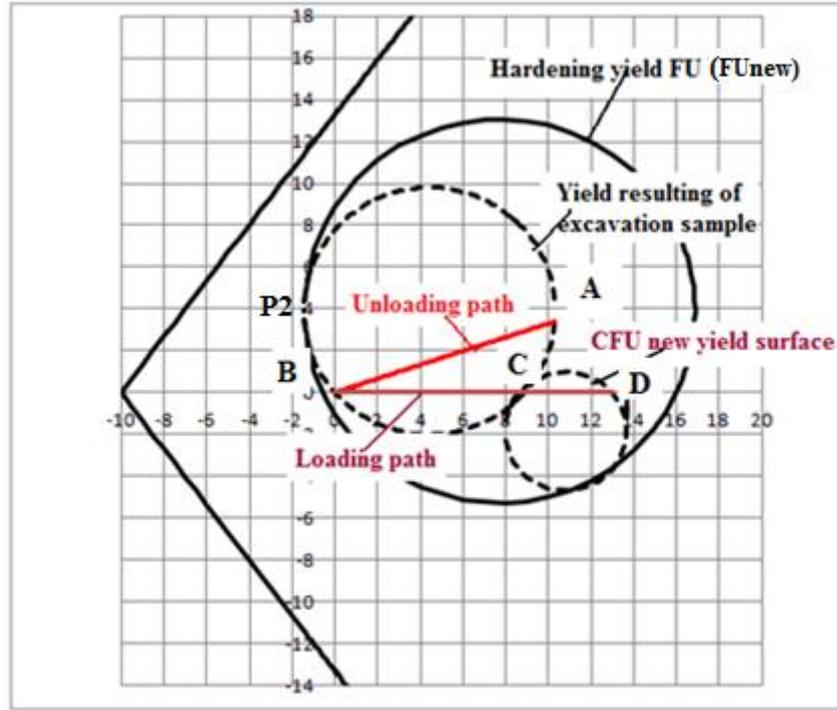


Figure B-8 : Nouvelle surface de charge CFU produisant l'expansion de la surface FU

B.3.3. Surface de charge CFU

La surface de charge CFU est un cercle passe par le point E de coordonnées $(q_E; p'_E)$ et est toujours tangent à la surface FU_{new} d'équation $q = 3.9 + \sqrt{-p'^2 + 15.4 \times p' + 24.8}$ (cf Figure B-9). Ainsi, le déplacement du centre du cercle $\Omega(p'_{c\Omega}; q_{c\Omega})$ est sur une droite perpendiculaire à la tangente à la surface FU_{new} en E. La tangente à la surface FU_{new} s'exprime par :

$$\frac{\partial q}{\partial p' / E} = \frac{-2 \times p' + 15.4}{2 \times \sqrt{-p'^2 + 15.4 \times p' + 24.8}} \quad \text{avec } a = \frac{-1}{\frac{\partial q}{\partial p'}} \quad (B.28)$$

Les coordonnées du point E représentent l'intersection de l'ellipse FU_{new} : $(q - 3.9)^2 + (p'^2 - 15.4 \times p' - 24.8) = 0$ et du chemin triaxial $p' = \frac{q}{3} + 13$ soit :

$$(q - 3.9)^2 + \left(\frac{q}{3} + 13\right)^2 - 15.4 \times \left(\frac{q}{3} + 13\right) - 24.8 = 0 .$$

Cette équation du second degré possède 2 racines et seule la racine négative $q_E = -4.43 \text{ MPa}$ est acceptable. En remplaçant q_E dans l'équation de la surface FU_{new} on obtient :

$$(-4.43 - 3.9)^2 + p'^2 - 15.4 \times p' - 24.8 = 0$$

Soit :
$$p'^2 - 15.4 \times p' + 44.58 = 0 \tag{B.29}$$

Cette équation possède deux racines, seule la grande valeur de la racine est choisie : $p'_E = 11.53 \text{ MPa}$.

La tangente à la surface Funew en E est obtenue de l'équation (B.28) :

$$\frac{\partial q}{\partial p' / E} = \frac{-2 \times 3.86 + 15.4}{2 \times \sqrt{-(3.86)^2 + 15.4 \times 3.86 + 24.8}} = 0.46 \text{ soit } a = \frac{-1}{\frac{\partial q}{\partial p' / E}} = -2.17$$

La droite porteuse des centres des cercles (Figure 3-47) prend alors la forme :

$$q = \frac{-1}{\frac{\partial q}{\partial p' / E}} \times (p' - 11.53) - 4.43 = -2.17 \times p' + 20.37 \tag{B.30}$$

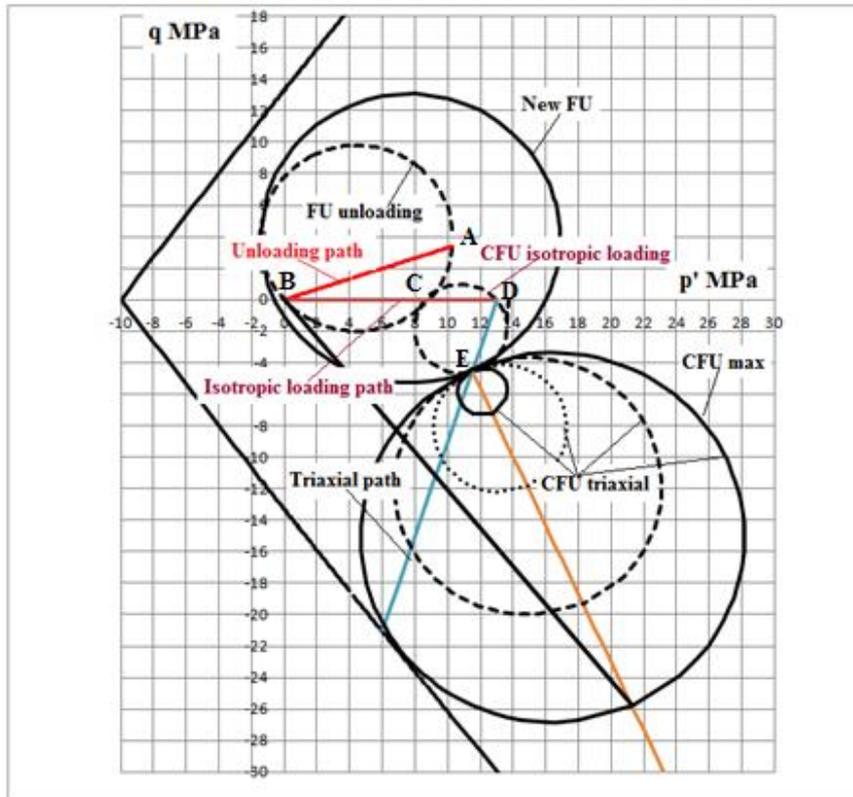


Figure B-9 : Surface de charge CFU sur un chemin d'extension à confinement constant de 13 MPa

En remplaçant $a = -2.17$ et les coordonnées du point $E(p'_E = 11.5 ; q_E = -4.43)$ dans l'équation (3.96), on obtient l'équation des surfaces de charge CFU dans le référentiel $(p' - q)$ s'exprime sous la forme :

$$CFU: p'^2 + q^2 - 2 \times p'(11.5 - 0.91 \times r_a) - 2 \times q(-4.43 + 0.42 \times r_a) - 24.7r_a + 151.9 = 0$$

L'écroûissage de la surface CFU est gouverné par l'évolution de son rayon qui s'exprime sous la forme :

$$r_a = r_{a0} \times \exp(\beta_2 \times \varepsilon_v^p) \text{ avec } r_{a0} = 1.5 \text{ MPa}$$

B.4. Essais triaxiaux à pression moyenne constante de 12 MPa en extension axiale

Dans cet essai, le chemin de sollicitation sur des échantillons carottés (cf Figure B-10) se comporte :

- Une décharge AB résultant du prélèvement (Paragraphe 3.5.3).
- Une recharge isotrope BC jusqu'à un confinement de 12 MPa (Paragraphe B.1).
- Un chargement à pression moyenne constante de 12MPa en extension axiale. Ce chemin est constitué de deux parties :
 - La première partie C-D ou 1-2 est situé à l'intérieur de la surface FU et génère des déformations élastiques associées à une augmentation de l'endommagement axial D_1 .
 - La deuxième partie 2-3 est principalement gouvernée par un endommagement axial dû aux déformations d'extension et des déformations élasto-plastiques radiales de compression.

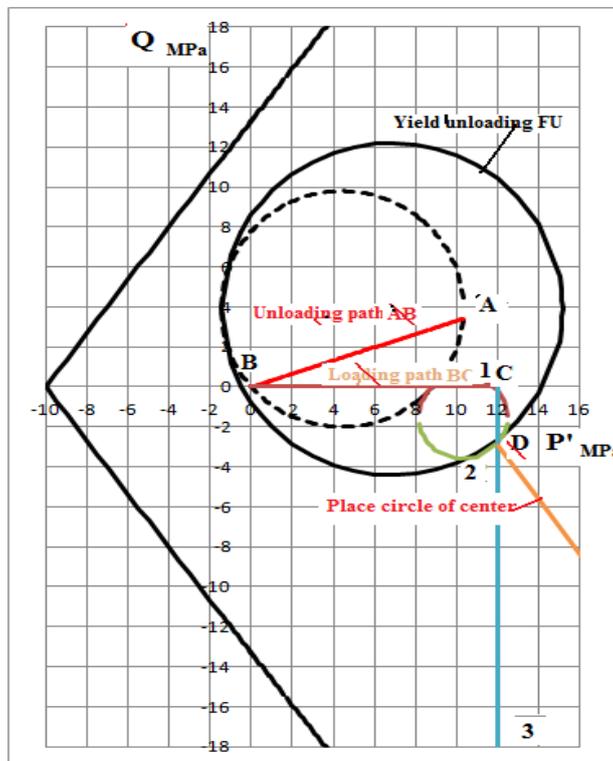


Figure B-10 : Chemin de charge dans l'essai triaxial à pression moyenne constante en extension axiale

B.4.1. Détermination du point D à l'intersection du chemin à Pmoy et de la surface FU

Les coordonnées du point D représentent l'intersection de l'ellipse FUnew :

$$(q - 3.9)^2 + (p'^2 - 14 \times p' - 22.74) = 0$$

Et du chemin à pression moyenne $p'_D = 12 \text{ MPa}$ soit :

$$(q - 3.9)^2 + (12)^2 - 14 \times (12) - 22.74 = 0$$

Cette équation possède 2 racines, seule la racine négative $q_D = -2.9 \text{ MPa}$ est acceptable.

B.4.2. Détermination de la droite des centres des cercles des surfaces de charge CFU

Le cercle passe par le point D de coordonnées $(q_D ; p'_D)$ et est toujours tangent à la surface FUnew d'équation $q = 3.9 - \sqrt{-p'^2 + 14 \times p' + 22.74}$.

Ainsi, le déplacement du centre du cercle $\Omega(p'_{c\Omega}; q_{c\Omega})$ est sur une droite perpendiculaire à la tangente à la surface FUnew en D. La tangente à la surface FUnew en D est obtenue par équation :

$$\frac{\partial q}{\partial p' / D} = \frac{+2 \times 12 - 14}{-2 \times \sqrt{-(12)^2 + 12 \times 14 + 22.74}} = -0.73 \text{ soit } a = \frac{-1}{\frac{\partial q}{\partial p' / D}} = 1.36$$

La droite porteuse des centres des cercles (Figure B-10) prend alors la forme :

$$q = 1.36 \times (p' - 12) - 2.9$$

Avec $a = 1.36 \text{ MPa}$; $p'_D = 12 \text{ MPa}$ et $q_D = -2.9 \text{ MPa}$, l'équation des surfaces de charge CFU dans le référentiel $(p'; q)$ s'exprime sous la forme :

$$CFU: p'^2 + q^2 - 2 \times p'(12 - 0.81 \times r_a) - 2 \times q(-2.9 + 0.59 \times r_a) - 22.68 \times r_a + 152.41 = 0$$

L'écroûissage de la surface CFU est gouverné par l'évolution de son rayon qui s'exprime sous la forme :

$$r_a = r_{a0} \times \exp(\beta_2 \times \varepsilon_v^p) \text{ avec } r_{a0} = 1.5 \text{ MPa}$$

Annexe C : Formulations thermo-hydro-mécanique utilisées dans le code CLEO

C.1. Formulation de la partie hydraulique

Deux grandeurs hydrauliques gouvernent les transferts de masse :

- L'apport massique du fluide m_w (Kg/m³) est représenté par la masse d'eau apportée entre les instants initiaux et actuels
- Le flux hydraulique M_w (Kg/s/m²)

C.1.1. Formulation locale

C.1.1.1. Conservation de la masse d'eau

L'équation d'équilibre hydraulique ou de conservation de la masse s'écrit sous la forme :

$$\dot{m}_w + Div(M_w) = 0 \quad (C.1)$$

L'apport massique et le flux massique sont définis par :

$$m_w = \rho_w \cdot n \cdot (1 + \varepsilon_v) S_r - \rho_w^o \cdot n_o \cdot S_r^o \quad (C.2)$$

$$M_w = \rho_w \cdot n \cdot S_r \cdot v_w \quad (C.3)$$

Sous forme différentielle :

$$\dot{m}_w = \dot{\rho}_w \cdot n \cdot (1 + \varepsilon_v) \cdot S_r + \rho_w \cdot \dot{n} \cdot (1 + \varepsilon_v) \cdot S_r + \rho_w \cdot n \cdot (1 + \varepsilon_v) \cdot \dot{S}_r + \rho_w \cdot \dot{\varepsilon}_v \cdot n \cdot S_r \quad (C.4)$$

C.1.1.2. Loi de comportement de l'eau

Le flux d'écoulement de l'eau est exprimé par la loi de Darcy généralisé s'écrit sous la forme :

$$\vec{q}_w = \frac{M_w}{\rho_w} = \lambda_w^H (-\nabla P_w + \rho_w \cdot F^m) \quad (C.5)$$

Avec :

F^m forces de pesanteur, λ_{lq}^H conductivité hydraulique globale qui s'exprime sous la forme :

$$\lambda_w^H = \frac{k_i(n) \cdot k_w^r(S_r)}{\mu_w(\theta)} \quad (C.6)$$

Avec :

k_i est la perméabilité intrinsèque fonction de la porosité du matériau

μ_w est la viscosité dynamique de l'eau, fonction de la température

k_w^{rl} est la perméabilité relative de l'eau fonction du degré de saturation

L'évolution de la densité de l'eau avec la température s'écrit sous forme :

$$\frac{d\rho_w}{\rho_w} = \frac{dp_w}{K_w} - 3.\alpha_w.d\theta \quad (C.7)$$

Où : ρ_w est la masse volumique de l'eau

α_w est le coefficient de dilatation thermique de l'eau.

C.1.1.3. Loi de comportement du squelette : évolution de la porosité

L'évolution de la porosité prend la forme suivante:

$$\dot{n} = \left(\frac{b-n}{K_S} \right) \dot{P}_{pore} + (b-n)(\dot{\epsilon}_v - \dot{\epsilon}_v(s) - \dot{\epsilon}_{v\theta}) \quad (C.8)$$

Les dérivées de l'apport massique d'eau s'expriment en considérant que $(1 + \epsilon_v) \approx 1$::

$$\frac{\dot{m}_w}{\rho_w} = \left(\frac{dp_w}{K_w} - 3.\alpha_w.d\theta \right) .n.S_r + S_r \cdot \left[\left(\frac{b-n}{K_S} \right) \dot{P}_{pore} + (b-n)(\dot{\epsilon}_v - \dot{\epsilon}_v(s) - \dot{\epsilon}_{v\theta}) \right] - n \cdot \frac{\partial S_r}{\partial s} \cdot \dot{P}_w + \dot{\epsilon}_v \cdot n.S_r$$

$$\frac{\dot{m}_w}{\rho_w} = -3[n.\alpha_w + (b-n).\alpha_0].S_r.\dot{\theta} + \left[\frac{n.S_r}{K_w} - S_r \left(\frac{b-n}{K_S} \right) \frac{\partial P_{pore}}{\partial s} - n \cdot \frac{\partial S_r}{\partial s} \right] \cdot \dot{P}_w - S_r \cdot (b-n) \cdot \dot{\epsilon}_v(s) + b.S_r \cdot \dot{\epsilon}_v \quad (C.9)$$

Avec le coefficient dilatation thermique différentielle $\alpha_m = n.\alpha_w + (b-n).\alpha_0$, l'équation ci-dessus s'écrit sous la forme :

$$\frac{\dot{m}_w}{\rho_w} = -3\alpha_m S_r \cdot \dot{\theta} + \left[\frac{n.S_r}{K_w} - S_r \left(\frac{b-n}{K_S} \right) \frac{\partial P_{pore}}{\partial s} - n \cdot \frac{\partial S_r}{\partial s} \right] \cdot \dot{P}_w - S_r \cdot (b-n) \cdot \dot{\epsilon}_v(s) + b.S_r \cdot \dot{\epsilon}_v \quad (C.10)$$

Dans le cas particulier, où le milieu est saturé, $P_{pore}=P_w$, il n'y a pas de déformation volumique due à la variation de succion, l'équation (C.10) devient :

$$\frac{\dot{m}_w}{\rho_w} = -3\alpha_m S_r \cdot \dot{\theta} + \left[\frac{n}{K_w} + \left(\frac{b-n}{K_S} \right) \right] \cdot \dot{P}_w + b \cdot \dot{\varepsilon}_v$$

On voit apparaître le terme $\frac{n}{K_w} + \left(\frac{b-n}{K_S} \right) = \frac{1}{M}$ avec M est appelé le module de Biot.

C.1.2. Formulation variationnelle.

La formulation variationnelle consiste à rassembler les systèmes d'équations de conservation de la masse d'eau, des lois de comportement de l'eau, du comportement du squelette et les conditions aux limites en un seul système d'équations. Pour cela considérons l'espace des vecteurs (θ, P_w, u_k) admissibles THM^{ad} de dimension infinie et la fonction test correspondant

à l'incrément de pression d'eau virtuelle : $\delta P_w^T \in THM^{ad}$.

La formulation variationnelle du problème hydraulique noté H^* revient à trouver $P_w \in THM^{ad}$ tel que $\forall \delta P_w \in THM^{ad} = \left\{ \delta P_w / \delta P_w \text{ régulière et } \delta P_w = 0 \text{ sur } \Gamma_p \right\}$

$$\begin{aligned} & \int_{\Omega} \delta P_w^T \cdot b \cdot S_r \cdot \dot{\varepsilon}_v \cdot d\Omega - \int_{\Omega} \delta P_w^T \cdot 3\alpha_m S_r \cdot \dot{\theta} \cdot d\Omega - \int_{\Omega} \delta P_w^T \cdot S_r \cdot (b-n) \cdot \dot{\varepsilon}_v(s) \cdot d\Omega + \\ & \int_{\Omega} \delta P_w^T \left[\frac{n \cdot S_r}{K_w} - S_r \left(\frac{b-n}{K_S} \right) \frac{\partial P_{pore}}{\partial s} - n \cdot \frac{\partial S_r}{\partial s} \right] \cdot \dot{P}_w \cdot d\Omega + \int_{\Omega} \text{grad}(\delta P_w^T) \cdot \mathcal{L}_w^H \left[\text{grad}(P_w) + \rho_w \cdot F^m \right] \cdot d\Omega + \\ & \int_{\Gamma} \delta P_w^T \cdot q_w \cdot d\Gamma = 0 \end{aligned}$$

(C.11)

C.1.3. Formulation approchée: la méthode des éléments finis

La formulation variationnelle est posée sur un espace de dimension infinie THM^{ad} . Pour obtenir une solution numérique approchée on va rechercher la solution dans un espace de dimension finie noté THM^h . Cet espace THM^h admet une base $(u_i^h, P_{wi}^h, \theta_i^h)_{i \in \{1, \dots, N_n\}}$ telle que :

$$\begin{aligned} u^h &= N_i \cdot u_i^h \\ P_w^h &= N_i \cdot P_{wi}^h \\ \theta^h &= N_i \cdot \theta_i^h \end{aligned}$$

Ainsi la formulation approchée du problème hydraulique noté H^h revient à trouver $P_w \in THM^h$ tel que $\forall \delta P_w^h \in THM^h = \left\{ \delta P_w^h / \delta P_w^h \text{ régulière et } \delta P_w^h = 0 \text{ sur } \Gamma_p \right\}$

$$\begin{aligned}
 & \int_{\Omega} N_p^T \cdot b \cdot S_r \cdot \dot{\varepsilon}_v \cdot d\Omega - \int_{\Omega} N_p^T \cdot \alpha_m \cdot S_r \cdot N_p \cdot \dot{\theta} \cdot d\Omega - \int_{\Omega} N_p^T \cdot S_r \cdot (b - n) \cdot \dot{\varepsilon}_v(s) \cdot d\Omega + \\
 & \int_{\Omega} N_p^T \cdot \left[\frac{n \cdot S_r}{K_w} - S_r \left(\frac{b - n}{K_s} \right) \frac{\partial P_{pore}}{\partial s} - n \cdot \frac{\partial S_r}{\partial s} \right] \cdot N_p \cdot \dot{P}_w \cdot d\Omega + \tag{C.12} \\
 & \int_{\Omega} \text{grad} \vec{(N_p^T)} \cdot \lambda_w^H \cdot \text{grad} \vec{(N_p)} \cdot P_w \cdot d\Omega + \int_{\Omega} \text{grad} \vec{(N_p^T)} \cdot \lambda_w^H \cdot \rho_w \cdot F^m \cdot d\Omega + \int_{\Gamma} N_p^T \cdot q_w \cdot d\Gamma = 0
 \end{aligned}$$

La relation entre les déformations volumiques et les déplacements sont donnés par :

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = B \dot{u}$$

$$\dot{\varepsilon}_v = \langle a \rangle B \dot{u}$$

Dans le cas de la symétrie de révolution $u = \begin{Bmatrix} u_r \\ u_z \end{Bmatrix}$:

$$\langle a \rangle = \langle 1 \quad 1 \quad 1 \quad 0 \rangle \text{ et } B = \begin{bmatrix} \frac{\partial}{\partial r} & 0 \\ \frac{1}{r} & 0 \\ 0 & \frac{\partial}{\partial z} \\ \frac{\partial}{\partial z} & \frac{\partial}{\partial r} \end{bmatrix} \tag{C.13}$$

Dans le cas de déformation plane $u = \begin{Bmatrix} u_x \\ u_y \end{Bmatrix}$:

$$\langle a \rangle = \langle 1 \quad 1 \quad 0 \rangle \text{ et } B = \begin{bmatrix} \frac{\partial}{\partial x} & 0 \\ 0 & \frac{\partial}{\partial y} \\ \frac{\partial}{\partial x} & \frac{\partial}{\partial y} \end{bmatrix} \tag{C.14}$$

La déformation volumique en fonction de la succion, pour les matériaux argileux gonflantes prend la forme :

$$\dot{\varepsilon}_v(s) = \dot{\varepsilon}_v^g = \frac{1}{1 + e_0} \cdot \frac{0,0155}{s + p_a} \cdot \ln \left(\frac{1}{OCR} \right) \cdot \dot{P}_w \tag{C.15}$$

Dans le cas particulier d'une configuration bidimensionnelle symétrie de révolution la formulation approchée s'écrit sous la forme :

$$\begin{aligned}
 & \int_{\Omega} N_p^T \cdot b \cdot S_r \cdot \{a\} \cdot B \cdot d\Omega \cdot \dot{u} + \int_{\Omega} N_p^T \cdot \left[\frac{n \cdot S_r}{K_w} - S_r \left(\frac{b-n}{K_s} \right) \frac{\partial P_{pore}}{\partial s} - n \cdot \frac{\partial S_r}{\partial s} \right] \cdot N_p \cdot \dot{P}_w \cdot d\Omega - \\
 & \int_{\Omega} N_p^T \cdot \alpha_m \cdot S_r \cdot N_p \cdot \dot{\theta} \cdot d\Omega - \int_{\Omega} N_p^T \cdot S_r \cdot (b-n) \cdot \frac{1}{1+e_0} \cdot \frac{0,0155}{s+p_a} \cdot \ln \left(\frac{1}{OCR} \right) \cdot d\Omega \cdot \dot{P}_w + \\
 & \int_{\Omega} \text{grad} \vec{(N_p^T)} \cdot \lambda_w^H \cdot \text{grad} \vec{(N_p)} \cdot P_w \cdot d\Omega + \int_{\Omega} \text{grad} \vec{(N_p^T)} \cdot \lambda_w^H \cdot \rho_w \cdot F^m \cdot d\Omega + \int_{\Gamma} N_p^T \cdot q_w \cdot d\Gamma = 0 \\
 & \int_{\Omega} N_p^T \cdot b \cdot S_r \cdot \{a\} \cdot B \cdot d\Omega \cdot \dot{u} + \\
 & \int_{\Omega} N_p^T \cdot \left(\frac{n \cdot S_r}{K_w} - S_r \left(\frac{b-n}{K_s} \right) \frac{\partial P_{pore}}{\partial s} - n \cdot \frac{\partial S_r}{\partial s} - S_r \cdot \frac{b-n}{1+e_0} \cdot \frac{0,0155}{s} \cdot \ln \frac{1}{OCR} \right) \cdot N_p \cdot d\Omega \cdot \dot{P}_w \\
 & - \int_{\Omega} N_p^T \cdot \alpha_m \cdot S_r \cdot N_p \cdot d\Omega \cdot \dot{\theta} + \int_{\Omega} \text{grad} \vec{(N_p^T)} \cdot \lambda_w^H \cdot \text{grad} \vec{(N_p)} \cdot d\Omega \cdot P_w + \\
 & \int_{\Omega} \text{grad} \vec{(N_p^T)} \cdot \lambda_w^H \cdot \rho_w \cdot F^m \cdot d\Omega + \int_{\Gamma} N_p^T \cdot q_w \cdot d\Gamma = 0
 \end{aligned} \tag{C.16}$$

En définitif la formulation approchée de la partie fluide s'exprime sous forme matricielle par :

$$[C_{ws}] \left\{ \dot{u} \right\} + [P_{ww}] \left\{ \dot{P}_w \right\} + [C_{wt}] \left\{ \dot{\theta} \right\} + [H_{ww}] \left\{ P_w \right\} = \left\{ \dot{f}_w \right\} \tag{C.17}$$

En terme \dot{u} :

$$C_{ws} = \int_{\Omega} N_p^T \cdot b \cdot S_r \cdot \langle a \rangle \cdot B \cdot d\Omega \tag{C.18}$$

En terme \dot{P}_w :

$$P_{ww} = \int_{\Omega} N_p^T \cdot \left(\frac{n \cdot S_r}{K_w} - S_r \left(\frac{b-n}{K_s} \right) \frac{\partial P_{pore}}{\partial s} - n \cdot \frac{\partial S_r}{\partial s} - S_r \cdot \frac{b-n}{1+e_0} \cdot \frac{0,0155}{s} \cdot \ln \frac{1}{OCR} \right) \cdot N_p \cdot d\Omega \tag{C.19}$$

En terme $\dot{\theta}$:

$$C_{wt} = - \int_{\Omega} N_p^T \cdot \alpha_m \cdot S_r \cdot N_p \cdot d\Omega \tag{C.20}$$

En terme P_w :

$$H_{ww} = \int_{\Omega} \text{grad} \vec{(N_p^T)} \cdot \lambda_w^H \cdot \text{grad} \vec{(N_p)} \cdot d\Omega \tag{C.21}$$

En terme flux \dot{f}_w

$$\dot{f}_w = - \int_{\Omega} \text{grad} \vec{(N_p^T)} \cdot \lambda_w^H \cdot \rho_w \cdot F^m \cdot d\Omega - \int_{\Omega} N_p^T \cdot q_w \cdot d\Gamma \quad (\text{C.22})$$

C.2. Formulations mécaniques

C.2.1. Formulation locale

L'équation d'équilibre mécanique s'écrit sous la forme :

$$\text{div}(\sigma) + \rho \cdot F = 0 \quad (\text{C.23})$$

F est la force volumique et ρ est la densité moyenne tel que :

$$\rho = (1 - n) \cdot \rho_s + n \cdot S_r \cdot \rho_w + n \cdot S_a \cdot \rho_a \quad (\text{C.24})$$

Le couplage fluide-squelette est présenté par la distribution des contraintes qui obéit au principe des contraintes effectives de Terzaghi telle que :

$$\sigma = \sigma' + b P_{\text{pore}} \delta_{ij} \quad (\text{C.25})$$

Les contraintes de contact est présentés par :

$$\sigma_{kl}' = D \cdot \varepsilon_{kl}^e \quad (\text{C.26})$$

Dans le cas de la symétrie de révolution les déformations s'écrivent sous la forme :

$$\varepsilon_{ij} = B \cdot \dot{u} \quad \text{Avec } u = \begin{Bmatrix} u_r \\ u_z \end{Bmatrix} \quad \text{et } \varepsilon_{\theta} = \alpha_o \cdot \dot{\theta} \quad (\text{C.27})$$

Avec :

$$\varepsilon_v = \{a\} \cdot B \cdot \dot{u} \quad (\text{C.28})$$

C.2.2. Formulation variationnelle.

La formulation variationnelle de la partie mécanique consiste à rassembler les systèmes d'équations d'équilibre et des conditions aux limites en un seul système d'équations. Pour cela, considérons l'espace des vecteurs (θ, P_w, u_k) admissibles THM^{ad} de dimension infinie et la fonction test correspondant à l'incrément de pression d'eau virtuelle : $\delta u_k \in THM^{ad}$.

La formulation variationnelle du problème hydraulique noté $\overset{*}{M}$ consiste à trouver $u_k \in THM^{ad}$.tel que $\forall \delta u_k \in TMH^{ad} = \{ \delta u_k / \delta u_k \text{ régulière et } \delta u_k = 0 \text{ sur } \Gamma_{uk} \}$

$$\int_{\Omega} \sigma \cdot \delta \varepsilon \cdot d\Omega = \int_{\Gamma} t \cdot \delta v \cdot dS + \int_{\Omega} \rho \cdot g \cdot z \delta v \cdot d\Omega \quad (\text{C.29})$$

Soit :

- δv Déplacement virtuel cinématiquement admissible
- $\delta \varepsilon$ Tenseur des déformations virtuelles
- σ Tenseur des contraintes totales
- t Force surfacique
- ρ Masse volumique
- g Accélération de la pesanteur

Dans le cas particulier où la pesanteur est négligée l'équation d'équilibre prend la forme :

$$\int_{\Omega} B^T \sigma . d\Omega = f_u \quad (C.30)$$

Où f_u est le vecteur des forces surfaciques

C.2.3. Formulation approchée: la méthode des éléments finis

La formulation variationnelle est posée sur un espace de dimension infinie THM^{ad} . La recherche d'une solution approchée est définie dans un espace de dimension finie noté THMh.

Cet espace THM^h admet une base $(u_i^h, P_{wi}^h, \theta_i^h)_{i \in \{1, \dots, N_n\}}$ telle que:

$$\begin{aligned} u^h &= N_i . u_i^h \\ P_w^h &= N_i . P_{wi}^h \\ \theta^h &= N_i . \theta_i^h \end{aligned} \quad (C.31)$$

Ainsi la formulation approchée du problème mécanique noté M^h s'exprime sous la forme :

Trouver $u_k^h \in THM^h$.tel que $\forall \delta u_k^h \in TMH^h = \left\{ \delta u_k^h / \delta u_k^h \text{ régulière et } \delta u_k^h = 0 \text{ sur } \Gamma_{uk} \right\}$

$$\delta u^T \int_{\Omega} N^T \rho g z d\Omega - \delta u^T \int_{\Omega} B^T \sigma d\Omega + \delta u^T \int_{\Gamma} N^T t d\Gamma = 0 \quad (C.32)$$

Avec $\varepsilon_{ij} = B.u$, en introduisant la distribution des contraintes dans l'équation d'équilibre on obtient :

$$\int_{\Omega} B^T \sigma . d\Omega = \int_{\Omega} B^T \sigma' . d\Omega + \int_{\Omega} B^T . P_{pore} . \{a\}^T . d\Omega = \int_{\Gamma} N^T t d\Gamma + \int_{\Omega} N^T \rho g z d\Omega \quad (C.33)$$

Avec :

$$\dot{\sigma} = \dot{\sigma}' + b \cdot \dot{P}_{pore} \cdot \delta_{ij}, \text{ b est le coefficient de Biot} \quad (C.34)$$

Dans le cas non stationnaire l'équation d'équilibre doit être écrite pour chaque pas de temps ce qui revient à dériver par rapport au temps l'équation (B33) ::

$$\int_{\Omega} B^T \dot{\sigma}' \cdot d\Omega + \int_{\Omega} B^T \cdot \dot{P}_{pore} \cdot \{a\}^T \cdot d\Omega = \dot{f}_u \quad (C.35)$$

Avec deux configurations :

$$p_w < 0 :$$

$$\dot{P}_{pore} = \beta \cdot \dot{P}_w \quad (C.36)$$

$$\beta = - \frac{1}{\left(1 + \frac{s}{a}\right)^2} \quad (C.37)$$

$$p_w > 0 :$$

$$\dot{P}_{pore} = \dot{P}_w \quad (C.38)$$

En introduisant la dérivée de la pression de pore dans l'équation (B35), la formulation variationnelle approchée s'écrit sous la forme :

$$\int_{\Omega} B^T \dot{\sigma}' \cdot d\Omega + \int_{\Omega} B^T \beta \cdot N^T \cdot \dot{P}_w \cdot \{a\}^T \cdot d\Omega = \dot{f}_u \quad (C.39)$$

En introduisant la loi de comportement dans l'équation (B39) :

$$\int_{\Omega} B^T \cdot D \cdot \dot{\varepsilon}_{ij}^e \cdot d\Omega + \int_{\Omega} B^T \beta \cdot N^T \cdot \dot{P}_w \cdot \{a\}^T \cdot d\Omega = \dot{f}_u \quad (C.40)$$

$$\int_{\Omega} B^T \cdot D \cdot \left(\dot{\varepsilon}_{ij} - \frac{\dot{\varepsilon}_v(s)}{3} \cdot \{a\}^T - \dot{\varepsilon}_\theta \cdot \{a\}^T \right) \cdot d\Omega + \int_{\Omega} B^T \beta \cdot \dot{P}_w \cdot \{a\}^T \cdot d\Omega = \dot{f}_u \quad (C.41)$$

Dans le cas des états de contraintes surconsolidées les déformations s'expriment sous la forme :

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \dot{\varepsilon}_{ij}^e + \frac{\dot{\varepsilon}_v^g(s)}{3} \cdot \delta_{ij} + \dot{\varepsilon}_\theta \cdot \delta_{ij} \quad (C.42)$$

$$\dot{\varepsilon}_v^g(s) = \frac{1}{1 + e_0} \cdot \frac{0,0155}{s + p_a} \cdot \ln \frac{1}{OCR} \cdot \dot{P}_w \quad (C.43)$$

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = B \cdot \dot{u} \text{ et } \dot{\varepsilon}_\theta = \alpha_o \cdot \dot{\theta} \quad (C.44)$$

La formulation variationnelle approchée de la partie mécanique s'écrit alors sous la forme générale :

$$\int_{\Omega} B^T . D . B . d\Omega \dot{u} - \int_{\Omega} \left[B^T \cdot \left(D \cdot \frac{1}{3} \cdot \frac{1}{1+e_0} \cdot \frac{0,0155}{s+p_a} \cdot \ln \frac{1}{OCR} - \beta \right) \cdot \{a\}^T \right] \cdot N^T . d\Omega \cdot \dot{P}_w - \int_{\Omega} \left[B^T . D . \alpha_0 \{a\}^T \right] \cdot N^T . d\Omega \cdot \dot{\theta} = \dot{f}_u \quad (C.45)$$

Où sous forme matricielle :

$$[U_{ss}] \{\dot{u}\} + [C_{sw}] \{\dot{P}_w\} + [U_{st}] \{\dot{\theta}\} = \dot{f}_u \quad (C.46)$$

Avec :

$$\text{En terme } u : \quad [U_{ss}] = \int_{\Omega} B^T . D . B . d\Omega \quad (C.47)$$

$$\text{En terme } P_w : \quad [C_{sw}] = \int_{\Omega} \left[B^T \cdot \left(D \cdot \frac{1}{3} \cdot \frac{1}{1+e_0} \cdot \frac{0,0155}{s} \cdot \ln \frac{1}{OCR} + b \cdot \beta \right) \cdot \{a\}^T \right] \cdot N^T . d\Omega \quad (C.48)$$

$$\text{En terme } \theta : \quad [U_{st}] = - \int_{\Omega} \left[B^T . D . \alpha_0 \{a\}^T \right] \cdot N^T . d\Omega \quad (C.49)$$

C.3. Formulation de la partie thermique

C.3.1. Formulation locale

Les équations locales régissant les problèmes de diffusion sont : les équations de conservation de l'énergie et les lois de conduction et de convection de la chaleur.

C.3.1.1. Equation de conservation de l'énergie

L'équation de conservation de l'énergie s'exprime sous la forme :

$$\frac{\partial h}{\partial t} + \text{div}(q) - Q = 0 \quad (C.50)$$

Avec h l'enthalpie total du milieu poreux, q le flux de chaleur et Q la production de chaleur :

$$h = h_w + h_v + h_{air} + h_{solide} \quad (C.51)$$

C.3.1.2. Evolution des enthalpies

L'enthalpie de l'eau :

$$h_w = n \cdot S_r \cdot \rho_w \cdot C_w^p \cdot (T - T_0) = n \cdot S_r \cdot \rho_w \cdot C_w^p \cdot \theta \quad (C.52)$$

L'enthalpie de la vapeur d'eau :

$$h_v = n \cdot (1 - S_r) \cdot \rho_v \cdot C_v^p \cdot \theta + n \cdot (1 - S_r) \cdot \rho_v \cdot r \quad (C.53)$$

L'enthalpie de l'air :

$$h_{air} = n.(1 - S_{rw}).\rho_{air}.C_{air}^p.\theta \quad (C.54)$$

L'enthalpie de la phase solide :

$$h_{soilde} = (1 - n).\rho_s.C_s^p.\theta \quad (C.55)$$

Avec n la porosité, S_r le degré de saturation, θ la variation de température, C_i^p la chaleur massique de la phase i à pression constante et r la chaleur latente de vaporisation.

Pour des températures inférieures à 100°C $r=0$, on peut écrire l'enthalpie totale sous la forme :

$$(\rho.C)_{av} = (1 - n).\rho_s.C_s^p + n.S_r.\rho_w.C_w^p + n\rho_a.C_a^p.(1 - S_r) \quad (C.56)$$

C.3.1.3. Les modèles de transfert de la chaleur :

La conduction de la chaleur est décrite par la loi de Fourier :

$$q_{cond} = -\lambda_{av}.grad(\theta) \quad (C.57)$$

Avec, pour les argiles gonflante :

$$\lambda_{av} = 0.8465.Ln(S_r) + 1.3432 \quad (C.58)$$

Pour les argilites, conductivité thermique constante isotrope $\lambda_{av} = 1,9$ (W/m/K)

La convection de la chaleur :

$$q_{conv} = h_w.\frac{I_l^w}{n.S_r} + h_v.\frac{I_v^w}{n.(1 - S_r)} + C_v^p.\rho_v.I_v^w.\theta + C_{air}^p.\rho_{air}.I_l^{air}.\theta + (\rho_v.I_v^w + \rho_{air}.I_l^{air})r \quad (C.59)$$

Remarque :

Le transfert convectif correspond au transfert de la chaleur par les phases fluides (eau condensée, air sec et vapeur d'eau). En fait, le transfert convectif de la chaleur renvoie à celle de l'eau condensée et/ou vapeur d'eau. De manière générale dans les milieux à faible perméabilité, le transport convectif de la chaleur est négligeable et par ailleurs beaucoup plus faible que celui de la conduction.

En rassemblant les équations ci-dessus on obtient :

$$\boxed{\underbrace{\frac{\partial}{\partial t} [(\rho.C)_{av}.\theta]}_A + \underbrace{div \left[-\lambda_{av} \cdot \vec{grad} \theta \right]}_B = 0} \quad (C.60)$$

Pour le calcul des différents termes de l'équation de transfert, la phase air est négligée soit alors:

Calcul du terme A : $\frac{\partial}{\partial t}[(\rho.C)_{av}.\theta]$

$$\frac{\partial}{\partial t}[(\rho.C)_{av}.\theta] = \frac{\partial}{\partial t}[(1-n).\rho_s.C_s^p + n.\rho_w.C_w^p.S_r).\theta] \quad (C.61)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}[(\rho.C)_{av}.\theta] &= (1-n).\rho_s.C_s^p.\frac{\partial\theta}{\partial t} + n.S_r.\rho_0.C_w^p.\frac{\partial\theta}{\partial t} - 2.n.S_r.C_w^p.\rho_0.\alpha_0.\theta.\frac{\partial\theta}{\partial t} \\ &+ n.C_w^p.\rho_0.\theta.\frac{\partial S_r}{\partial t} - n.C_w^p.\rho_0.\alpha_0.\theta^2.\frac{\partial S_r}{\partial t} - \rho_s.C_s^p.\theta.\frac{\partial n}{\partial t} + S_r.\rho_0.C_s^p.\theta.\frac{\partial n}{\partial t} \\ &- S_r.C_w^p.\rho_0.\alpha_0.\theta^2.\frac{\partial n}{\partial t} \end{aligned} \quad (C.62)$$

Avec :

$$\rho_w = \rho_0.(1 - \alpha_0.\theta) \quad (C.63)$$

Où sous forme matricielle :

$$\frac{\partial}{\partial t}[(\rho.C)_{av}.\theta] = [C_1] \frac{\partial\theta}{\partial t} + [C_2] \frac{\partial S_r}{\partial t} + [C_3] \frac{\partial n}{\partial t} \quad (C.64)$$

$$C_1 = ((1-n).\rho_s.C_s^p + n.S_r.\rho_0.C_w^p - 2.n.S_r.C_w^p.\rho_0.\alpha_0.\theta) \quad (C.65)$$

$$C_2 = n.C_w^p.\rho_0.\theta - n.C_w^p.\rho_0.\alpha_0.\theta^2 \quad (C.66)$$

$$C_3 = S_r.\rho_0.C_s^p.\theta - \rho_s.C_s^p.\theta - S_r.C_w^p.\rho_0.\alpha_0.\theta^2 \quad (C.67)$$

Au paragraphe précédent, on a montré que :

$$\dot{n} = \left(\frac{b-n}{K_s}\right) \dot{P}_{pore} + (b-n)(\dot{\varepsilon}_v - \dot{\varepsilon}_v(s) - \dot{\varepsilon}_{v\theta}) \quad (C.68)$$

$$\dot{\varepsilon}_v^g(s) = \frac{1}{1+e_0} \cdot \frac{0,0155}{s+p_a} \cdot \ln \frac{1}{OCR} \cdot \dot{P}_w \quad (C.69)$$

$$\dot{\varepsilon}_\theta = \alpha_0.\dot{\theta} \quad (C.70)$$

Donc on peut écrire :

$$\frac{dn}{dt} = -\left(\frac{b-n}{K_s}\right) \cdot \frac{\partial P_{pore}}{\partial s} \cdot \dot{P}_w + (b-n) \left(\dot{\varepsilon}_{kk} - \frac{1}{1+e_0} \cdot \frac{0,0155}{s+p_a} \cdot \ln \frac{1}{OCR} \cdot \dot{P}_w - 3.\alpha_0.\dot{\theta} \right) \quad (C.71)$$

Ainsi l'équation de transfert de masse s'écrit sous la forme :

$$\begin{aligned} \frac{d}{dt} [(\rho.C)_{av}.\theta] = & [C_1] \frac{\partial \theta}{\partial t} + [C_2] \frac{\partial S_r}{\partial s} . \dot{P}_w - [C_3] \left(\frac{b-n}{K_s} \right) . \frac{\partial P_{pore}}{\partial s} . \dot{P}_w + \\ & + [C_3] (b-n) \left(\dot{\varepsilon}_{kk} - \frac{1}{1+e_0} . \frac{0,0155}{s+p_a} . \ln \frac{1}{OCR} . \dot{P}_w - 3.\alpha_0 . \dot{\theta} \right) \end{aligned} \quad (C.72)$$

C.3.2. Formulation variationnelle.

La formulation variationnelle de la thermique consiste à rassembler les systèmes d'équations de conservation de l'énergie, la loi de diffusion de la chaleur de Fourier et les conditions aux limites dans un seul système d'équations. Pour cela considérons l'espace des vecteurs (θ, P_w, u_k) admissibles THM^{ad} de dimension infinie et la fonction test correspondant à l'incrément de température : $\delta\theta \in THM^{ad}$. Deux configurations sont utilisées pour la modélisation des ouvrages : déformation plane et symétrie de révolution.

C.3.2.1. Déformation plane

Dans le problème en déformation plane la formulation variationnelle est noté Θ et consiste à trouver $\theta \in THM^{ad}$.tel que $\forall \delta\theta \in TMH^{ad} = \left\{ \delta\theta / \delta\theta \text{ régulière et } \delta\theta = 0 \text{ sur } \Gamma_\theta \right\}$

$$\underbrace{\int_{\Omega} \delta\theta . \frac{\partial}{\partial t} [(\rho.C)_{av} \theta] dx.dy}_{1^{er} \text{ terme}} - \underbrace{\int_{\Omega} \delta\theta . div \left[\lambda_{av} \vec{grad} \theta \right] dx.dy}_{2^{e} \text{ terme}} = 0 \quad (C.73)$$

Calcul du premier terme :

$$\begin{aligned} \int_{\Omega} \delta\theta . \frac{d}{dt} [(\rho.C)_{av} . \theta] dx.dy = \\ = - \int_{\Omega} \delta\theta . \left(C_2 . \frac{\partial S_r}{\partial s} + C_3 . \left(\frac{b-n}{K_s} \right) . \frac{\partial P_{pore}}{\partial s} + C_3 . (b-n) . \frac{1}{1+e_0} . \frac{0,0155}{s+p_a} . \ln \frac{1}{OCR} \right) . \frac{\partial P_w}{\partial t} . dx.dy + \\ + \int_{\Omega} \delta\theta . (C_1 - 3.C_3(b-n).\alpha_0) . \frac{\partial \theta}{\partial t} . dx.dy + \int_{\Omega} \delta\theta . C_3 . (b-n) . \dot{\varepsilon}_{kk} . dx.dy = K_1 + K_2 + K_3 \end{aligned} \quad (C.74)$$

Avec :

$$K_1 = - \int_{\Omega} \delta\theta . \left(C_2 . \frac{\partial S_r}{\partial s} + C_3 . \left(\frac{b-n}{K_s} \right) . \frac{\partial P_{pore}}{\partial s} + C_3 . (b-n) . \frac{1}{1+e_0} . \frac{0,0155}{s+p_a} . \ln \frac{1}{OCR} \right) . \frac{\partial P_w}{\partial t} . dx.dy$$

$$K_2 = \int_{\Omega} \delta\theta . (C_1 - 3.C_3(b-n).\alpha_0) . \frac{\partial \theta}{\partial t} . dx.dy$$

$$K_3 = \int_{\Omega} \delta\theta . C_3 . (b-n) . \dot{\epsilon}_{kk} . dx . dy$$

Calcul du deuxième terme :

$$\text{div} \left[\lambda_{av} \vec{\text{grad}}\theta \right] = \lambda_{av} \left[\frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{\partial\theta}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{\partial\theta}{\partial y} \right) \right] \quad (\text{C.75})$$

Soit alors :

$$\int_{\Omega} \delta\theta . \text{div} \left[\lambda_{av} \vec{\text{grad}}\theta \right] . dx . dy = \int_{\Omega} \delta\theta . \lambda_{av} . \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{\partial\theta}{\partial x} \right) . dx . dy + \int_{\Omega} \delta\theta . \lambda_{av} . \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{\partial\theta}{\partial y} \right) . dx . dy = K_4 + K_5 \quad (\text{C.76})$$

Avec :

$$K_4 = \int_{\Omega} \delta\theta . \lambda_{av} . \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{\partial\theta}{\partial x} \right) . dx . dy$$

$$K_5 = \int_{\Omega} \delta\theta . \lambda_{av} . \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{\partial\theta}{\partial y} \right) . dx . dy$$

Calcul des termes K_4 et K_5 :

$$K_4 = \int_{\Omega} \delta\theta . \lambda_{av} . \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{\partial\theta}{\partial x} \right) . dx . dy = \int_{\Gamma_a} \lambda_{av} . \frac{\partial\theta}{\partial x} . \delta\theta . dy - \int_{\Omega} \lambda_{av} . \frac{\partial\theta}{\partial x} . \frac{\partial(\delta\theta)}{\partial x} . dx . dy$$

$$K_5 = \int_{\Omega} \delta\theta . \lambda_{av} . \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{\partial\theta}{\partial y} \right) . dx . dy = \int_{\Gamma_a} \lambda_{av} . \frac{\partial\theta}{\partial y} . \delta\theta . dx - \int_{\Omega} \lambda_{av} . \frac{\partial\theta}{\partial y} . \frac{\partial(\delta\theta)}{\partial y} . dx . dy$$

$$K_4 + K_5 = \int_{\Gamma_a} \lambda_{av} . \frac{\partial\theta}{\partial y} . \delta\theta . dx + \int_{\Gamma_a} \lambda_{av} . \frac{\partial\theta}{\partial x} . \delta\theta . dy - \int_{\Omega} \lambda_{av} . \left(\frac{\partial\theta}{\partial x} . \frac{\partial(\delta\theta)}{\partial x} + \frac{\partial\theta}{\partial y} . \frac{\partial(\delta\theta)}{\partial y} \right) . dx . dy$$

Donc, en final :

$$\begin{aligned} & K_1 + K_2 + K_3 - (K_4 + K_5) = 0 = \\ & - \int_{\Omega} \delta\theta . \left(C_2 . \frac{\partial S_r}{\partial s} + C_3 . \left(\frac{b-n}{K_s} \right) . \frac{\partial P_{pore}}{\partial s} + C_3 . (b-n) . \frac{1}{1+e_0} . \frac{0,0155}{s+p_a} . \ln \frac{1}{OCR} \right) . \frac{\partial P_w}{\partial t} . dx . dy + \\ & + \int_{\Omega} \delta\theta . (C_1 - 3 . C_3 . (b-n) . \alpha_0) . \frac{\partial\theta}{\partial t} . dx . dy + \int_{\Omega} \delta\theta . C_3 . (b-n) . \dot{\epsilon}_{kk} . dx . dy + \\ & + \int_{\Omega} \lambda_{av} . \left(\frac{\partial\theta}{\partial x} . \frac{\partial(\delta\theta)}{\partial x} + \frac{\partial\theta}{\partial y} . \frac{\partial(\delta\theta)}{\partial y} \right) . dx . dy - \int_{\Gamma_a} \lambda_{av} . \frac{\partial\theta}{\partial y} . \delta\theta . dx - \int_{\Gamma_a} \lambda_{av} . \frac{\partial\theta}{\partial x} . \delta\theta . dy \end{aligned}$$

Soit alors, avec $\dot{\epsilon}_{kk} = \langle a \rangle . B . \dot{u}$:

$$\begin{aligned}
 & - \int_{\Omega} \delta\theta \cdot \left(C_2 \cdot \frac{\partial S_r}{\partial s} + C_3 \cdot \left(\frac{b-n}{K_s} \right) \cdot \frac{\partial P_{pore}}{\partial s} + C_3 \cdot (b-n) \cdot \frac{1}{1+e_0} \cdot \frac{0,0155}{s+p_a} \cdot \ln \frac{1}{OCR} \right) \cdot \frac{\partial P_w}{\partial t} \cdot dx \cdot dy + \\
 & + \int_{\Omega} \delta\theta \cdot (C_1 - 3 \cdot C_3 \cdot (b-n) \cdot \alpha_0) \cdot \frac{\partial \theta}{\partial t} \cdot dx \cdot dy + \int_{\Omega} \delta\theta \cdot C_3 \cdot (b-n) \cdot \langle a \rangle \cdot B \cdot \dot{u} \cdot dx \cdot dy + \tag{C.77} \\
 & + \int_{\Omega} \lambda_{av} \cdot \left(\frac{\partial \theta}{\partial x} \cdot \frac{\partial (\delta\theta)}{\partial x} + \frac{\partial \theta}{\partial y} \cdot \frac{\partial (\delta\theta)}{\partial y} \right) \cdot dx \cdot dy = \int_{\Gamma_a} \lambda_{av} \cdot \frac{\partial \theta}{\partial y} \cdot \delta\theta \cdot dx + \int_{\Gamma_a} \lambda_{av} \cdot \frac{\partial \theta}{\partial x} \cdot \delta\theta \cdot dy = \dot{f}_a + \dot{f}_b
 \end{aligned}$$

C.3.2.2. Configuration symétrie de révolution

En symétrie de révolution la formulation variationnelle du problème thermique noté Θ s'exprime sous la forme trouver $\theta \in THM^{ad}$ tel que $\forall \delta\theta \in TMH^{ad} = \{ \delta\theta / \delta\theta \text{ régulière et } \delta\theta = 0 \text{ sur } \Gamma_{\theta} \}$

$$\Theta : \underbrace{\int_{\Omega} \delta\theta \cdot \frac{\partial}{\partial t} [(\rho C)_{av} \theta] \cdot r \cdot dr \cdot d\varphi \cdot dz}_{1^{er} \text{ terme}} - \underbrace{\int_{\Omega} \delta\theta \cdot \text{div} \left[\lambda_{av} \overrightarrow{\text{grad}} \theta \right] \cdot r \cdot dr \cdot d\varphi \cdot dz}_{2^{e} \text{ terme}} = 0 \tag{C.78}$$

Calcul du premier terme : $\int_{\Omega} \delta\theta \cdot \frac{\partial}{\partial t} [(\rho C)_{av} \theta] \cdot r \cdot dr \cdot d\varphi \cdot dz$

$$\begin{aligned}
 & \int_{\Omega} \delta\theta \cdot \frac{d}{dt} [(\rho \cdot C)_{av} \cdot \theta] \cdot r \cdot dr \cdot d\varphi \cdot dz = \\
 & = - \int_{\Omega} \delta\theta \cdot \left(C_2 \cdot \frac{\partial S_r}{\partial s} + C_3 \cdot \left(\frac{b-n}{K_s} \right) \cdot \frac{\partial P_{pore}}{\partial s} + C_3 \cdot (b-n) \cdot \frac{1}{1+e_0} \cdot \frac{0,0155}{s+p_a} \cdot \ln \frac{1}{OCR} \right) \cdot \frac{\partial P_w}{\partial t} \cdot r \cdot dr \cdot d\varphi \cdot dz + \\
 & + \int_{\Omega} \delta\theta \cdot (C_1 - 3 \cdot C_3 \cdot (b-n) \cdot \alpha_0) \cdot \frac{\partial \theta}{\partial t} \cdot r \cdot dr \cdot d\varphi \cdot dz + \int_{\Omega} \delta\theta \cdot C_3 \cdot (b-n) \cdot \dot{\epsilon}_{kk} \cdot r \cdot dr \cdot d\varphi \cdot dz
 \end{aligned}$$

Soit :

$$\begin{aligned}
 & \int_{\Omega} \delta\theta \cdot \frac{d}{dt} [(\rho \cdot C)_{av} \cdot \theta] \cdot r \cdot dr \cdot d\varphi \cdot dz = \\
 & = -2\pi \cdot \int_{\Omega} \delta\theta \cdot \left(C_2 \cdot \frac{\partial S_r}{\partial s} + C_3 \cdot \left(\frac{b-n}{K_s} \right) \cdot \frac{\partial P_{pore}}{\partial s} + C_3 \cdot (b-n) \cdot \frac{1}{1+e_0} \cdot \frac{0,0155}{s+p_a} \cdot \ln \frac{1}{OCR} \right) \cdot \frac{\partial P_w}{\partial t} \cdot r \cdot dr \cdot dz + \tag{C.79} \\
 & + 2\pi \cdot \int_{\Omega} \delta\theta \cdot (C_1 - 3 \cdot C_3 \cdot (b-n) \cdot \alpha_0) \cdot \frac{\partial \theta}{\partial t} \cdot r \cdot dr \cdot dz + 2\pi \cdot \int_{\Omega} \delta\theta \cdot C_3 \cdot (b-n) \cdot \dot{\epsilon}_{kk} \cdot r \cdot dr \cdot dz
 \end{aligned}$$

Posons maintenant :

$$K_1 = -2\pi \int_{\Omega} \delta\theta \left(C_2 \cdot \frac{\partial S_r}{\partial s} + C_3 \cdot \left(\frac{b-n}{K_s} \right) \cdot \frac{\partial P_{pore}}{\partial s} + C_3 \cdot (b-n) \cdot \frac{1}{1+e_0} \cdot \frac{0,0155}{s+p_a} \cdot \ln \frac{1}{OCR} \right) \cdot \frac{\partial P_w}{\partial t} \cdot r \cdot dr \cdot dz$$

$$K_2 = 2\pi \int_{\Omega} \delta\theta \cdot (C_1 - 3 \cdot C_3 \cdot (b-n) \cdot \alpha_0) \cdot \frac{\partial \theta}{\partial t} \cdot r \cdot dr \cdot dz$$

$$K_3 = 2\pi \int_{\Omega} \delta\theta \cdot C_3 \cdot (b-n) \cdot \dot{\epsilon}_{kk} \cdot r \cdot dr \cdot dz$$

On peut s'exprimer le premier terme par :

$$\int_{\Omega} \delta\theta \cdot \frac{\partial}{\partial t} [(\rho \cdot C)_{av} \cdot \theta] \cdot r \cdot dr \cdot d\varphi \cdot dz = K_1 + K_2 + K_3 \quad (C.80)$$

Calcul du deuxième terme $\int_{\Omega} \delta\theta \cdot \text{div} \left[\lambda_{av} \vec{\text{grad}}\theta \right] \cdot r \cdot dr \cdot d\varphi \cdot dz$:

$$\begin{aligned} \int_{\Omega} \delta\theta \cdot \text{div} \left[\lambda_{av} \vec{\text{grad}}\theta \right] \cdot r \cdot dr \cdot d\varphi \cdot dz &= 2\pi \int_{\Omega} \delta\theta \cdot \text{div} \left[\lambda_{av} \vec{\text{grad}}\theta \right] \cdot r \cdot dr \cdot dz \\ &= 2\pi \int_{\Omega} \delta\theta \cdot \lambda_{av} \left[\left(\frac{\partial^2 \theta}{\partial r^2} \right) + \left(\frac{\partial^2 \theta}{\partial z^2} \right) + \frac{1}{r} \left(\frac{\partial \theta}{\partial r} \right) \right] \cdot r \cdot dr \cdot dz \\ \int_{\Omega} \delta\theta \cdot \text{div} \left[\lambda_{av} \vec{\text{grad}}\theta \right] \cdot r \cdot dr \cdot d\varphi \cdot dz &= 2\pi \int_{\Omega} \delta\theta \cdot \lambda_{av} \left(\frac{\partial^2 \theta}{\partial r^2} \right) \cdot r \cdot dr \cdot dz + 2\pi \int_{\Omega} \delta\theta \cdot \lambda_{av} \left(\frac{\partial^2 \theta}{\partial z^2} \right) \cdot r \cdot dr \cdot dz + \\ &2\pi \int_{\Omega} \delta\theta \cdot \lambda_{av} \left(\frac{\partial \theta}{\partial r} \right) \cdot dr \cdot dz \end{aligned} \quad (C.81)$$

Posons :

$$K_4 = 2\pi \int_{\Omega} \delta\theta \cdot \lambda_{av} \left(\frac{\partial^2 \theta}{\partial r^2} \right) \cdot r \cdot dr \cdot dz$$

$$K_5 = 2\pi \int_{\Omega} \delta\theta \cdot \lambda_{av} \left(\frac{\partial^2 \theta}{\partial z^2} \right) \cdot r \cdot dr \cdot dz$$

$$K_6 = 2\pi \int_{\Omega} \delta\theta \cdot \lambda_{av} \left(\frac{\partial \theta}{\partial r} \right) \cdot dr \cdot dz$$

En remplaçant à l'équation (C.81), on a :

$$\int_{\Omega} \delta\theta \cdot \text{div} \left[\lambda_{av} \vec{\text{grad}}\theta \right] \cdot r \cdot dr \cdot d\varphi \cdot dz = K_4 + K_5 + K_6 \quad (C.82)$$

Calcul du terme K_4 :

$$K_4 = 2\pi \int_{\Omega} \delta\theta \cdot \lambda_{av} \left(\frac{\partial^2 \theta}{\partial r^2} \right) \cdot r \cdot dr dz = 2\pi \int_{\Omega} \delta\theta \cdot \lambda_{av} \left[\frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial \theta}{\partial r} \right) - \frac{\partial \theta}{\partial r} \right] \cdot dr dz$$

$$K_4 = 2\pi \int_{\Omega} \delta\theta \cdot \lambda_{av} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial \theta}{\partial r} \right) \cdot dr dz - 2\pi \int_{\Omega} \delta\theta \cdot \lambda_{av} \frac{\partial \theta}{\partial r} \cdot dr dz = K_{4a} - K_{4b}$$

$$K_{4a} = 2\pi \int_{\Omega} \delta\theta \cdot \lambda_{av} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial \theta}{\partial r} \right) \cdot dr dz = 2\pi \int_{\Gamma} \delta\theta \cdot \lambda_{av} \cdot r \frac{\partial \theta}{\partial r} \cdot d\Gamma - 2\pi \int_{\Omega} \lambda_{av} \frac{\partial(\delta\theta)}{\partial r} \cdot r \frac{\partial \theta}{\partial r} \cdot dr dz$$

$$K_{4b} = 2\pi \int_{\Gamma_a} \delta\theta \cdot \lambda_{av} \cdot r \frac{\partial \theta}{\partial r} \cdot dz - 2\pi \int_{\Omega} \lambda_{av} \frac{\partial(\delta\theta)}{\partial r} \cdot r \frac{\partial \theta}{\partial r} \cdot dr dz$$

Donc :

$$K_4 = 2\pi \int_{\Gamma_a} \delta\theta \cdot \lambda_{av} \cdot r \frac{\partial \theta}{\partial r} \cdot dz - 2\pi \int_{\Omega} \lambda_{av} \frac{\partial(\delta\theta)}{\partial r} \cdot r \frac{\partial \theta}{\partial r} \cdot dr dz - 2\pi \int_{\Omega} \delta\theta \cdot \lambda_{av} \frac{\partial \theta}{\partial r} \cdot dr dz$$

Calcul du terme K_5 :

$$K_5 = 2\pi \int_{\Omega} \delta\theta \cdot \lambda_{av} \left(\frac{\partial^2 \theta}{\partial z^2} \right) \cdot r \cdot dr dz = 2\pi \int_{\Omega} \delta\theta \cdot \lambda_{av} \frac{\partial}{\partial z} \left(r \frac{\partial \theta}{\partial z} \right) \cdot dr dz$$

$$K_5 = 2\pi \int_{\Gamma} \delta\theta \cdot \lambda_{av} \cdot r \cdot \frac{\partial \theta}{\partial z} \cdot d\Gamma - 2\pi \int_{\Omega} \lambda_{av} \cdot r \frac{\partial \theta}{\partial z} \frac{\partial(\delta\theta)}{\partial z} \cdot dr dz$$

$$K_5 = 2\pi \int_{\Gamma_b} \delta\theta \cdot \lambda_{av} \cdot r \frac{\partial \theta}{\partial z} \cdot dr - 2\pi \int_{\Omega} \lambda_{av} \cdot r \frac{\partial \theta}{\partial z} \frac{\partial(\delta\theta)}{\partial z} \cdot dr dz$$

Calcul des termes $K_4 + K_5 + K_6$:

$$K_4 + K_5 + K_6 = 2\pi \int_{\Gamma_a} \delta\theta \cdot \lambda_{av} \cdot r \frac{\partial \theta}{\partial r} \cdot dz - 2\pi \int_{\Omega} \lambda_{av} \frac{\partial(\delta\theta)}{\partial r} \cdot r \frac{\partial \theta}{\partial r} \cdot dr dz - 2\pi \int_{\Omega} \delta\theta \cdot \lambda_{av} \frac{\partial \theta}{\partial r} \cdot dr dz$$

$$+ 2\pi \int_{\Gamma_b} \delta\theta \cdot \lambda_{av} \cdot r \frac{\partial \theta}{\partial z} \cdot dr - 2\pi \int_{\Omega} \lambda_{av} \cdot r \frac{\partial \theta}{\partial z} \frac{\partial(\delta\theta)}{\partial z} \cdot dr dz + 2\pi \int_{\Omega} \delta\theta \cdot \lambda_{av} \frac{1}{r} \left(\frac{\partial \theta}{\partial r} \right) \cdot r \cdot dr dz$$

$$K_4 + K_5 + K_6 = 2\pi \left[\int_{\Gamma_a} \delta\theta \cdot \lambda_{av} \cdot r \frac{\partial \theta}{\partial r} \cdot dz + \int_{\Gamma_b} \lambda_{av} \cdot \delta\theta \cdot r \frac{\partial \theta}{\partial z} \cdot dr - \int_{\Omega} \lambda_{av} \cdot r \left(\frac{\partial(\delta\theta)}{\partial r} \frac{\partial \theta}{\partial r} + \frac{\partial \theta}{\partial z} \frac{\partial(\delta\theta)}{\partial z} \right) \cdot dr dz \right]$$

Au final l'ensemble des termes $K_{i=1,6}$ s'exprime sous la forme :

$$\begin{aligned}
 & -2\pi \int_{\Omega} \delta\theta \left(C_2 \cdot \frac{\partial S_r}{\partial s} + C_3 \left(\frac{b-n}{K_s} \right) \cdot \frac{\partial P_{pore}}{\partial s} + C_3 \cdot (b-n) \cdot \frac{0,0155}{s+p_a} \cdot \ln \frac{1}{OCR} \right) \cdot \frac{\partial P_w}{\partial t} \cdot r \cdot dr \cdot dz + \\
 & + 2\pi \int_{\Omega} \delta\theta \cdot (C_1 - 3 \cdot C_3 \cdot (b-n) \cdot \alpha_0) \cdot \frac{\partial \theta}{\partial t} \cdot r \cdot dr \cdot dz + 2\pi \int_{\Omega} \delta\theta \cdot C_3 \cdot (b-n) \cdot \dot{\epsilon}_{kk} \cdot r \cdot dr \cdot dz - \\
 & - 2\pi \left[\int_{\Gamma_a} \delta\theta \cdot \lambda_{av} \cdot r \cdot \frac{\partial \theta}{\partial r} \cdot dz + \int_{\Gamma_b} \lambda_{av} \cdot \delta\theta \cdot r \cdot \frac{\partial \theta}{\partial z} \cdot dr - \int_{\Omega} \lambda_{av} \cdot r \left(\frac{\partial(\delta\theta)}{\partial r} \frac{\partial \theta}{\partial r} + \frac{\partial \theta}{\partial z} \frac{\partial(\delta\theta)}{\partial z} \right) \cdot dr dz \right] = 0 \\
 & - 2\pi \int_{\Omega} \delta\theta \left(C_2 \cdot \frac{\partial S_r}{\partial s} + C_3 \left(\frac{b-n}{K_s} \right) \cdot \frac{\partial P_{pore}}{\partial s} + C_3 \cdot (b-n) \cdot \frac{0,0155}{s+p_a} \cdot \ln \frac{1}{OCR} \right) \cdot \frac{\partial P_w}{\partial t} \cdot r \cdot dr \cdot dz + \\
 & + 2\pi \int_{\Omega} \delta\theta \cdot (C_1 - 3 \cdot C_3 \cdot (b-n) \cdot \alpha_0) \cdot \frac{\partial \theta}{\partial t} \cdot r \cdot dr \cdot dz + 2\pi \int_{\Omega} \delta\theta \cdot C_3 \cdot (b-n) \cdot \dot{\epsilon}_{kk} \cdot r \cdot dr \cdot dz + \\
 & + 2\pi \int_{\Omega} \lambda_{av} \cdot r \left(\frac{\partial(\delta\theta)}{\partial r} \frac{\partial \theta}{\partial r} + \frac{\partial \theta}{\partial z} \frac{\partial(\delta\theta)}{\partial z} \right) \cdot dr dz = 2\pi \int_{\Gamma_a} \delta\theta \cdot \lambda_{av} \cdot r \cdot \frac{\partial \theta}{\partial r} \cdot dz + 2\pi \int_{\Gamma_b} \delta\theta \cdot \lambda_{av} \cdot r \cdot \frac{\partial \theta}{\partial z} \cdot dr \\
 & - \int_{\Omega} \delta\theta \left(C_2 \cdot \frac{\partial S_r}{\partial s} + C_3 \left(\frac{b-n}{K_s} \right) \cdot \frac{\partial P_{pore}}{\partial s} + C_3 \cdot (b-n) \cdot \frac{0,0155}{s+p_a} \cdot \ln \frac{1}{OCR} \right) \cdot \frac{\partial P_w}{\partial t} \cdot r \cdot dr \cdot dz + \\
 & + \int_{\Omega} \delta\theta \cdot (C_1 - 3 \cdot C_3 \cdot (b-n) \cdot \alpha_0) \cdot \frac{\partial \theta}{\partial t} \cdot r \cdot dr \cdot dz + \int_{\Omega} \delta\theta \cdot C_3 \cdot (b-n) \cdot \dot{\epsilon}_{kk} \cdot r \cdot dr \cdot dz + \\
 & + \int_{\Omega} \lambda_{av} \cdot r \left(\frac{\partial(\delta\theta)}{\partial r} \frac{\partial \theta}{\partial r} + \frac{\partial \theta}{\partial z} \frac{\partial(\delta\theta)}{\partial z} \right) \cdot dr dz = \int_{\Gamma_a} \delta\theta \cdot \lambda_{av} \cdot r \cdot \frac{\partial \theta}{\partial r} \cdot dz + \int_{\Gamma_b} \delta\theta \cdot \lambda_{av} \cdot r \cdot \frac{\partial \theta}{\partial z} \cdot dr = \dot{f}_a + \dot{f}_b
 \end{aligned}$$

Avec $\dot{\epsilon}_{kk} = \langle a \rangle \cdot B \cdot \dot{u} = \langle a \rangle \cdot B \cdot \frac{\partial u}{\partial t}$, on obtient :

$$\begin{aligned}
 & - \int_{\Omega} \delta\theta \left(C_2 \cdot \frac{\partial S_r}{\partial s} + C_3 \left(\frac{b-n}{K_s} \right) \cdot \frac{\partial P_{pore}}{\partial s} + C_3 \cdot (b-n) \cdot \frac{1}{1+e_0} \cdot \frac{0,0155}{s+p_a} \cdot \ln \frac{1}{OCR} \right) \cdot \frac{\partial P_w}{\partial t} \cdot r \cdot dr \cdot dz + \\
 & + \int_{\Omega} \delta\theta \cdot (C_1 - 3 \cdot C_3 \cdot (b-n) \cdot \alpha_0) \cdot \frac{\partial \theta}{\partial t} \cdot r \cdot dr \cdot dz + \int_{\Omega} \delta\theta \cdot C_3 \cdot (b-n) \cdot \langle a \rangle \cdot B \cdot \frac{\partial u}{\partial t} \cdot r \cdot dr \cdot dz + \tag{C.83} \\
 & + \int_{\Omega} \lambda_{av} \cdot r \left(\frac{\partial(\delta\theta)}{\partial r} \frac{\partial \theta}{\partial r} + \frac{\partial \theta}{\partial z} \frac{\partial(\delta\theta)}{\partial z} \right) \cdot dr dz = \int_{\Gamma_a} \delta\theta \cdot \lambda_{av} \cdot r \cdot \frac{\partial \theta}{\partial r} \cdot dz + \int_{\Gamma_b} \delta\theta \cdot \lambda_{av} \cdot r \cdot \frac{\partial \theta}{\partial z} \cdot dr = \dot{f}_a + \dot{f}_b
 \end{aligned}$$

C.3.3. Formulation approchée: la méthode des éléments finis

La formulation variationnelle de la partie thermique est posée sur un espace de dimension infinie THM^{ad} . La recherche d'une solution approchée est définie dans un espace de dimension finie noté THM^h . Cet espace THM^h admet une base $(u_i^h, P_{wi}^h, \theta_i^h)_{i \in \{1, \dots, N_n\}}$ telle que :

$$\begin{aligned} u^h &= N_i \cdot u_i^h \\ P_w^h &= N_i \cdot P_{wi}^h \\ \theta^h &= N_i \cdot \theta_i^h \end{aligned}$$

Ainsi la formulation approchée du problème thermique noté θ^h s'exprime sous la forme :

$$\text{Trouver } \theta \in THM^h \text{ .tel que } \forall \delta\theta^h \in TMH^h = \{ \delta\theta^h / \delta\theta^h \text{ régulière et } \delta\theta^h = 0 \text{ sur } \Gamma_\theta \}$$

C.3.3.1. Configuration de déformation plane :

$$\begin{aligned} & - \delta\theta \cdot \int_{\Omega} \left(C_2 \cdot \frac{\partial S_r}{\partial s} + C_3 \cdot \left(\frac{b-n}{K_s} \right) \cdot \frac{\partial P_{pore}}{\partial s} + C_3 \cdot (b-n) \cdot \frac{1}{1+e_0} \cdot \frac{0,0155}{s+p_a} \cdot \ln \frac{1}{OCR} \right) \cdot N_p \cdot N_p^T \cdot \dot{P}_w \cdot dx \cdot dy + \\ & + \delta\theta \cdot \int_{\Omega} (C_1 - 3 \cdot C_3 \cdot (b-n) \cdot \alpha_0) \cdot N_p \cdot N_p^T \cdot \dot{\theta} \cdot dx \cdot dy + \delta\theta \cdot \int_{\Omega} C_3 \cdot (b-n) \cdot \langle a \rangle \cdot N_p^T \cdot B \cdot \dot{u} \cdot dx \cdot dy + \\ & + \delta\theta \cdot \int_{\Omega} \lambda_{av} \cdot \left(\frac{\partial N_p}{\partial x} \cdot \frac{\partial (N_p^T)}{\partial x} + \frac{\partial N_p}{\partial y} \cdot \frac{\partial (N_p^T)}{\partial y} \right) \cdot \theta \cdot dx \cdot dy = \delta\theta \cdot \int_{\Gamma_a} \lambda_{av} \cdot \frac{\partial N_p}{\partial y} \cdot N_p^T \cdot \theta \cdot dx + \delta\theta \cdot \int_{\Gamma_a} \lambda_{av} \cdot \frac{\partial N_p}{\partial x} \cdot N_p^T \cdot \theta \cdot dy \\ & - \int_{\Omega} \left(C_2 \cdot \frac{\partial S_r}{\partial s} + C_3 \cdot \left(\frac{b-n}{K_s} \right) \cdot \frac{\partial P_{pore}}{\partial s} + C_3 \cdot (b-n) \cdot \frac{1}{1+e_0} \cdot \frac{0,0155}{s+p_a} \cdot \ln \frac{1}{OCR} \right) \cdot N_p \cdot N_p^T \cdot dx \cdot dy \cdot \dot{P}_w + \\ & + \int_{\Omega} (C_1 - 3 \cdot C_3 \cdot (b-n) \cdot \alpha_0) \cdot N_p \cdot N_p^T \cdot dx \cdot dy \cdot \dot{\theta} + \int_{\Omega} C_3 \cdot (b-n) \cdot \langle a \rangle \cdot N_p^T \cdot B \cdot dx \cdot dy \cdot \dot{u} + \\ & + \int_{\Omega} \lambda_{av} \cdot \left(\frac{\partial N_p}{\partial x} \cdot \frac{\partial (N_p^T)}{\partial x} + \frac{\partial N_p}{\partial y} \cdot \frac{\partial (N_p^T)}{\partial y} \right) \cdot dx \cdot dy \cdot \theta = \int_{\Gamma_a} \lambda_{av} \cdot \frac{\partial N_p}{\partial y} \cdot N_p^T \cdot dx \cdot \theta + \int_{\Gamma_a} \lambda_{av} \cdot \frac{\partial N_p}{\partial x} \cdot N_p^T \cdot dy \cdot \theta \end{aligned}$$

Posons :

$$M_{sw} = - \int_{\Omega} \left(C_2 \cdot \frac{\partial S_r}{\partial s} + C_3 \cdot \left(\frac{b-n}{K_s} \right) \cdot \frac{\partial P_{pore}}{\partial s} + C_3 \cdot (b-n) \cdot \frac{1}{1+e_0} \cdot \frac{0,0155}{s+p_a} \cdot \ln \frac{1}{OCR} \right) \cdot N_p \cdot N_p^T \cdot dx \cdot dy$$

$$M_{st} = \int_{\Omega} (C_1 - 3 \cdot C_3 \cdot (b-n) \cdot \alpha_0) \cdot N_p \cdot N_p^T \cdot dx \cdot dy$$

$$M_{ss} = \int_{\Omega} C_3 \cdot (b-n) \cdot \langle a \rangle \cdot N_p^T \cdot B \cdot dx \cdot dy$$

$$M_{tt} = \int_{\Omega} \lambda_{av} \cdot \left(\frac{\partial N_p}{\partial x} \cdot \frac{\partial (N_p^T)}{\partial x} + \frac{\partial N_p}{\partial y} \cdot \frac{\partial (N_p^T)}{\partial y} \right) \cdot dx \cdot dy$$

$$\dot{f}_t = \int_{\Gamma_a} \lambda_{av} \cdot \frac{\partial N_p}{\partial y} \cdot N_p^T \cdot dx \cdot \theta + \int_{\Gamma_a} \lambda_{av} \cdot \frac{\partial N_p}{\partial x} \cdot N_p^T \cdot dy \cdot \theta$$

C.3.3.2. Configuration de symétrie de révolution

$$\begin{aligned} & - \delta\theta \cdot \int_{\Omega} \left(C_2 \cdot \frac{\partial S_r}{\partial s} + C_3 \cdot \left(\frac{b-n}{K_s} \right) \cdot \frac{\partial P_{pore}}{\partial s} + C_3 \cdot (b-n) \cdot \frac{1}{1+e_0} \cdot \frac{0,0155}{s+p_a} \cdot \ln \frac{1}{OCR} \right) \cdot N_p \cdot N_p^T \cdot r \cdot dr \cdot dz \cdot \dot{P}_w + \\ & + \delta\theta \cdot \int_{\Omega} (C_1 - 3 \cdot C_3 \cdot (b-n) \cdot \alpha_0) \cdot N_p \cdot N_p^T \cdot r \cdot dr \cdot dz \cdot \dot{\theta} + \delta\theta \cdot \int_{\Omega} C_3 \cdot (b-n) \cdot \langle a \rangle \cdot N_p^T \cdot B \cdot r \cdot dr \cdot dz \cdot \dot{u} + \\ & + \delta\theta \cdot \int_{\Omega} \lambda_{av} r \left(\frac{\partial N_p^T}{\partial r} \frac{\partial N_p}{\partial r} + \frac{\partial N_p}{\partial z} \frac{\partial N_p^T}{\partial z} \right) dr dz \cdot \theta = \delta\theta \cdot \int_{\Gamma_a} \lambda_{av} r \frac{\partial N_p}{\partial r} \cdot N_p^T \cdot \theta \cdot dz + \delta\theta \cdot \int_{\Gamma_b} \lambda_{av} \cdot r \cdot \frac{\partial N_p}{\partial r} \cdot N_p^T \cdot \theta dr \\ & - \int_{\Omega} \left(C_2 \cdot \frac{\partial S_r}{\partial s} + C_3 \cdot \left(\frac{b-n}{K_s} \right) \cdot \frac{\partial P_{pore}}{\partial s} + C_3 \cdot (b-n) \cdot \frac{1}{1+e_0} \cdot \frac{0,0155}{s+p_a} \cdot \ln \frac{1}{OCR} \right) \cdot N_p \cdot N_p^T \cdot r \cdot dr \cdot dz \cdot \dot{P}_w + \\ & + \int_{\Omega} (C_1 - 3 \cdot C_3 \cdot (b-n) \cdot \alpha_0) \cdot N_p \cdot N_p^T \cdot r \cdot dr \cdot dz \cdot \dot{\theta} + \int_{\Omega} C_3 \cdot (b-n) \cdot \langle a \rangle \cdot N_p^T \cdot B \cdot r \cdot dr \cdot dz \cdot \dot{u} + \\ & + \int_{\Omega} \lambda_{av} r \left(\frac{\partial N_p^T}{\partial r} \frac{\partial N_p}{\partial r} + \frac{\partial N_p}{\partial z} \frac{\partial N_p^T}{\partial z} \right) dr dz \cdot \theta = \int_{\Gamma_a} \lambda_{av} r \frac{\partial N_p}{\partial r} \cdot N_p^T \cdot \theta \cdot dz + \int_{\Gamma_b} \lambda_{av} \cdot r \cdot \frac{\partial N_p}{\partial r} \cdot N_p^T \cdot \theta dr \end{aligned}$$

Posons :

$$M_{sw} = - \int_{\Omega} \left(C_2 \cdot \frac{\partial S_r}{\partial s} + C_3 \cdot \left(\frac{b-n}{K_s} \right) \cdot \frac{\partial P_{pore}}{\partial s} + C_3 \cdot (b-n) \cdot \frac{1}{1+e_0} \cdot \frac{0,0155}{s+p_a} \cdot \ln \frac{1}{OCR} \right) \cdot N_p \cdot N_p^T \cdot r \cdot dr \cdot dz$$

$$M_{ss} = \int_{\Omega} C_3 \cdot (b-n) \cdot \langle a \rangle \cdot B \cdot r \cdot N_p^T \cdot dr \cdot dz$$

$$M_{st} = \int_{\Omega} (C_1 - 3 \cdot C_3 \cdot (b-n) \cdot \alpha_0) \cdot N_p \cdot N_p^T \cdot r \cdot dr \cdot dz$$

$$M_{tt} = \int_{\Omega} \lambda_{av} r \left(\frac{\partial N_p^T}{\partial r} \frac{\partial N_p}{\partial r} + \frac{\partial N_p}{\partial z} \frac{\partial N_p^T}{\partial z} \right) dr dz$$

$$\dot{f}_t = \int_{\Gamma_a} \lambda_{av} r \frac{\partial N_p}{\partial r} \cdot N_p^T \cdot \theta \cdot dz + \int_{\Gamma_b} \lambda_{av} \cdot r \cdot \frac{\partial N_p}{\partial r} \cdot N_p^T \cdot \theta dr$$

Donc, l'équation à résoudre est la suivante :

$$M_{ss} \cdot \dot{u} + M_{sw} \cdot \dot{P}_w + M_{st} \cdot \dot{\theta} + M_{tt} \cdot \theta = \dot{f}_a + \dot{f}_b = \dot{f}_t \quad (C.84)$$

Ou sous forme matricielle :

$$[M_{ss}]\{\dot{u}\} + [M_{sw}]\{\dot{P}_w\} + [M_{st}]\{\dot{\theta}\} + [M_{tt}]\{\theta\} = \{\dot{f}_t\} \quad (C.85)$$

C.4. Formulation globale approchée du problème THM : Les équations hydraulique, mécanique et thermique

On rassemble les systèmes d'équations de l'hydraulique (C.17), de la mécanique (C.46) et de la thermique (C.85) de la discrétisation spatio-temporelle à 3 champs de variables thermique (θ), hydraulique (P_w) et mécanique ($u_{k \in 1,2,3}$) telles que :

$$[U_{ss}]\{\dot{u}\} + [C_{sw}]\{\dot{P}_w\} + [U_{st}]\{\dot{\theta}\} = \dot{f}_u$$

$$[C_{ws}]\{\dot{u}\} + [P_{ww}]\dot{P}_w + [C_{wt}]\{\dot{\theta}\} + [H_{ww}]\{P_w\} = \{\dot{f}_w\}$$

$$[M_{ss}]\{\dot{u}\} + [M_{sw}]\{\dot{P}_w\} + [M_{st}]\{\dot{\theta}\} + [M_{tt}]\{\theta\} = \{\dot{f}_t\}$$

$$[U_{ss}] = \begin{bmatrix} P & Q \\ R & S \end{bmatrix} \quad [C_{sw}] = \begin{bmatrix} T \\ U \end{bmatrix} \quad [U_{st}] = \begin{bmatrix} W_1 \\ W_2 \end{bmatrix}$$

$$[C_{ws}] = [A \ B] \quad [P_{ww}] = [P_2] \quad [C_{wt}] = [C]$$

$$[M_{ss}] = [M_4 \ M_5] \quad [M_{sw}] = [M_3] \quad [M_{st}] = [M_2] \quad [M_{tt}] = [M_1]$$

$$\begin{bmatrix} P & Q & T & W_1 \\ R & S & U & W_2 \\ A & B & P_2 & C \\ M_4 & M_5 & M_3 & M_2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{u}_r \\ \dot{u}_z \\ \dot{P}_w \\ \dot{\theta} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & H_{ww} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & M_1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u_r \\ u_z \\ P_w \\ \theta \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \dot{f}_{ur} \\ \dot{f}_{uz} \\ \dot{f}_w \\ \dot{f}_\theta \end{Bmatrix}$$

Le système d'équations peut encore s'écrire sous la forme condensée suivante :

$$[K]\{\dot{X}\} + [C_1]\{X\} = \{\dot{f}\} \quad (C.86)$$

Avec :

$$[K] = \begin{bmatrix} P & Q & T & W_1 \\ R & S & U & W_2 \\ A & B & P_2 & C \\ M_4 & M_5 & M_3 & M_2 \end{bmatrix}; [C_1] = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & H_{ww} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & M_1 \end{bmatrix}; \{\dot{X}\} = \begin{Bmatrix} \dot{u}_r \\ \dot{u}_z \\ \dot{P}_w \\ \dot{\theta} \end{Bmatrix}; \{X\} = \begin{Bmatrix} u_r \\ u_z \\ P_w \\ \theta \end{Bmatrix}; \{\dot{f}\} = \begin{Bmatrix} \dot{f}_{ur} \\ \dot{f}_{uz} \\ \dot{f}_w \\ \dot{f}_\theta \end{Bmatrix}$$

C.5. Discrétisation temporelle : la méthode des différences finies

C.5.1. Présentation discrétisation temporelle : une méthode de résolution itérative

L'intervalle de temps $[0;T]$ de l'étude est discrétisé en un nombre fini de pas de temps tel que $\Delta t_{n+1}=t_{n+1}-t_n$. Ensuite on fait l'hypothèse que les déplacements, les pressions interstitielles et les températures sur l'intervalle Δt varient linéairement tel que :

Déplacement :

$$u_k(t + \beta\Delta t) = \beta.u_k(t + \Delta t) + (1 - \beta).u_k(t)$$

$$\frac{\partial u_k(t + \beta.\Delta t)}{\partial t} = \frac{u_k(t + \Delta t) - u_k(t)}{\Delta t} .\beta$$

Pression :

$$p_w(t + \beta\Delta t) = \beta.p_w(t + \Delta t) + (1 - \beta).p_w(t)$$

$$\frac{\partial p_w(t + \beta.\Delta t)}{\partial t} = \frac{p_w(t + \Delta t) - p_w(t)}{\Delta t} .\beta$$

Température :

$$\theta(t + \beta\Delta t) = \beta.\theta(t + \Delta t) + (1 - \beta).\theta(t)$$

$$\frac{\partial \theta(t + \beta.\Delta t)}{\partial t} = \frac{\theta(t + \Delta t) - \theta(t)}{\Delta t} .\beta$$

Le système (C.86) s'écrit sous la forme :

$$[K] \frac{X(t + \Delta t) - X(t)}{\Delta t} + [C_1] \{\beta.X(t + \Delta t) + (1 - \beta).X(t)\} = \frac{\{f(t + \Delta t) - f(t)\}}{\Delta t}$$

Soit encore :

$$\{[K] + \beta.\Delta t.[C_1]\} \{X(t + \Delta t)\} = \{[K] - (1 - \beta).\Delta t.[C_1]\} \{X(t)\} + f(t + \Delta t) - f(t) \quad (C.87)$$

Ainsi, la résolution de l'équation (C.87) se fait de manière itérative c'est-à-dire la détermination de la solution X au pas de temps $t+\Delta t$ nécessite sa détermination au pas de temps t.

C.5.2. La méthode itérative de Picard et le critère de convergence utilisé

On vient de voir que la résolution du système (C.87) nécessite pour chaque pas de temps une résolution itérative. La méthode utilisée dans ce travail est celle de Picard avec n correspond au temps et les itérations par l'indice i telle que :

L'intervalle de temps entre t et $t+\Delta t$ est défini par :

$$t \rightarrow n \text{ et } t+\Delta t \rightarrow n+1$$

Les itérations de Picard pendant l'intervalle de temps Δt sont définies par i avec pour la première itération :

$$\{[K] + \beta.\Delta t.[C_1]\}_i \{X_{n+1}^1\} = \{[K] - (1-\beta).\Delta t.[C_1]\}_i \{X_n\} + f_{n+1} - f_n \quad (C.88)$$

Et la $n^{\text{ième}}$ itération :

$$\{[K] + \beta.\Delta t.[C_1]\}_i \{X_{n+1}^{i+1}\} = \{[K] - (1-\beta).\Delta t.[C_1]\}_i \{X_{n+1}^i\} \text{ pour } i \geq 1 \quad (C.89)$$

Dans le cas du schéma d'Euler implicite ($\beta = 1$) les équations (C.88) et (C.89) se simplifient telles que :

$$\{[K] + \Delta t.[C_1]\}_i \{X_{n+1}^1\} = [K] \{X_n\} + f_{n+1} - f_n \quad (C.90)$$

$$\{[K] + \Delta t.[C_1]\}_i \{X_{n+1}^{i+1}\} = [K] \{X_{n+1}^i\} \quad (C.91)$$

La convergence de la méthode de Picard est déterminée par la comparaison des normes vectorielles $\|X\|$ entre deux itérations i et $i+1$ telle que :

$$N_{conv}^{Picard} = \frac{\|X_{n+1}^{i+1} - X_{n+1}^i\|}{\|X_{n+1}^i\|} \quad (C.92)$$

C.5.3. Choix du pas de temps

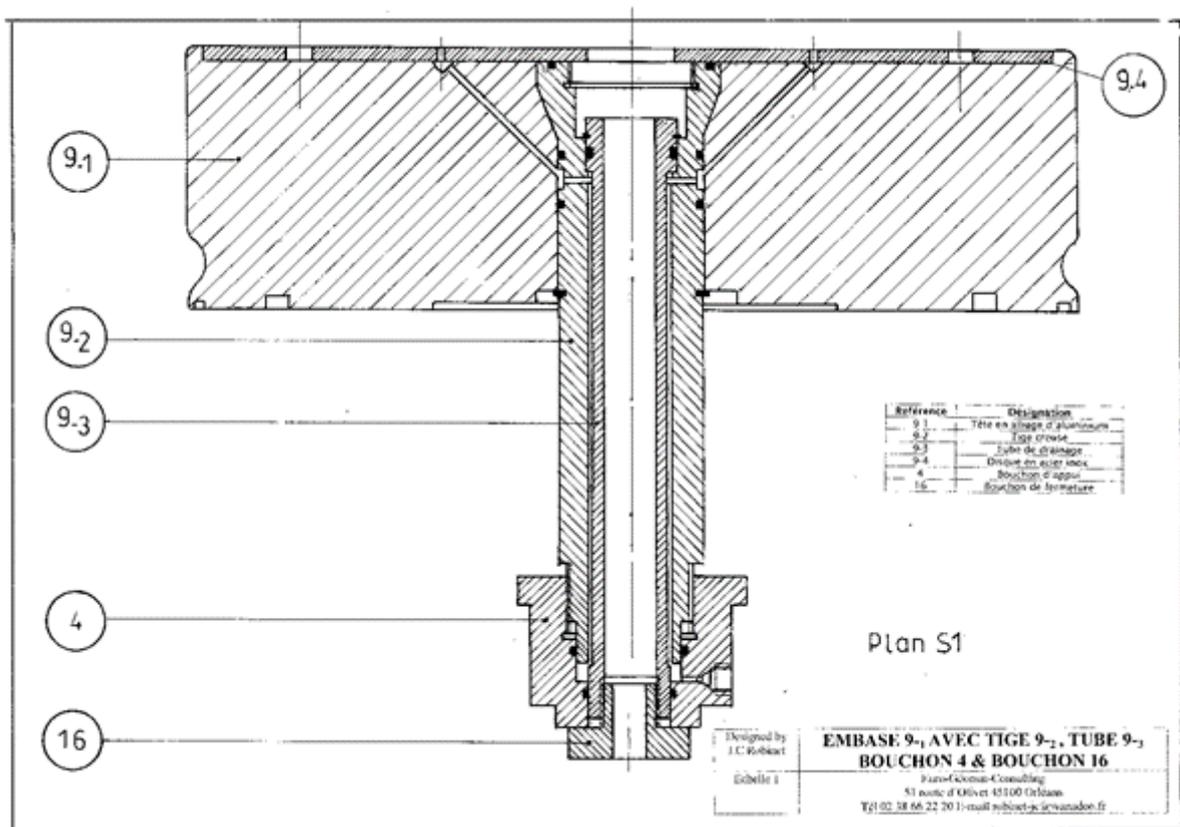
La non linéarité des équations hydraulique, mécanique et thermique est la source d'instabilité numérique nécessitant de prendre des pas de temps petits pour assurer une bonne convergence dans la méthode de résolution de Picard. Or la simulation des phénomènes thermo-hydro-mécanique dans les ouvrages de stockage des déchets radioactifs doit être réalisée sur des intervalles de temps de plusieurs centaines voir milliers d'années. Il est donc nécessaire d'adapter ou de faire évoluer les pas de temps au cours des simulations pour avoir des petits pas de temps au début du transitoire pour les forts gradients THM et ensuite augmenter les pas de temps à mesure que les gradients THM diminuent.

Dans le code CLEO la procédure choisie est un contrôle automatique du pas de temps. On sélectionne au début du calcul un nombre maximum d'itération i_{max} et une valeur du pas de temps Δt assez élevée. Ainsi, si le nombre d'itération i_{max} est atteint sans obtenir la convergence, le pas de temps est alors réduit de $\varepsilon.\Delta t$ ($\varepsilon \in [0, 1]$).

Annexe D : Plans d'appareil

a) Embase avec ses accessoires

Le Plan 1 présente l'embase avec ses accessoires constituée de 5 pièces référencés 9.1, 9.2, 9.3, 4 et 16.



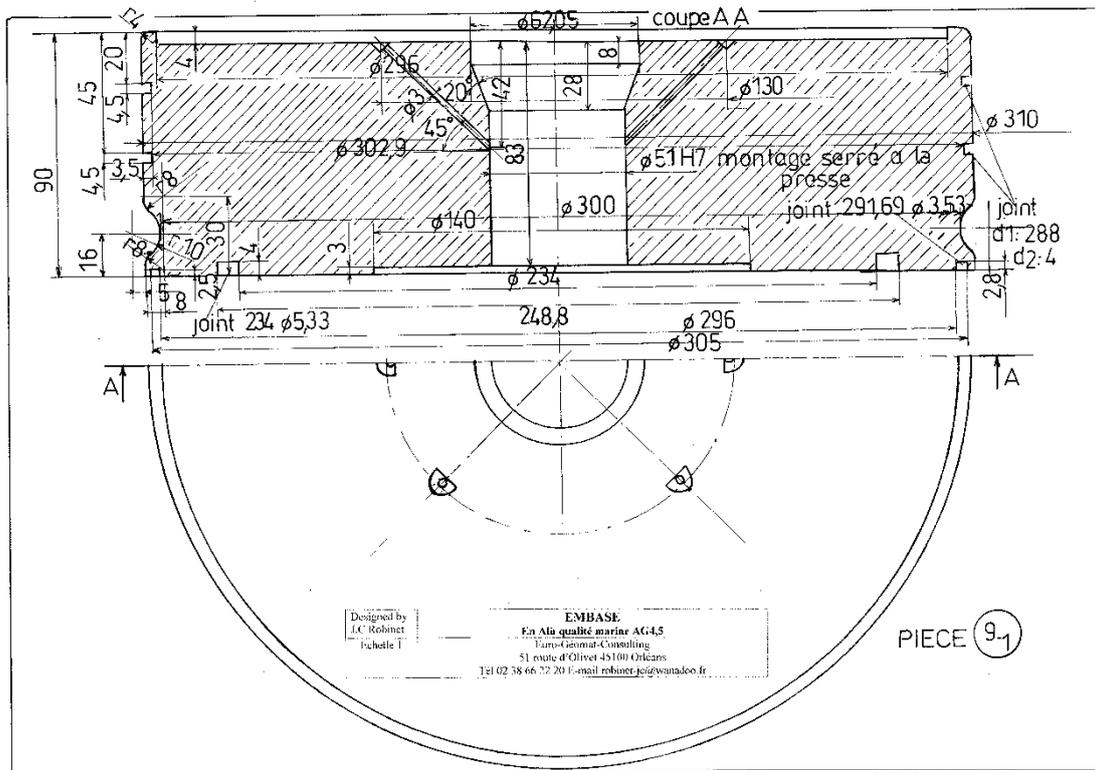
Plan 1 : Vue d'ensemble de l'embase de l'appareil d'essai pour des modèles réduits de voussoirs

Le Plan 2 de détail du disque en alliage d'aluminium de l'embase référencée pièce 9.1 comporte 6 trous de diamètre 3mm réalisés à 45° pour permettre le drainage et l'amené d'un fluide ou d'un coulis sur la face supérieure de l'embase. Un alésage central de diamètre 51 mm est terminé par un alésage conique avec un angle de 20° permet d'installer la tige en acier inoxydable référencée pièce 9.2.

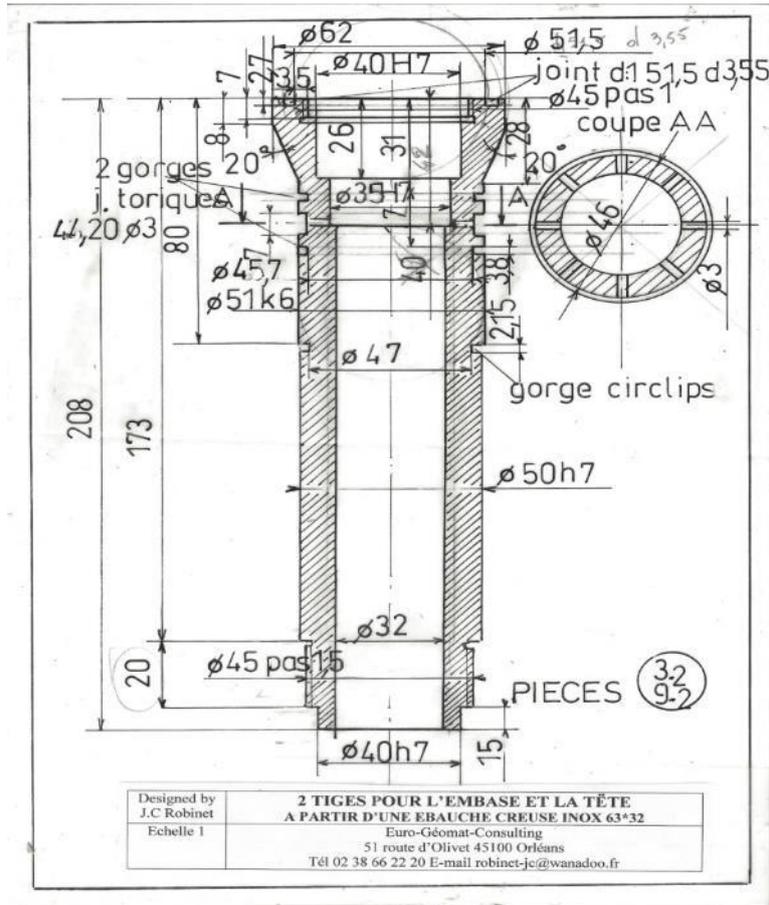
Le Plan 3 de détail de la tige creuse en acier inoxydable référencée pièce 9.2 comporte 6 trous à partir d'une rainure un épaulement conique avec un angle de 20° suivie d'un diamètre de 51 mm montée à la presse dans le disque 9.1. La tige continue avec un diamètre de 50 mm venant coulissée dans la base de la maquette. Enfin un filetage de diamètre 45 mm au pas de 1,5 mm terminé par un diamètre 40 mm.

Le tube en acier inoxydable référencé 9.3 (Plan 4) de diamètre intérieur 20mm comporte en partie haute un diamètre de 35 mm qui vient s'installer à l'intérieur de la tige pièce 9.2. En partie basse un diamètre de 31 mm s'ajuste dans le bouchon d'injection 4.

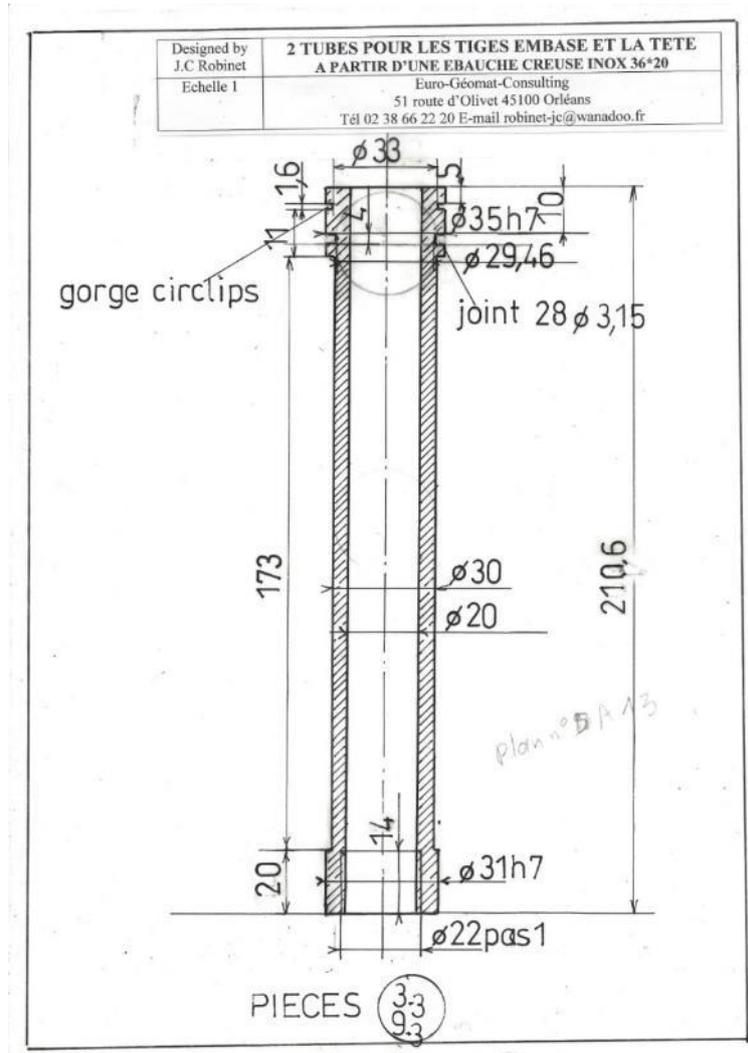
Le bouchon d'injection en laiton référencé 4 (Plan 5) est présenté comporte un alésage fileté de diamètre 45 mm au pas de 1.5 mm suivi de deux alésages aux diamètres 40 mm et 31 mm. Sur le diamètre extérieur de 70 mm un filetage est réalisé pour permettre l'installation un raccord type Top Industrie. Le bouchon se termine par une partie hexagonale de 42 mm pour permettre l'utilisation d'une clef pour assurer le vissage du bouchon 4 sur la tige 9.2.



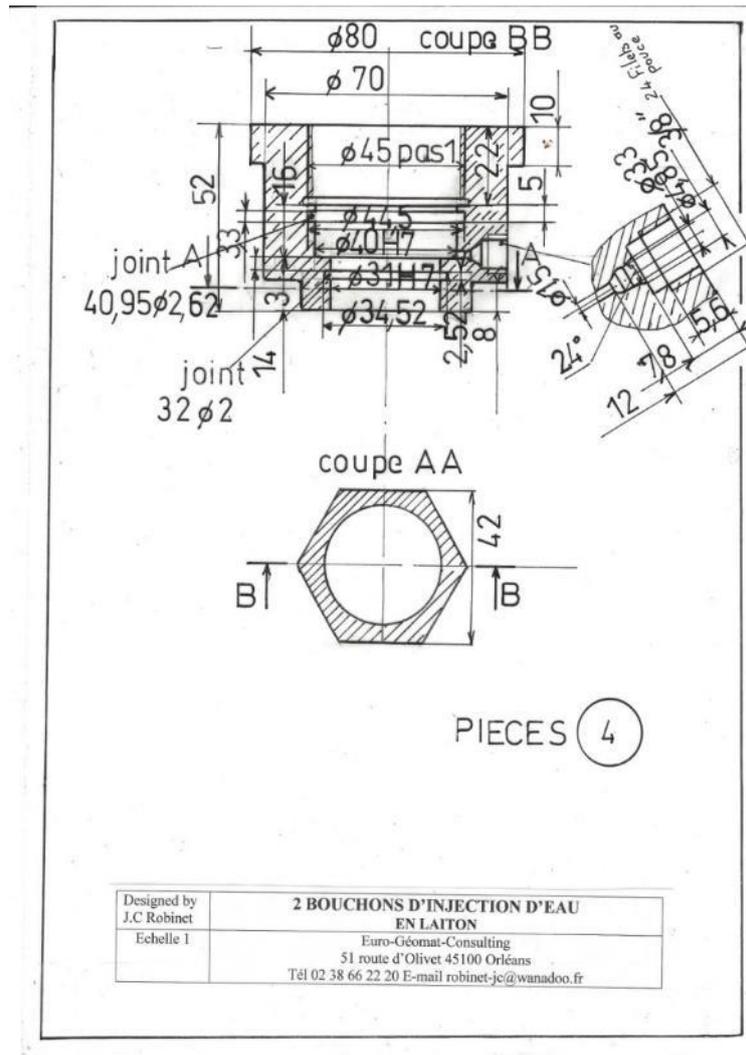
Plan 2 : Embase du disque en alliage d'aluminium référencée pièce 9.1



Plan 3 : Tige creuse référencée pièce 9.2



Plan 4 : Tube inox référencée pièce 9.3



Plan 5 : Bouchon d'appui et d'injection référencée pièce 4

b) Tête avec ses accessoires

Le Plan 6 présente la tête avec ses accessoires comporte 6 pièces référencées 3.1, 3.2, 3.3, 3.4, 4 et 16.

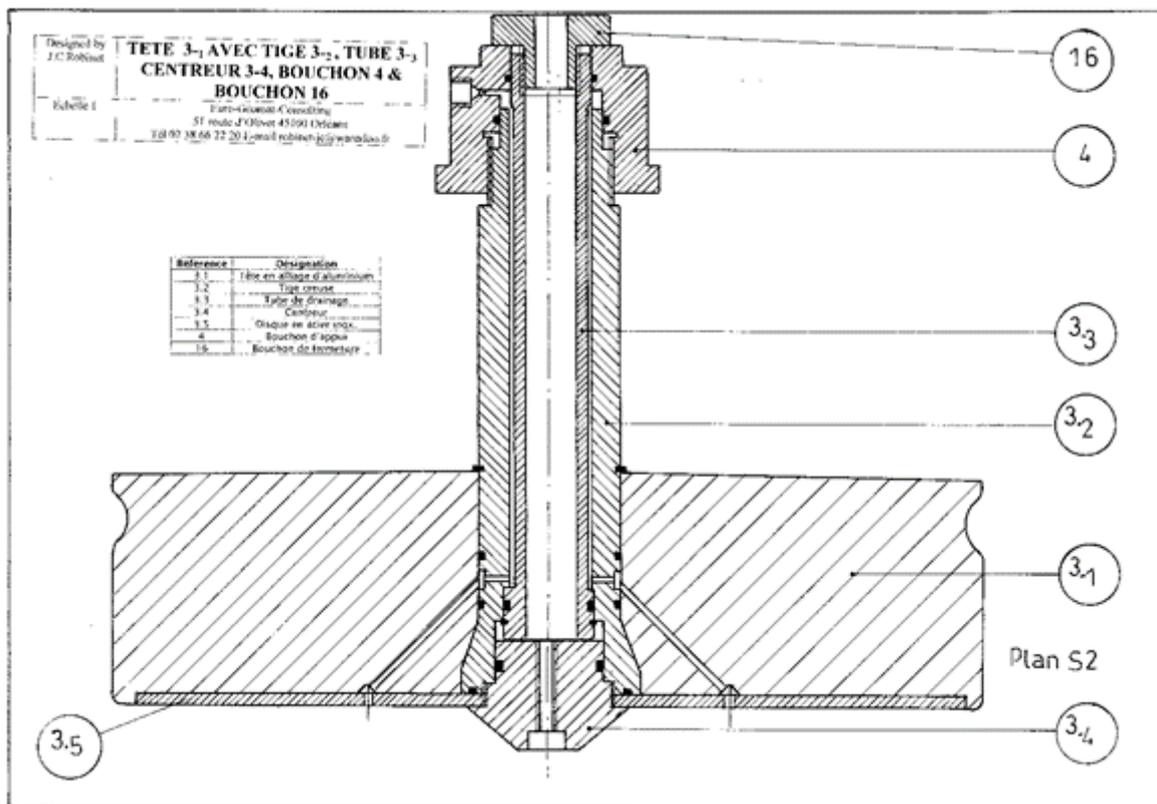
La partie de la tête constituée d'un disque plein en alliage d'aluminium avec un diamètre de 310 mm et une hauteur 86 mm référencée pièce 3.1 (Plan 7). Ce disque comporte un alésage conique pour ensuite devenir un alésage de diamètre 51 mm. 6 trous de diamètre 3 mm sont réalisés à 45° pour permettre le passage d'un fluide de l'alésage central vers la face inférieure du disque 3.1.

Le Plan 8 de la pièce 3.2 présente la tige creuse en acier inoxydable. La tige comporte 6 trous à partir d'une rainure un épaulement conique avec un angle de 20° suivie d'un diamètre de 51 mm montée à la presse dans le disque 3.1. La tige continue avec un diamètre de 50 mm venant coulissée dans le chapeau de la maquette. Enfin un filetage de diamètre 45 mm au pas de 1,5 mm terminé par un diamètre 40 mm.

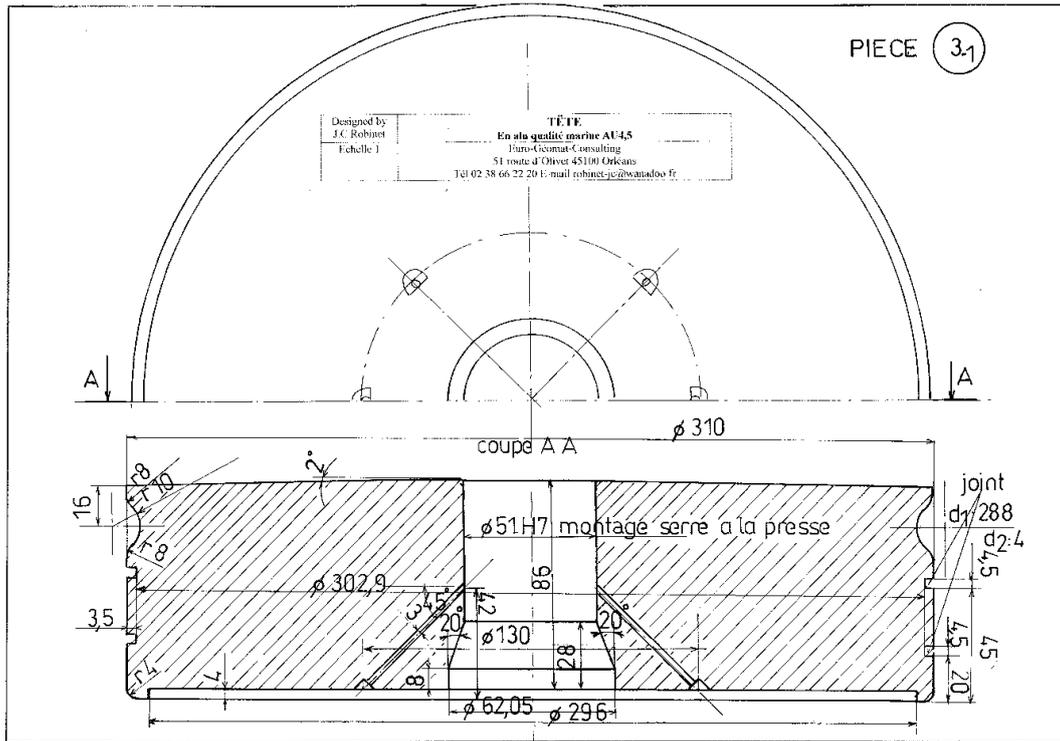
L'ancrage de la tête au chapeau de la cellule est présenté sur le Plan 9. Cette ancrage est réalisé avec une tige de diamètre 28 mm référencée 1 grâce à des épaulements de diamètre 35 mm et 40mm prenant appui sur la tige 3.2. La partie haute comporte un filetage muni d'un écrou référencé 3 prenant appui sur le chapeau par l'intermédiaire des pièces, d'appui référencée 2 et d'un bouchon référencé 4.

Le Plan 10 de la pièce 3.4 présente le centreur qui possède un double rôle : le premier rôle est de maintenir le disque en acier inoxydable sur la tête et le deuxième rôle est d'aligner la tête avec l'échantillon et l'embase. Pour cela le centreur possède une partie conique avec un angle de 80° et un diamètre de 45 mm avec un filetage au pas de 1 venant se visser dans la tige 3.2.

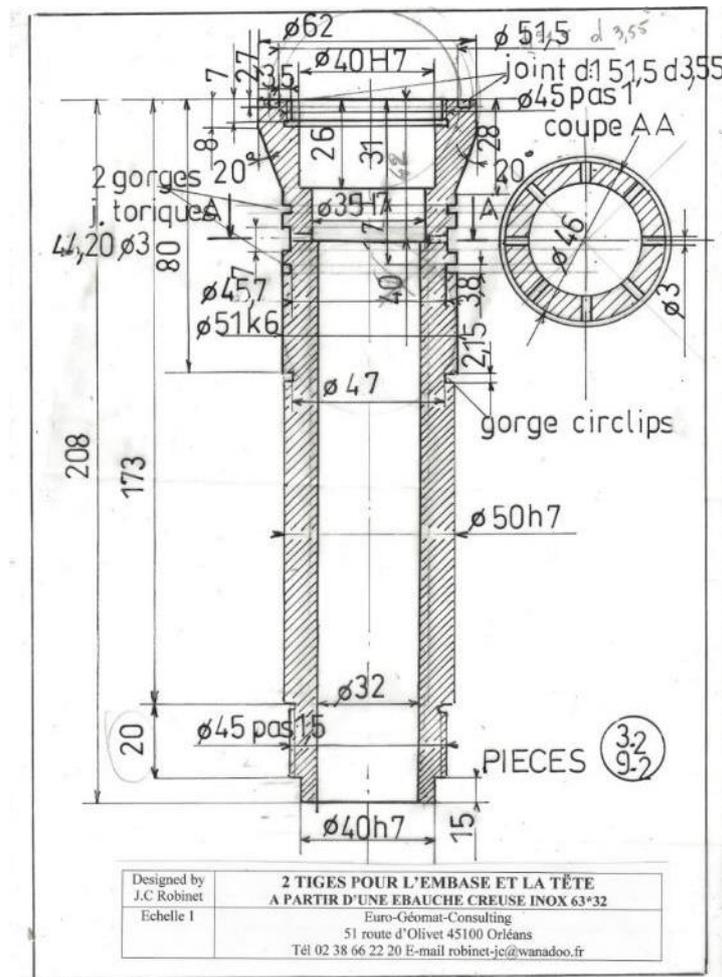
Le Plan 11 présente la douille de centrage de la tête sur le chapeau de la cellule. Il comporte une partie cylindrique de diamètre 74.9 mm terminée par une partie légèrement conique pour faciliter le montage et le centrage de la tête sur le chapeau. Un épaulement avec un diamètre de 130 mm permet une fixation par 6 vis sur le chapeau.



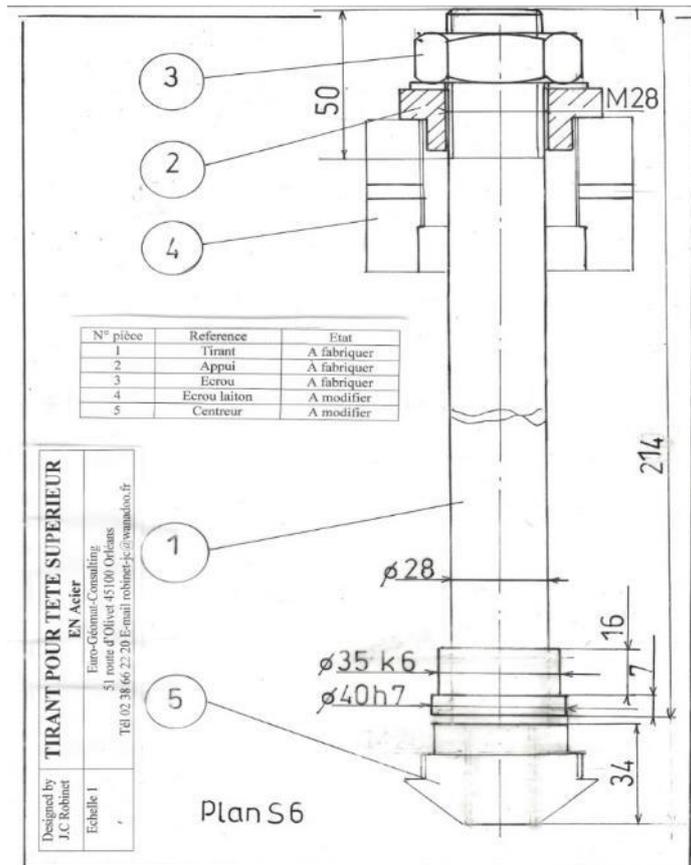
Plan 6 : Vue d'ensemble de la tête de l'appareil d'essai pour des modèles réduits de voussoirs



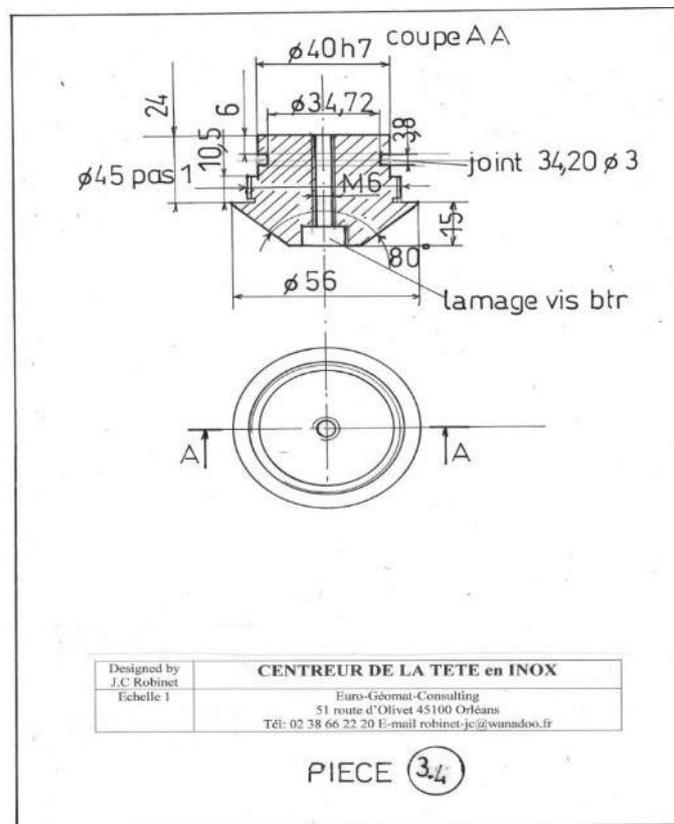
Plan 7 : Disque de la tête référencée pièce 3.1



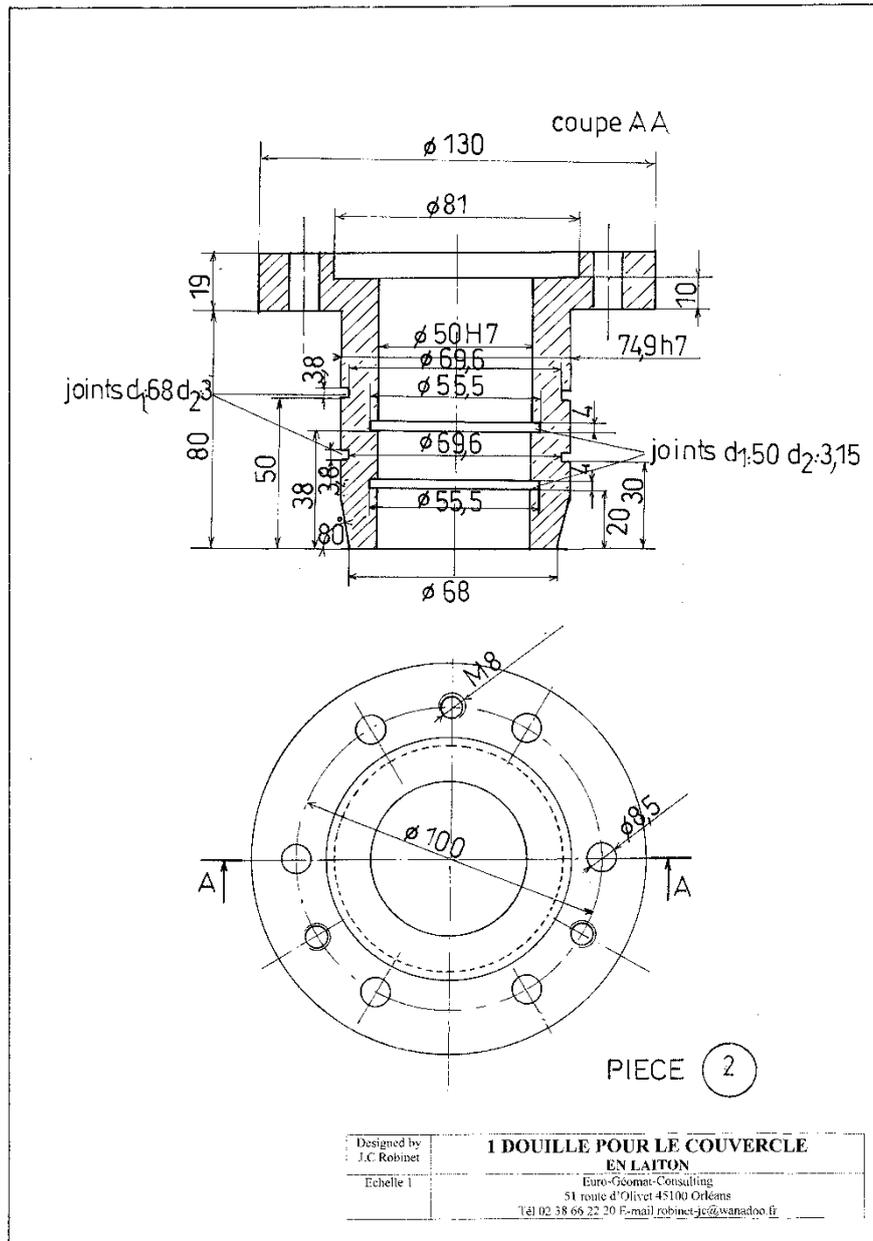
Plan 8 : Tige creuse référencée pièce 3.2



Plan 9 : Tirant d'ancrage



Plan 10 : Centreur référencée pièce 3.4



Plan 11 : Douille de centrage

c) Soutènement cylindrique avec mesure des contraintes radiales

Le Plan 12 présente le soutènement cylindrique associé aux pièces 1, 2, 3, 4, 5, 6, 7, 8, 9 et 10.

Le Plan 13 de la pièce 1 présente le corps du soutènement en alliage d'aluminium. Il comporte une partie cylindrique de diamètre 80 mm avec en partie basse un diamètre de 30 mm permettant un centrage dans l'embase pièce 3.1. Deux alésages radiaux de diamètre 30 mm permettent de recevoir les doigts reliés à un capteur de force pour la mesure des contraintes sur le soutènement. Au droit des alésages radiaux un alésage axial de diamètre 35 mm est réalisé pour recevoir la douille du capteur de force avec ses coins. En partie haute un alésage

de 68 mm est terminé par un filetage de diamètre 70 mm au pas de 1 mm. Enfin deux taraudages M5 sont réalisés pour loquer en rotation les doigts de mesure.

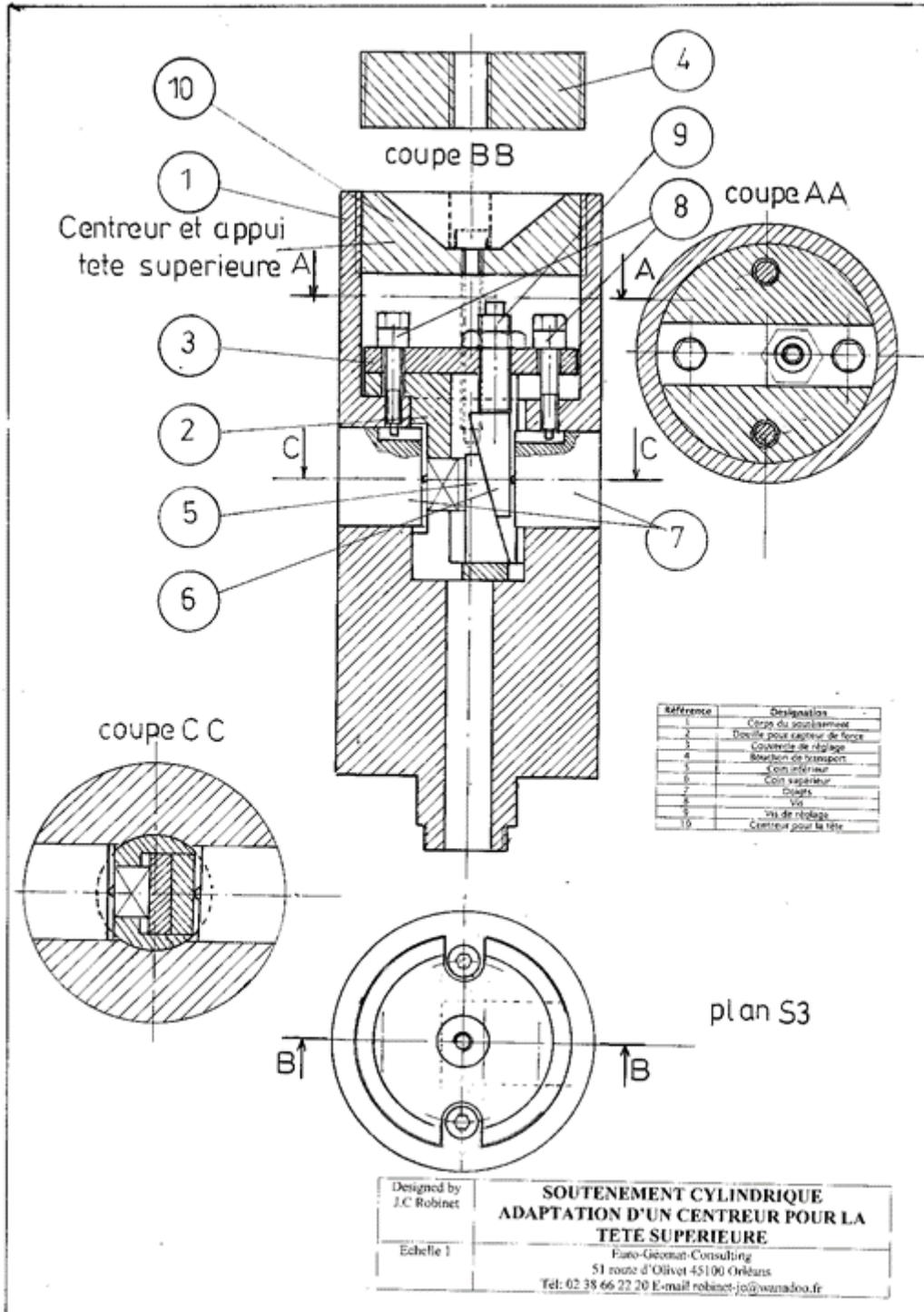
Le Plan 14 de la pièce 2 présente la douille en acier inoxydable recevant le capteur de force et les deux coins pour le réglage des doigts avec le matériau compressible. La douille est constituée d'une partie cylindrique de 35 mm surmonté d'un rebord cylindrique de 66 mm comportant deux trous de diamètre 7 mm pour la fixation sur le corps du soutènement pièce 1. Une rainure de largeur 25 mm permet de recevoir les deux coins de réglage. Le capteur de force est installé dans l'alésage de diamètre 15.8 mm avec une fente de 4 mm pour le passage des fils électriques.

Les Plan 15 des pièces 3, 8 et 9 présentent le couvercle en acier inoxydable pièce 3, les vis de fixation et d'arrêt en rotation des doigts pièce 8 et la vis de réglage pièce 9.

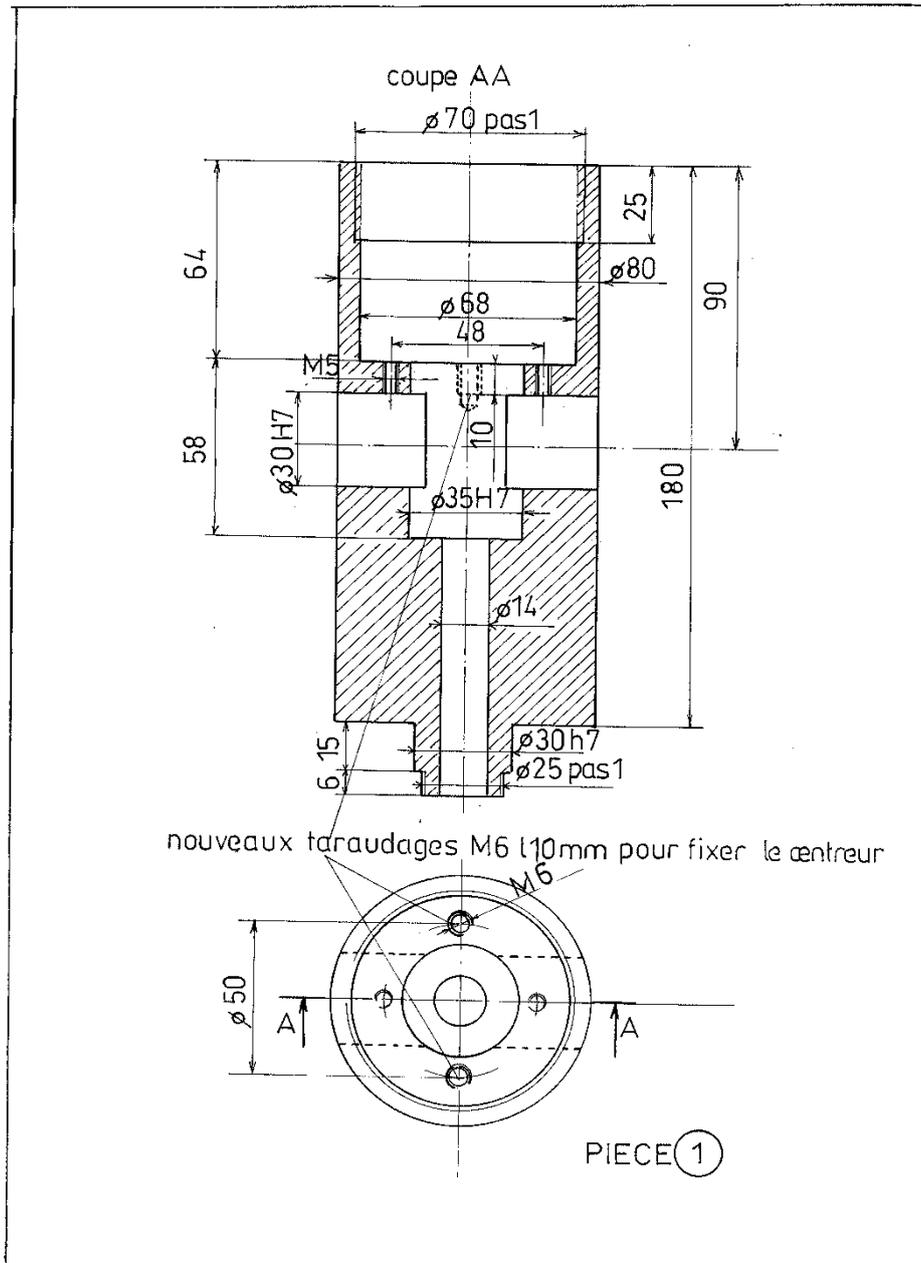
Les Plan 16 présentent les pièces 5, 6 et 4. Le coin bas en acier inoxydable de la pièce 5 est constitué d'une largeur de 25 mm d'une hauteur de 35 mm et d'une épaisseur de 14 mm avec une pente de 15°. Le coin haut en acier inoxydable de la pièce 6 possède une largeur de 25 mm, une hauteur de 35 mm et une épaisseur 14 mm avec une pente de 15°. Le bouchon de transport en alliage d'aluminium de la pièce 4 est réalisé avec un diamètre de 70 mm fileté au pas de 1 mm avec une épaisseur de 25 mm et un taraudage centrage M12.

Les Plan 17 des pièces 7 et 7 bis présentent les doigts en acier inoxydable. Ces doigts cylindriques de diamètre 30 mm d'épaisseur 26 mm possèdent sur une des faces un rayon de 40 mm permettant d'épouser la surface extérieure du soutènement cylindrique et sur l'autre face un taraudage M5 pour la mise en place des doigts dans le corps du soutènement. Une rainure de largeur 4 mm et de profondeur 5 mm permet d'installer la vis pièce 8 pour bloquer la rotation du doigt.

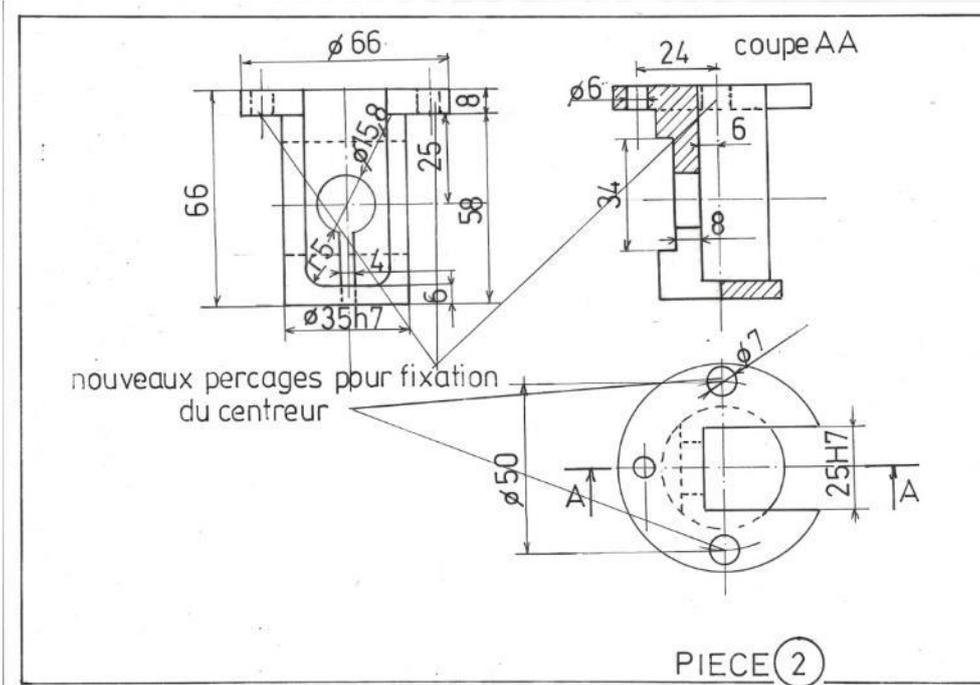
Le Plan 18 de la pièce 10 présente le centreur et l'appui de la tête sur le soutènement cylindrique en acier inoxydable. Il comporte une partie cylindrique de diamètre 68 mm et de hauteur 64 mm possédant une rainure de 20 mm pour le passage des vis de fixation pièce 8 et de réglage pièce 9. En partie haute un alésage conique d'angle 80° permet par l'intermédiaire du centreur de la pièce 3.4 de bien positionner la tête de la pièce 3.1.



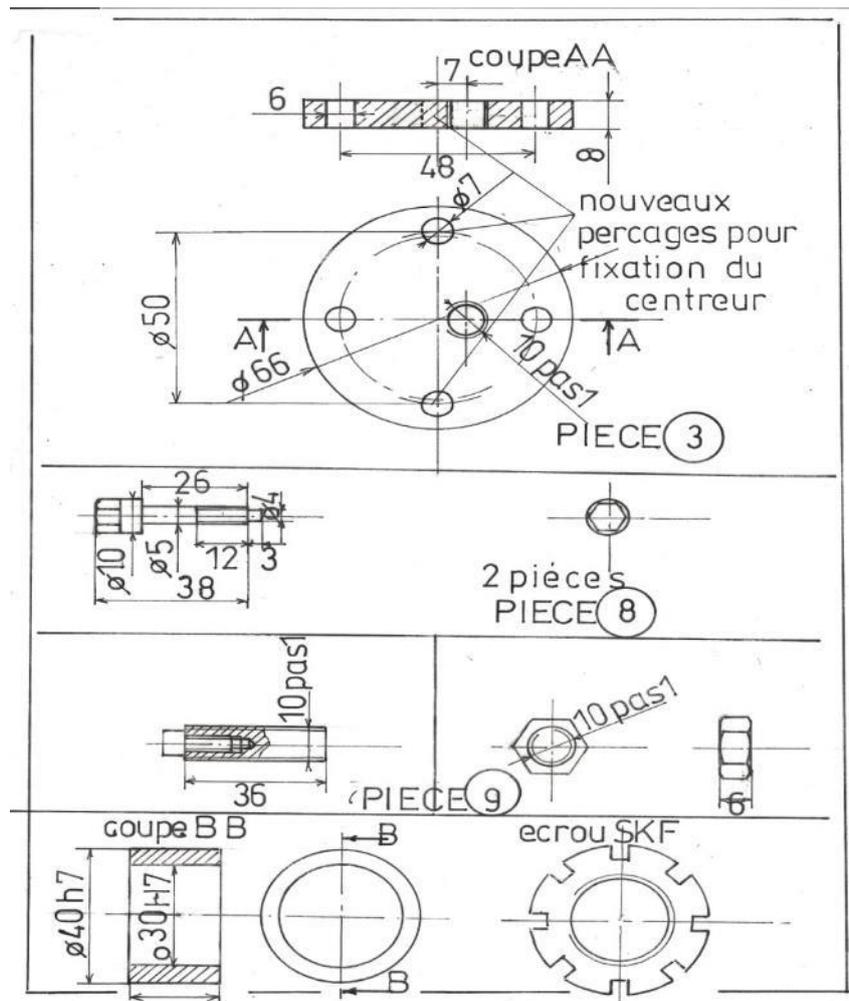
Plan 12 : Vue d'ensemble du soutènement cylindrique avec ses 2 doigts et le capteur de force



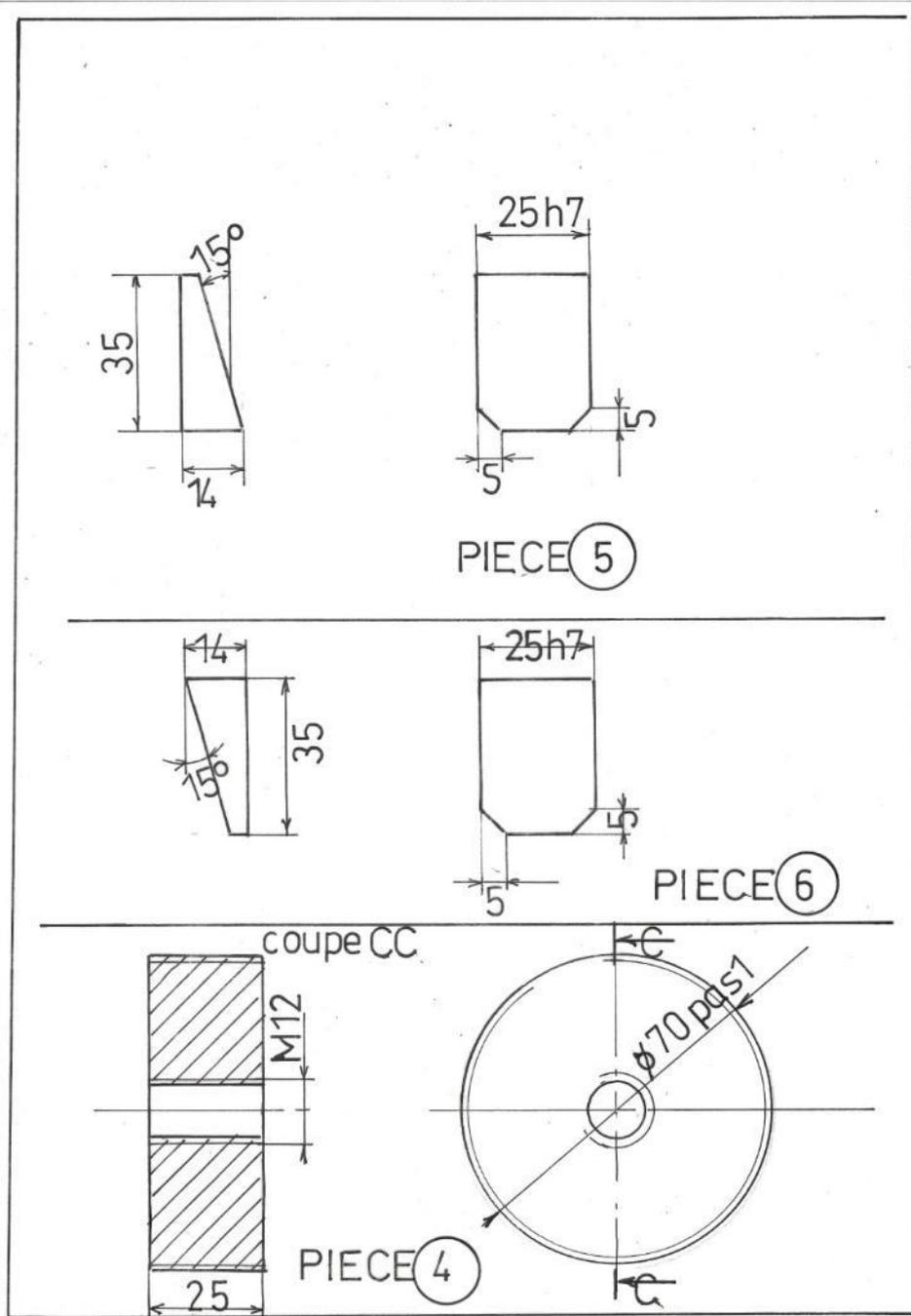
Plan 13 : Pièce 1 du soutènement cylindrique



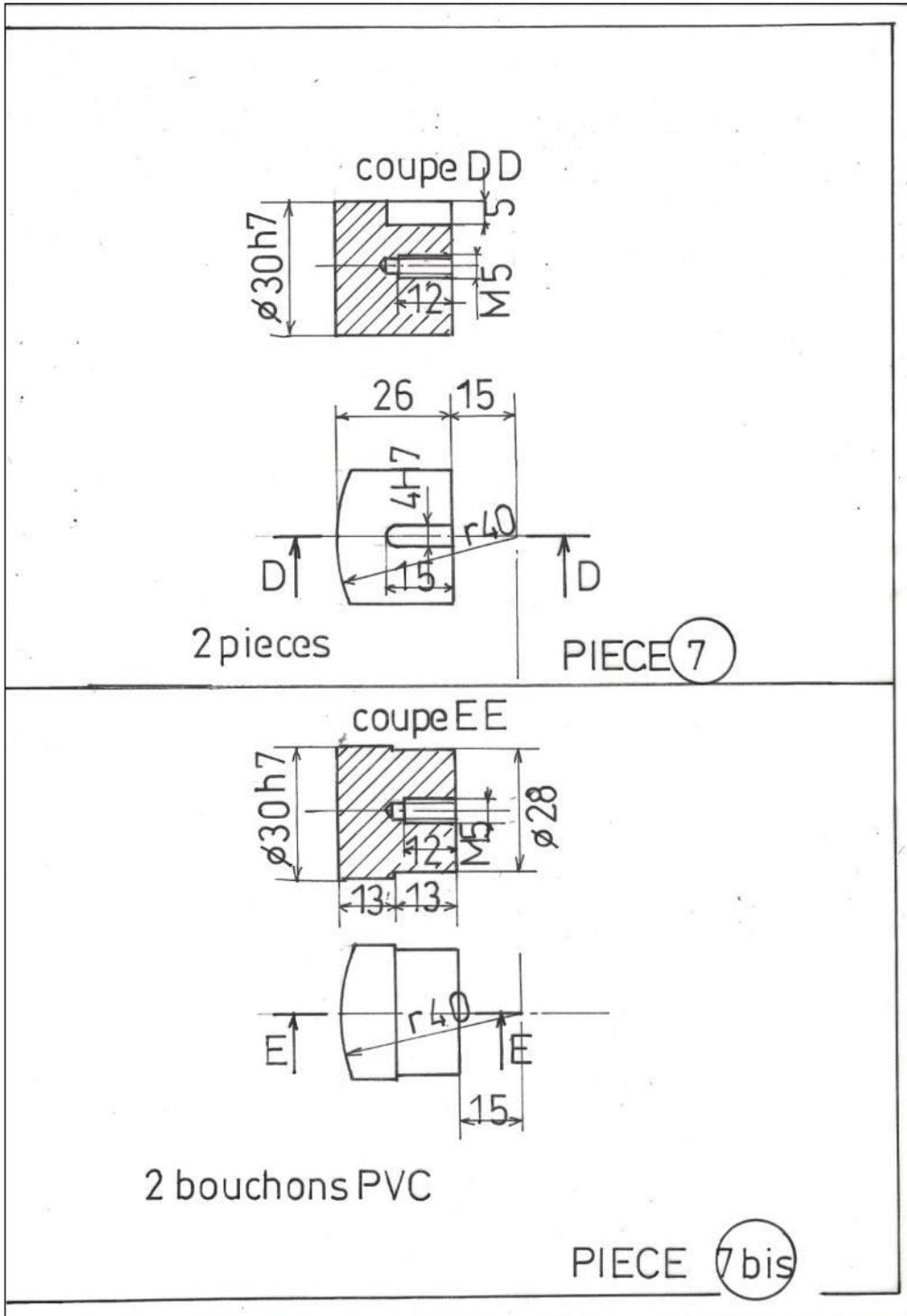
Plan 14 : Pièce 2 - douille en acier inoxydable référencée



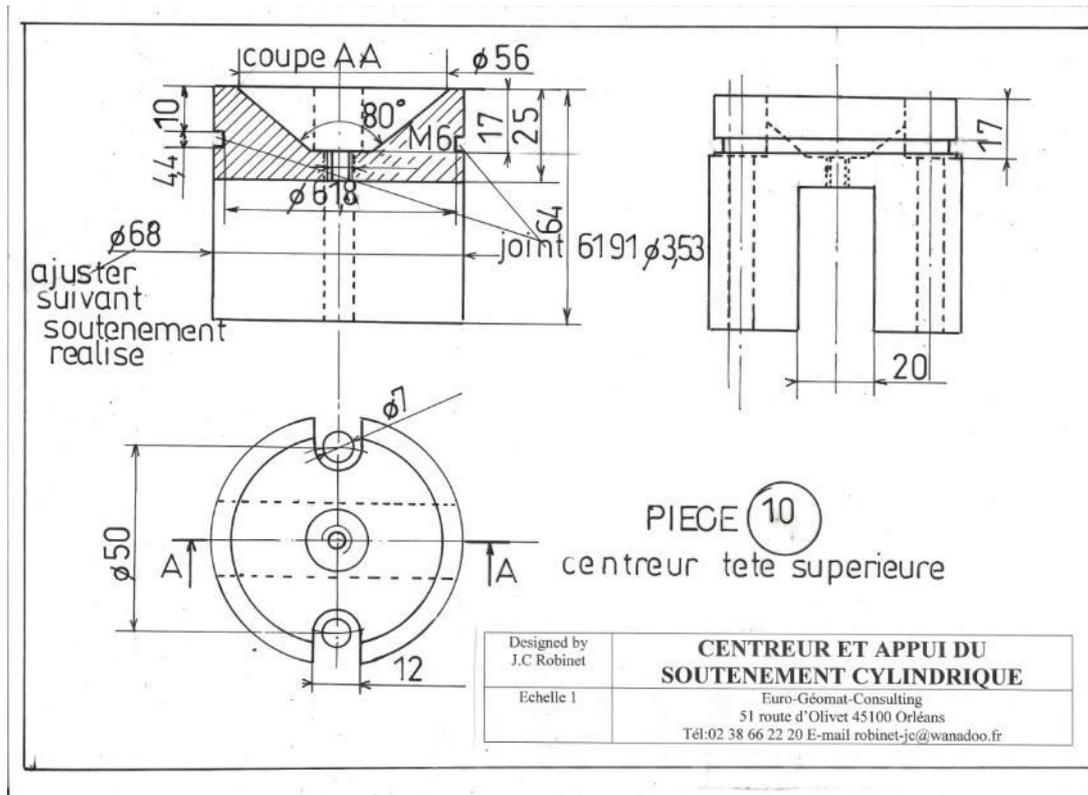
Plan 15 : Pièce 3 - couvercle, pièce 8 - vis de fixation et pièce 9 - vis de réglage



Plan 16 : Pièces 5, 6 et 4



Plan 17 : Pièces 7 et 7bis des doigts en acier inoxydable



Plan 18 : Pièce 10 – centreur et appui de la tête sur le soutènement

d) Palpeur de mesure du déplacement radial

Le Plan 19 du palpeur du déplacement radial S4 comporte 9 pièces 14.1, 14.2, 14.3, 14.4, 14.5, 14.6, 14.7, 15 et 13.

Le Plan 20 de la pièce 14.3 présente le corps guide en laiton. Le diamètre extérieur du corps est de 40 mm avec une réduction à 12mm pour la partie rentrant dans la cellule d'essai. L'étanchéité est assurée par deux joints toriques. La partie droite comporte un filetage suivi d'un diamètre de 20 mm avec une étanchéité par joint torique. Un alésage central de diamètre 6mm avec une étanchéité réalisée par deux joints toriques.

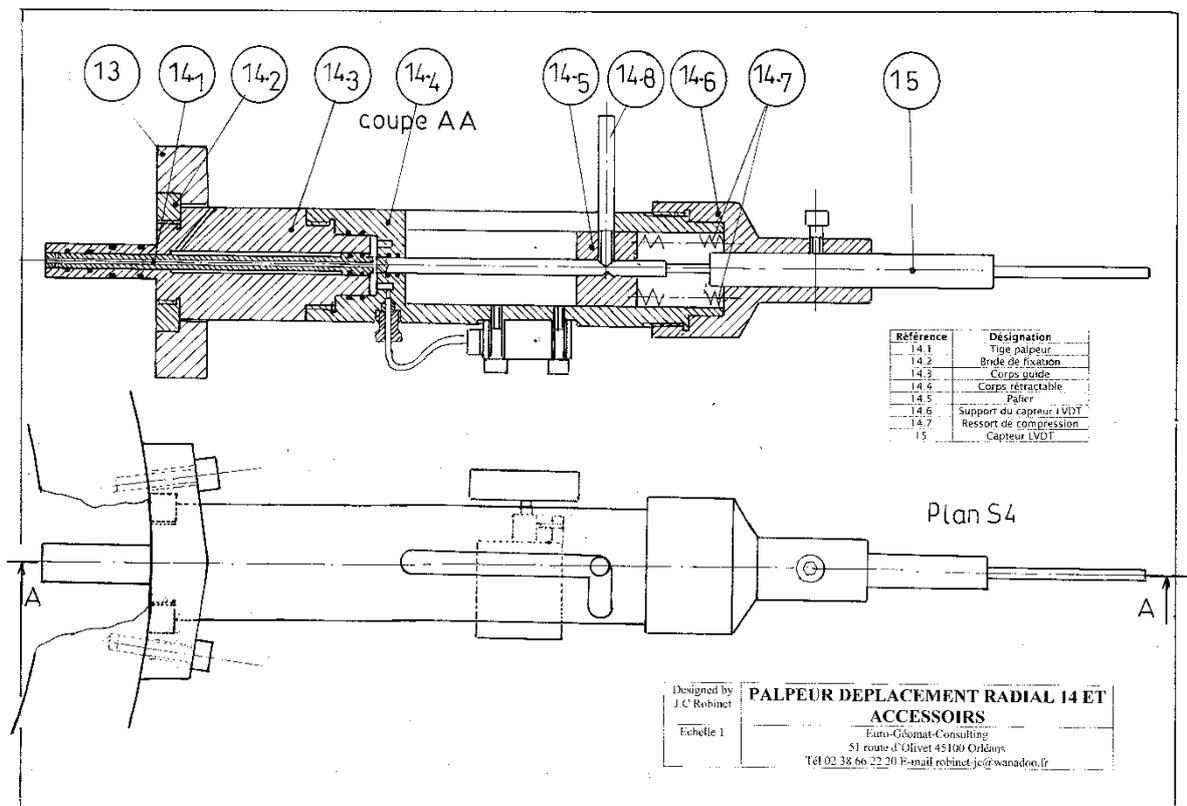
Le Plan 21 de la pièce 14.4 présente le corps pour la rétraction du palpeur en laiton. Le diamètre du corps rétractable est de 40mm avec un renflement de diamètre 46 mm. Sur ce renflement un taraudage permet d'installer un raccord type Top Industrie. La partie extérieure droite se termine par une partie filetée au pas de 1 suivi d'un diamètre de 34 mm. En partant de la gauche un alésage de 30 mm fileté au pas de 1 est suivi d'un second alésage de diamètre 20mm permettant l'assemblage et l'étanchéité entre le corps rétractable et le corps guide. Ensuite un alésage de diamètre 6mm permet le passage de la tige du palpeur et un joint torique assure son étanchéité. Enfin un alésage de diamètre 25 mm permet l'installation d'un palier. Une rainure de largeur 6mm est réalisée longitudinalement au corps rétractable pour se

terminer radialement. Cette rainure permet la circulation d'un doigt qui se verrouille dans la rainure radiale.

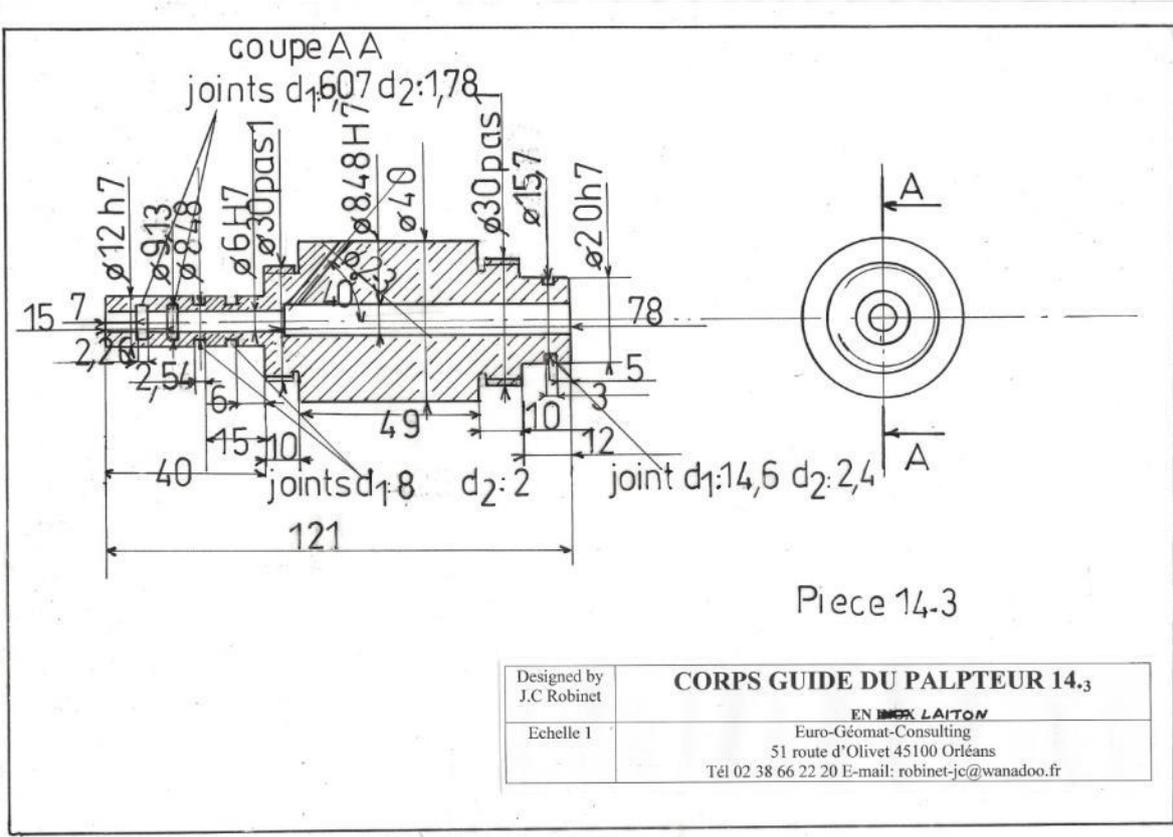
Le Plan 22 de la pièce 14.1 présente la tige du palpeur en acier inoxydable. Le diamètre de la tige est de 6 mm avec à son centre un piston de système de compensation de diamètre 8,48 mm associé à un joint torique. A partir du côté gauche jusqu'à l'extrémité droit du piston une canalisation est réalisée avec un diamètre de 2 mm pour permettre la compensation entre la pression exercée sur la tige et le piston. Sur la partie droite de la tige un taraudage M3 est réalisé pour installer la tige du capteur de déplacement. Enfin une gorge permet de fixer le palier à la tige du palpeur.

Le Plan 23 de la pièce 14.6 présente le support du capteur LVDT en acier inoxydable. En partant de la gauche le diamètre extérieur est de 50 mm ensuite une partie conique avec un angle de 60° pour se finir sur un diamètre de 24 mm. A l'intérieur du support en partant de la gauche un alésage au diamètre de 40 mm fileté au pas de 1 ensuite un alésage de 34 et pour terminer un alésage de 12 mm pour l'installation du capteur de déplacement.

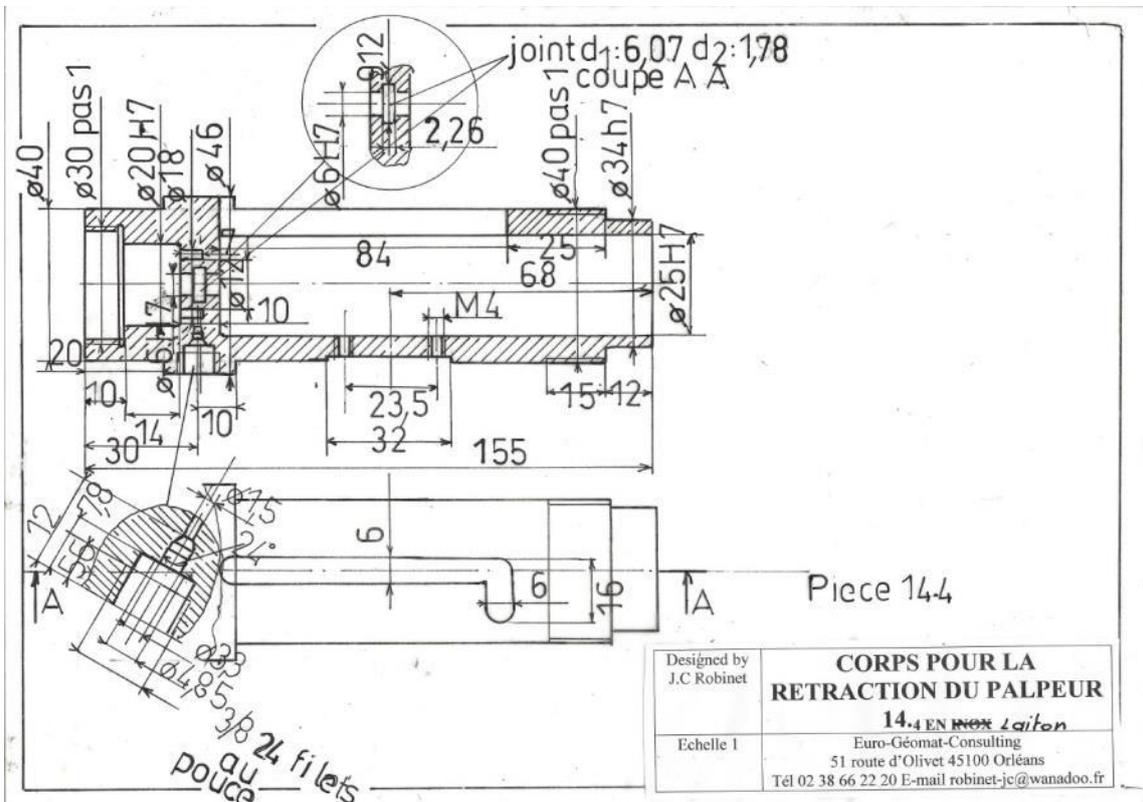
Les Plan 24 du palier en laiton pièce 14.5, du ressort de compression pièce 14.7 et des bras pièce 14.8 sont présentés.



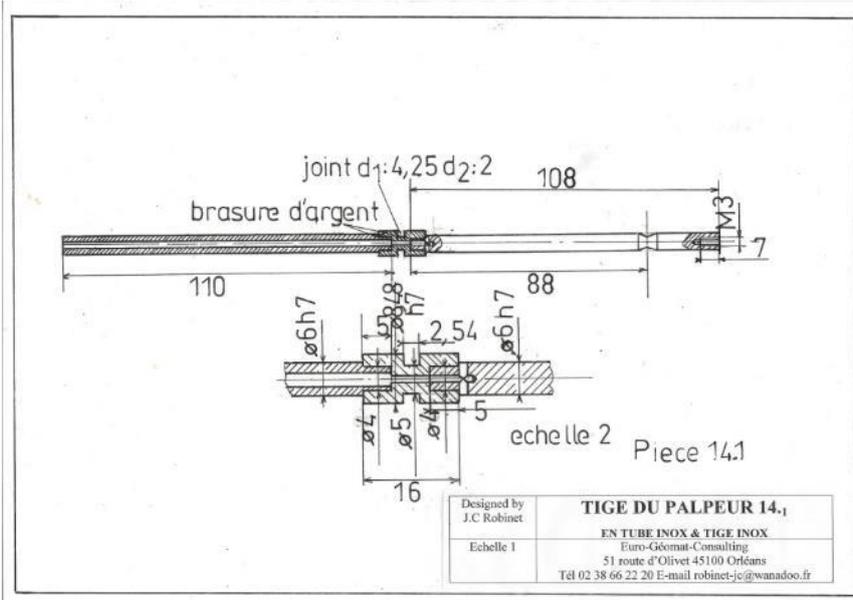
Plan 19 : Vue d'ensemble du palpeur de mesure du déplacement radial



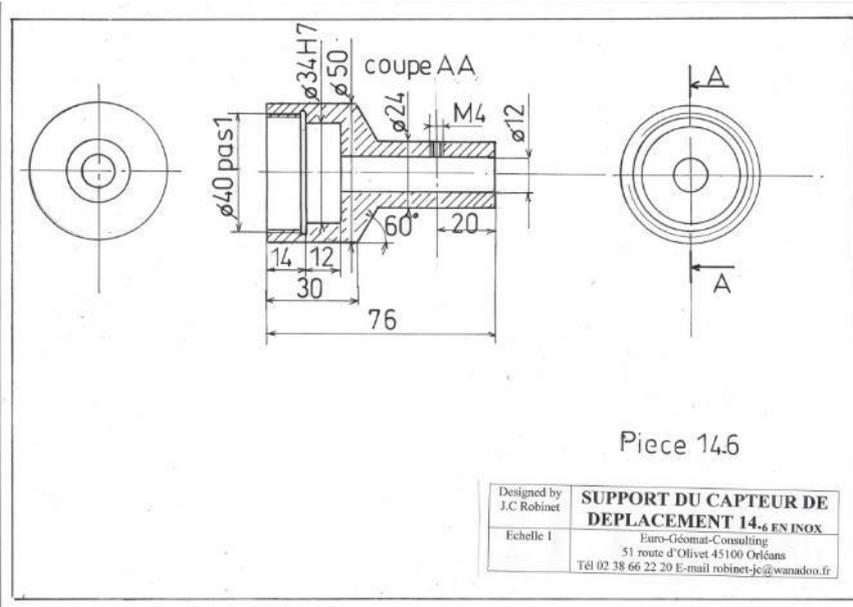
Plan 20 : Pièce 14.3 du corps guide



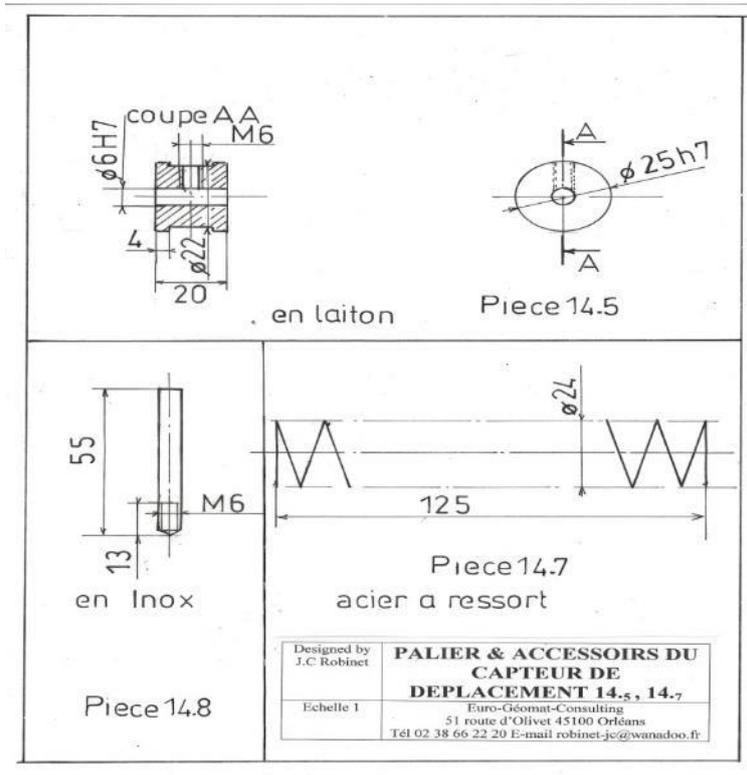
Plan 21 : Pièce 14.4 du corps pour la rétraction du palpeur



Plan 22 : Pièce 14.1 – tige du palpeur



Plan 23 : Pièce 14.6 - support du capteur de déplacement



Plan 24 : Pièces 14.5 ; 14.7 et 14.8

Publications personnelles

- B.Q.H LY, J.C ROBINET (23-03-2018) « Un résultat d'un essai sur modèle réduit de voussoirs compressibles avec émission acoustique », Rapport ANDRA CRP0EUG18001.
- B.Q.H LY, J.C ROBINET (28-10-2017) « Les résultats des essais sur modèles réduits de voussoirs compressibles », Rapport ANDRA CRP0EUG17003.
- B.Q.H LY, J.C ROBINET (26-06-2017) « Réalisation des essais œdométriques sur des galettes fabriquées par l'entreprise Stradal », Rapport ANDRA CRP0EUG17004.
- B.Q.H LY, J.C ROBINET (13-09-2016) « Réalisation des essais de compression et brésilien sur trois séries de coques », Rapport ANDRA CRP0EUG16006.
- B.Q.H LY, J.C ROBINET (08-09-2016) « La conception et la fabrication d'un appareil d'essai pour des modèles réduits de voussoirs compressibles, les moules pour la fabrication des modèles réduits, la fabrication des modèles réduits de voussoirs, les essais de chargement sur les modèles réduits », Rapport ANDRA CRP0EUG16007.
- B.Q.H LY, J.C ROBINET (19-08-2015) « Réalisation des essais œdométriques pour la caractérisation du matériau « coques » pour les voussoirs compressibles », Rapport ANDRA CRP0EUG15003.
- B.Q.H LY, J.C ROBINET (19-08-2015) « Réalisation d'essais oedometriques complémentaires de compressibilités sur galettes de composite béton-matériau compressible-béton », Rapport ANDRA CRP0EUG15005.
- B.Q.H LY, J.C ROBINET (19-08-2015) « Réalisation des essais œdométriques sur des galettes fabriquées par l'entreprise Stradal », Rapport ANDRA CRP0EUG16001, Rapport ANDRA CRP0EUG17004.
- B.Q.H LY (2013), « Contribution à la validation des zones endommagées fracturées des ouvrages construits dans l'argilite du Callovo Oxfordien dans le cadre des ouvrages de stockage des déchets radioactifs ». Stage de master 2 de l'INSA de Rennes effectué au laboratoire EGC.

Références

- Abou-Chakra Guéry A., Cormery F., Shao J. F., et Kondo D. 2008. « A multiscale modeling of damage and time-dependent behavior of cohesive rocks ». *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics* 33 (5): 567-89. <https://doi.org/10.1002/nag.727>.
- Anagnostou, G., et L. Cantieni. 2007. « Design and analysis of yielding support in squeezing ground ». In , 829-32. Lisbon.
- ANDRA. 2005. *Dossier 2005 Argile: Evaluation of the Feasibility of a Geological Repository in an Argillaceous Formation*. Châtenay-Malabry: ANDRA.
- Andra. 2016. « Projet Cigéo ».
- ANDRA&INERIS. 2005. « Modélisations du creusement du laboratoire et des galeries expérimentales à -490 m. Laboratoire de recherche souterrain de Meuse/ Haute Marne (Various Reports, 2005 and 2006). »
- Armand, G., F. Leveau, C. Nussbaum, R. de La Vaissiere, A. Noiret, D. Jaeggi, P. Landrein, et C. Righini. 2013. « Geometry and Properties of the Excavation-Induced Fractures at the Meuse/Haute-Marne URL Drifts ». *Rock Mechanics and Rock Engineering* 47 (1): 21-41. <https://doi.org/10.1007/s00603-012-0339-6>.
- Armand, G., A. Noiret, J. Zghondi, et D. M. Seyed. 2013. « Short- and long-term behaviors of drifts in the Callovo-Oxfordian claystone at the Meuse/Haute-Marne Underground Research Laboratory ». *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering* 5 (3): 221-30. <https://doi.org/10.1016/j.jrmge.2013.05.005>.
- Armand, G., F. Plas, et J-M Bosgiraud. 2015. « L'apport du laboratoire souterrain de l'Andra pour le choix et la mise au point des techniques de creusement des ouvrages souterrains du projet de stockage de déchet radioactif Cigéo ». *Association français des tunnels et de l'espace souterrain*, n° 250: 251-68.
- Armand, G., et K. Su. 2006. « Hydromechanical coupling phenomena observed during a shaft sinking experiment in a deep argillaceous rock ». In *Proceeding of the Geoproc 2006 conference, to be publish, Nanjing*.
- Bernaud, Denise. 1991. « Tunnels profonds dans les milieux viscoplastiques: approches expérimentale et numérique ». Phdthesis, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées. <https://pastel.archives-ouvertes.fr/tel-00529719/document>.
- Blanco Martín, Laura, Faouzi Hadj-Hassen, Michel Tijani, et Gilles Armand. 2011. « New numerical modelling of the mechanical long-term behaviour of the GMR gallery in ANDRA's Underground Research Laboratory ». *Physics and Chemistry of the Earth, Parts A/B/C, Clays in Natural & Engineered Barriers for Radioactive Waste Confinement*, 36 (17): 1872-77. <https://doi.org/10.1016/j.pce.2011.07.027>.
- Bornert, M., F. Valès, H. Gharbi, et D. Nguyen Minh. 2008. « Multiscale Full-Field Strain Measurements for Micromechanical Investigations of the Hydromechanical Behaviour of Clayey Rocks ». *Strain* 46 (1): 33-46. <https://doi.org/10.1111/j.1475-1305.2008.00590.x>.

- Bosgiraud, J-M, G. Armand, et J Simon. 2017. « Compressible Arch Segments for the Cigéo Access Ramps, Drifts and Vaults-A Field Test ». In . Phoenix, Arizona, USA.
- Bouvard-Lecoanet, Anne, Guy Colombet, François Esteulle, René Waldmann, et Bureau d'études André Coyne et Jean Bellier. 1988. *Ouvrages souterrains: conception, réalisation, entretien*. Paris, France: Presses de l'école nationale des Ponts et chaussées, DL 1988.
- Budiansky, Bernard, et Richard J. O'connell. 1976. « Elastic moduli of a cracked solid ». *International Journal of Solids and Structures* 12 (2): 81-97. [https://doi.org/10.1016/0020-7683\(76\)90044-5](https://doi.org/10.1016/0020-7683(76)90044-5).
- Bui, Trung Dung. 2007. *La simulation numérique du comportement thermo-hydro-mécanique dans les ouvrages de stockage de déchets radioactifs*. Rennes, INSA. <http://www.theses.fr/2007ISAR0015>.
- Challamel, Noël, Christophe Lanos, et Charles Casandjian. 2005. « Strain-based anisotropic damage modelling and unilateral effects ». *International Journal of Mechanical Sciences* 47 (3): 459-73. <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2005.01.002>.
- Chen, L., J. F. Shao, et H. W. Huang. 2010. « Coupled elastoplastic damage modeling of anisotropic rocks ». *Computers and Geotechnics* 37 (1): 187-94. <https://doi.org/10.1016/j.compgeo.2009.09.001>.
- Chen, L., J. F. Shao, Q. Z. Zhu, et G. Dureau. 2012. « Induced anisotropic damage and plasticity in initially anisotropic sedimentary rocks ». *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* 51 (avril): 13-23. <https://doi.org/10.1016/j.ijrmms.2012.01.013>.
- Chiarelli, A. S., J. F. Shao, et N. Hoteit. 2003. « Modeling of elastoplastic damage behavior of a claystone ». *International Journal of Plasticity* 19 (1): 23-45. [https://doi.org/10.1016/S0749-6419\(01\)00017-1](https://doi.org/10.1016/S0749-6419(01)00017-1).
- Cordebois, J. P., et F. Sidoroff. 1982. « Damage Induced Elastic Anisotropy ». In *Mechanical Behavior of Anisotropic Solids / Comportment Mécanique Des Solides Anisotropes*, 761-74. Springer, Dordrecht. https://doi.org/10.1007/978-94-009-6827-1_44.
- Del Olmo, C., V. Fioravante, F. Gera, T. Hueckel, J. C. Mayor, et R. Pellegrini. 1996. « Thermomechanical properties of deep argillaceous formations ». *Engineering Geology* 41 (1): 87-102. [https://doi.org/10.1016/0013-7952\(95\)00048-8](https://doi.org/10.1016/0013-7952(95)00048-8).
- DRUCKER, D. C., et W. PRAGER. 1952. « SOIL MECHANICS AND PLASTIC ANALYSIS OR LIMIT DESIGN ». *Quarterly of Applied Mathematics* 10 (2): 157-65.
- Eijnden, A. P. van den, P. Bésuelle, F. Collin, R. Chambon, et J. Desrues. 2017. « Modeling the strain localization around an underground gallery with a hydro-mechanical double scale model; effect of anisotropy ». *Computers and Geotechnics* 85 (mai): 384-400. <https://doi.org/10.1016/j.compgeo.2016.08.006>.
- Escoffier, Sandra. 2002. « Caractérisation expérimentale du comportement hydromécanique des argilites de Meuse/Haute-Marne ». Thèse de INPL, Ecole Nationale Supérieure de Géologie de Nancy.
- Esteban, Lionel, Jean Luc Bouchez, et Alain Trouiller. 2006. « The Callovo-Oxfordian argillites from the eastern Paris Basin: Magnetic data and petrofabrics ». *Comptes Rendus Geoscience*, Le Callovo-Oxfordien du bassin de Paris : du contexte géologique à la

modélisation de ses propriétés, 338 (12): 867-81.
<https://doi.org/10.1016/j.crte.2006.03.011>.

- FENNER, R. 1938. « Untersuchungen zur Erkenntnis des Gebirgsdruckers: Glückauf ». In , 74:671-95, 705-15.
- Gasc-Barbier, M, S Chanchole, et P Bérest. 2004. « Creep behavior of Bure clayey rock ». *Applied Clay Science, Clays in Natural and Engineered Barriers for Radioactive Waste Confinement*, 26 (1): 449-58. <https://doi.org/10.1016/j.clay.2003.12.030>.
- Gaucher, E, C Robelin, J. M Matray, G Négrel, Y Gros, J. F Heitz, A Vinsot, H Rebours, A Cassagnabère, et A Bouchet. 2004. « ANDRA underground research laboratory: interpretation of the mineralogical and geochemical data acquired in the Callovian–Oxfordian formation by investigative drilling ». *Physics and Chemistry of the Earth, Parts A/B/C, Water Geochemistry and Hydrogeology*, 29 (1): 55-77. <https://doi.org/10.1016/j.pce.2003.11.006>.
- Guéry, A. Abou-Chakra, F. Cormery, J. F. Shao, et D. Kondo. 2008. « A micromechanical model of elastoplastic and damage behavior of a cohesive geomaterial ». *International Journal of Solids and Structures* 45 (5): 1406-29. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2007.09.025>.
- Hoxha, Dashnor, et C Auvray. 2004. « Résultats des essais sur échantillons pour le développement des modèles rhéologiques HM et THM des argilites ». *Rapport Andra n D. RP. 0ENG. 98.013/A*, janvier.
- Huret, Emilia. 2006. *Analyse cyclostratigraphique des variations de la susceptibilité magnétique des argilites callovo-oxfordiennes de l' Est du Bassin de Paris : application à la recherche de hiatus sédimentaires*. Paris 6. <http://www.theses.fr/2006PA066471>.
- « Inventaire national des matières et déchets radioactifs ». s. d. Consulté le 30 avril 2018. https://inventaire.andra.fr/sites/default/files/documents/pdf/fr/inventaire_national_des_matières_et_dechets_radioactifs_-_bilan_a_fin_2015_0.pdf.
- Lavastre, Véronique, Magali Ader, Stéphane Buschaert, Eddy Petit, et Marc Javoy. 2011. « Water circulation control on carbonate- $\delta^{18}\text{O}$ records in a low permeability clay formation and surrounding limestones: The Upper Dogger–Oxfordian sequence from the eastern Paris basin, France ». *Applied Geochemistry* 26 (5): 818-27. <https://doi.org/10.1016/j.apgeochem.2011.02.003>.
- Lee, D.-H., C. H. Juang, et H.-M. Lin. 2002. « Yield Surface of Mu-San Sandstone by Hollow Cylinder Tests ». *Rock Mechanics and Rock Engineering* 35 (3): 205-16. <https://doi.org/10.1007/s00603-001-0023-8>.
- Lefranc, M., B. Beaudoin, J. P. Chilès, D. Guillemot, C. Ravenne, et A. Trouiller. 2008. « Geostatistical characterization of Callovo–Oxfordian clay variability from high-resolution log data ». *Physics and Chemistry of the Earth, Parts A/B/C, Clays in Natural & Engineered Barriers for Radioactive Waste Confinement*, 33 (janvier): S2-13. <https://doi.org/10.1016/j.pce.2008.10.053>.
- Lubarda, V. A., et D. Krajcinovic. 1995. « Some fundamental issues in rate theory of damage-elastoplasticity ». *International Journal of Plasticity* 11 (7): 763-97. [https://doi.org/10.1016/S0749-6419\(95\)00029-1](https://doi.org/10.1016/S0749-6419(95)00029-1).

- LY, B.Q.H. 2013. « Contribution à la validation des zones endommagées fracturées des ouvrages construits dans l'argilite du Callovo Oxfordien dans le cadre des ouvrages de stockage des déchets radioactifs ». Stage. EGC.
- Mánica, Miguel, Antonio Gens, Jean Vaunat, et Daniel F Ruiz. 2016. « A cross-anisotropic formulation for elasto-plastic models ». *Géotechnique Letters* 6 (juin): 1-7. <https://doi.org/10.1680/jgele.15.00182>.
- Mánica, Miguel, Antonio Gens, Jean Vaunat, et Daniel F. Ruiz. 2017. « A time-dependent anisotropic model for argillaceous rocks. Application to an underground excavation in Callovo-Oxfordian claystone ». *Computers and Geotechnics* 85 (mai): 341-50. <https://doi.org/10.1016/j.compgeo.2016.11.004>.
- Mazars, Jacky. 1986. « A description of micro- and macroscale damage of concrete structures ». *Engineering Fracture Mechanics* 25 (5): 729-37. [https://doi.org/10.1016/0013-7944\(86\)90036-6](https://doi.org/10.1016/0013-7944(86)90036-6).
- Mir, Hicham, Mario Fafard, Benoît Bissonnette, et Marie-Laure Dano. 2005. « Damage Modeling in Random Short Glass Fiber Reinforced Composites Including Permanent Strain and Unilateral Effect ». *Journal of Applied Mechanics* 72 (2): 249-58. <https://doi.org/10.1115/1.1839593>.
- Mohajerani, Mehrdokht. 2011. « Etude expérimentale du comportement thermo-hydro-mécanique de l'argilite du Callovo-Oxfordien ». Phdthesis, Université Paris-Est. <https://pastel.archives-ouvertes.fr/pastel-00647890/document>.
- Mróz Z., Boukpeti N., et Drescher A. 2003. « Constitutive Model for Static Liquefaction ». *International Journal of Geomechanics* 3 (2): 133-44. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)1532-3641\(2003\)3:2\(133\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)1532-3641(2003)3:2(133)).
- Mualem, Y. 1976. « A new model for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated porous media ». *Water Resources Research* 12 (3): 513-22. <https://doi.org/10.1029/WR012i003p00513>.
- Neville, A. M. 2012. *Properties of Concrete*. Prentice Hall.
- Nguyen, Minh Thu. 2008. *Modélisation hydromécanique des ouvrages de stockage des déchets radioactifs avec prise en compte de l'endommagement et du transfert de l'hydrogène*. Rennes, INSA. <http://www.theses.fr/2008ISAR0006>.
- Ohmaki, S. 1982. « Stress-strain behaviour of anisotropically, normally consolidated cohesive soil ». In *Proc. 1st Int. Symp. Num. Mod. Geomech., Zurich, 25&*. Vol. 269.
- Pacher, Franz. 1964. « Deformationsmessungen im Versuchsstollen als Mittel zur Erforschung des Gebirgsverhaltens und zur Bemessung des Ausbaues ». In *Grundfragen auf dem Gebiete der Geomechanik / Principles in the Field of Geomechanics*, 149-61. Felsmechanik und Ingenieurgeologie / Rock Mechanics and Engineering Geology. Springer, Berlin, Heidelberg. https://doi.org/10.1007/978-3-662-25703-6_12.
- Pakzad, Mehdi. 1995. *Modélisation du comportement hydro-mécanique des argiles gonflantes à faible porosité*. Orléans. <http://www.theses.fr/1995ORLE2023>.
- Panet, M., et P. Guellec. 1974. « Contribution à l'étude du soutènement d'un tunnel à l'arrière du front de taille. » In *Proceeding of the 3rd Congress of the International Society for Rock Mechanics*. Vol. 2.

- Panet, Marc, et Pierre Habib. 1995. *Calcul des tunnels par la méthode convergence-confinement*. Paris, France: Presses de l'Ecole nationale des Ponts et chaussées.
- Pellenard, Pierre, Jean-Francois Deconinck, Marchand D, Jacques Thierry, Dominique Fortwengler, et Vigneron G. 1999. « Eustatic and volcanic influence during Middle Callovian to Middle Oxfordian clay sedimentation in the eastern part of the Paris Basin ». *Comptes Rendus de l'Academie des Sciences Series IIA Earth and Planetary Science* 328 (juin): 807-13.
- Pellenard, Pierre, Jean-Francois Deconinck, Warren D. Huff, Jacques Thierry, Didier Marchand, Dominique Fortwengler, et Alain Trouiller. 2003. « Characterization and Correlation of Upper Jurassic (Oxfordian) Bentonite Deposits in the Paris Basin and the Subalpine Basin, France ». *Sedimentology* 50 (6): 1035-60. <https://doi.org/10.1046/j.1365-3091.2003.00592.x>.
- Revil A., Leroy P., et Titov K. 2005. « Characterization of transport properties of argillaceous sediments: Application to the Callovo-Oxfordian argillite ». *Journal of Geophysical Research: Solid Earth* 110 (B6). <https://doi.org/10.1029/2004JB003442>.
- Robinet, J. C., M. Pakzad, A. Jullien, et F. Plas. 1999. « A General Modelling of Expansive and Non-Expansive Clays ». *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics* 23 (12): 1319-35. [https://doi.org/10.1002/\(SICI\)1096-9853\(199910\)23:12<1319::AID-NAG31>3.0.CO;2-X](https://doi.org/10.1002/(SICI)1096-9853(199910)23:12<1319::AID-NAG31>3.0.CO;2-X).
- Robinet, JC, et C Imbert. 2013. « Essais triaxiaux de fluage et de relaxation sur l'argilite du Callovo-Oxfordien ». Rapport Andra CRP0EUG130003.
- Robinet, Jean-Charles. 2008. « Minéralogie, porosité et diffusion des solutés dans l'argilite du Callovo-Oxfordien de Bure (Meuse, Haute-Marne, France) de l'échelle centimétrique à micrométrique ». Thèse de doctorat, France: Université de Poitiers.
- Robinet, Jean-Charles, Paul Sardini, Daniel Coelho, Jean-Claude Parneix, Dimitri Prêt, Stéphane Sammartino, Elodie Boller, et Scott Altmann. 2012. « Effects of mineral distribution at mesoscopic scale on solute diffusion in a clay-rich rock: Example of the Callovo-Oxfordian mudstone (Bure, France) ». *Water Resources Research* 48 (mai): 5554. <https://doi.org/10.1029/2011WR011352>.
- Robinet, Jean-Claude, et B.Q.H LY. 2018. « Retour sur la modélisation de l'argilite du COx et la réalisation de nouveaux appareils pour la réalisation d'essais sur l'anisotropie et les essais de fluage sur l'argilite "saine" et l'argilite endommagée fracturée ». Rapport ANDRA CRP0EUG18004.
- Rotenberg, Benjamin, Ignacio Pagonabarraga, et Daan Frenkel. 2008. « Dispersion of charged tracers in charged porous media ». *EPL* 8357 (septembre). <https://doi.org/10.1209/0295-5075/83/34004>.
- Rouabhi A., Tijani M., et Rejeb A. 2007. « Triaxial behaviour of transversely isotropic materials: application to sedimentary rocks ». *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics* 31 (13): 1517-35. <https://doi.org/10.1002/nag.605>.
- Sammartino, S. 2001. « Construction d'un modèle conceptuel d'organisation de la porosité et de la minéralogie dans les argilites du site de Bure. » *Rapport Andra n° D RP 0ERM 01-018*.
- Semete, P., C. Imbert, P. Desgree, B. Février, A. Courtois, et G. Touzé. 2013. « Experimental Study of the Water Permeability of a Partially Saturated Argillite ». In *Thermo-*

- Hydromechanical and Chemical Coupling in Geomaterials and Applications*, 219-30. John Wiley & Sons, Ltd. <https://doi.org/10.1002/9781118623565.ch21>.
- Seyedi, Darius M., Gilles Armand, et Aurélien Noiret. 2017. « “Transverse Action” – A model benchmark exercise for numerical analysis of the Callovo-Oxfordian claystone hydromechanical response to excavation operations ». *Computers and Geotechnics* 85 (mai): 287-305. <https://doi.org/10.1016/j.compgeo.2016.08.008>.
- Shao, J. F., Y. Jia, D. Kondo, et A. S. Chiarelli. 2006. « A coupled elastoplastic damage model for semi-brittle materials and extension to unsaturated conditions ». *Mechanics of Materials* 38 (3): 218-32. <https://doi.org/10.1016/j.mechmat.2005.07.002>.
- Souley, M., J. Zghondi, M. N. Vu, et G. Armand. 2017. « A constitutive model for compressible materials: application to the study of interaction between supports and rock mass. » In Davos. http://www.clayconferencedavos2017.com/fileadmin/files/2017/clayconference2017/pdf/CC2017_Abstract_Book.pdf.
- Souley, Mountaka, Gilles Armand, Kun Su, et Mehdi Ghoreychi. 2011. « Modeling the viscoplastic and damage behavior in deep argillaceous rocks ». *Physics and Chemistry of the Earth, Parts A/B/C, Clays in Natural & Engineered Barriers for Radioactive Waste Confinement*, 36 (17): 1949-59. <https://doi.org/10.1016/j.pce.2011.10.012>.
- Stasiak, Marta, Gaël Combe, Jacques Desrues, Vincent Richefeu, Pascal Villard, Gilles Armand, et Jad Zghondi. 2017. « Experimental Investigation of Mode I Fracture for Brittle Tube-Shaped Particles ». *EPJ Web of Conferences* 140: 07015. <https://doi.org/10.1051/epjconf/201714007015>.
- Sun, De'an, Hajime Matsuoka, Yangping Yao, et Wataru Ichihara. 2000. « AN ELASTO-PLASTIC MODEL FOR UNSATURATED SOIL IN THREE-DIMENSIONAL STRESSES ». *SOILS AND FOUNDATIONS* 40 (3): 17-28. https://doi.org/10.3208/sandf.40.3_17.
- Supartono, F, et F Sidoroff. 1985. « Anisotropic damage modelling for brittle elastic materials ». *Archives of Mechanics* 37 (janvier).
- Thut, Arno, Daniel Naterop, Patrick Steiner, et Markus Stolz. 2006. « Tunnelling in Squeezing Rock-Yielding Elements and Face Control ». In Ljubljana.
- Tran, Tan Huy. 2015. *Contribution à l'établissement d'un modèle rhéologique thermo-hydro-chimio mécanique de l'argilite du Callovo-Oxfordien*. Lille 1. <http://www.theses.fr/2015LIL10179>.
- Van Genuchten, Martinus. 1980. « A Closed-form Equation for Predicting the Hydraulic Conductivity of Unsaturated Soils¹ ». *Soil Science Society of America Journal* 44 (septembre). <https://doi.org/10.2136/sssaj1980.03615995004400050002x>.
- Vulliet, Laurent, Lyesse Laloui, et Jian Zhao. 2016. *Mécanique des sols et des roches (TGC volume 18): avec écoulements souterrains et transferts de chaleur*. PPUR Presses polytechniques.
- Wang, Linlin. 2012. « Micromechanical experimental investigation and modelling of strain and damage of argillaceous rocks under combined hydric and mechanical loads ». PhD Thesis, Ecole Polytechnique X. <http://www.theses.fr/2012EPXX0085/document>.
- Wileveau, Y., F. H. Cornet, J. Desroches, et P. Blumling. 2007. « Complete in situ stress determination in an argillite sedimentary formation ». *Physics and Chemistry of the*

Earth, Parts A/B/C, Clay in natural and engineered barriers for radioactive waste confinement - Part 2, 32 (8): 866-78. <https://doi.org/10.1016/j.pce.2006.03.018>.

Zghondi, J, G Armand, J M Bosgiraud, et J Simon. 2018. « Qualification, Construction and Analysis of a Precasted Compressible Arch Segments Drift Test in the Andra Meuse/ Haute-Marne Underground Research Laboratory (URL). » In , 16. Dubai. <http://www.wtc2018.ae/download/oral/DXB-ORAL-1007-Zghondi-Jad.pdf>.

Zhang, Chunliang, et Tilmann Rothfuchs. 2004. « Experimental study of the hydro-mechanical behaviour of the Callovo-Oxfordian argillite ». *Applied Clay Science*, Clays in Natural and Engineered Barriers for Radioactive Waste Confinement, 26 (1): 325-36. <https://doi.org/10.1016/j.clay.2003.12.025>.

Zhang, F., S. Y. Xie, D. W. Hu, J. F. Shao, et B. Gatmiri. 2012. « Effect of water content and structural anisotropy on mechanical property of claystone ». *Applied Clay Science* 69 (novembre): 79-86. <https://doi.org/10.1016/j.clay.2012.09.024>.

AVIS DU JURY SUR LA REPRODUCTION DE LA THESE SOUTENUE

Titre de la thèse:

Contribution à l'étude des soutènements compressibles pour les ouvrages souterrains. Validation du modèle rhéologique SC2D pour l'argilite du COx et construction d'un modèle rhéologique Coqcéram pour le matériau compressible

Nom Prénom de l'auteur : LY BUI QUOC HUY

Membres du jury :

- Monsieur CUI Yu-Jun
- Madame DJERAN-MAIGRE Irini
- Monsieur GRONDIN Frédéric
- Monsieur IMBERT Christophe
- Monsieur BERNARD Fabrice
- Madame PANTET Anne
- Monsieur ROBINET Jean-Claude
- Monsieur ARMAND Gilles

Président du jury : *Frédéric GRONDIN*

Date de la soutenance : 12 Novembre 2018

Reproduction de la these soutenue

- Thèse pouvant être reproduite en l'état
 Thèse pouvant être reproduite après corrections suggérées

Fait à Rennes, le 12 Novembre 2018

Signature du président de jury

Le Directeur,

M'hamed DRISSI



A handwritten signature in black ink, appearing to read 'Frédéric Grondin'.

ATTESTATION DE CORRECTIONS DE MANUSCRIT DE THESE*

**A fournir, lorsque le jury a indiqué que le manuscrit de thèse pouvait être reproduit après corrections souhaitées (dans un délai de 3 mois). Cette attestation est à remettre avec le manuscrit au moment du dépôt à la bibliothèque.*

Titre de la thèse : Contribution à l'étude des soutènements compressibles pour les ouvrages souterrains. Validation du modèle rhéologique SC2D pour l'argilite du COx et construction d'un modèle rhéologique Coqcéram pour le matériau compressible

Nom et prénom de l'auteur : LY Bui Quoc Huy

Date et lieu de soutenance : 12/11/2018 à Rennes

Nom et prénom du directeur de thèse : BERNARD Fabrice

Membres du jury : GRONDIN Frédéric (Président), CUI Yu Jun, DJERAN-MAIGRE Irini (Rapporteurs), ARMAND Gilles, IMBERT Christophe, PANTET Anne, ROBINET Jean-Claude (Examineurs), BERNARD Fabrice (Directeur de thèse)

Président du jury : GRONDIN Frédéric

Membre désigné pour l'attestation de corrections : GRONDIN Frédéric

Je soussigné, GRONDIN Frédéric, désigné par le jury de soutenance dans le cadre de cette thèse, atteste que les corrections souhaitées par le jury ont été prise en compte dans l'exemplaire final du manuscrit de thèse.

A Nantes, Le 03/09/2019,

Signature du membre désigné pour l'attestation des corrections



Titre : Contribution à l'étude des soutènements compressibles pour les ouvrages souterrains. Validation du modèle rhéologique SC2D pour l'argilite du COx et construction d'un modèle rhéologique Coqcéram pour le matériau compressible.

Mots clés : Argilite du Callovo-Oxfordien, soutènement compressible, modèle rhéologique SC2D (Swelling Creep Diagenesis Damage), modèle rhéologique Coqcéram, convergence anisotrope

Résumé : Les travaux de recherche présentés dans ce manuscrit ont été menés dans le cadre du projet CIGEO de l'Andra concernant la construction et le développement de nouveau soutènement pour les galeries d'un stockage des déchets radioactifs à une profondeur de 500m sur le site Meuse/Haute Marne à Bure.

La première partie de ce travail porte sur l'établissement d'un modèle rhéologique de l'argilite du Callovo-Oxfordien nommé SC2D (Swelling Creep Diagenesis Damage). Traditionnellement, la calibration des modèles rhéologiques pour les matériaux argileux repose sur des essais de laboratoire à partir des échantillons carottés. Ces échantillons sont endommagés par la décharge hydromécanique lors du prélèvement. Cet endommagement ne peut pas être réparé par une reconsolidation sous la contrainte in situ de prélèvement. Cet endommagement va altérer durablement les caractéristiques hydromécaniques de l'argilite et engendrer des nouveaux mécanismes élasto-plastiques qui n'existent pas sur l'argilite in situ. L'originalité du travail dans ce premier temps porte sur la validation du modèle SC2D de l'argilite sain du Callovo-Oxfordien à partir de la simulation des essais de laboratoire sur échantillons carottés en prenant en compte toute l'histoire de la sollicitation depuis le prélèvement jusqu'à la rupture. Ensuite, le modèle SC2D « intégré » dans le code CLEO est appliqué aux simulations numériques des excavations des galeries du laboratoire souterrain de Bure.

La deuxième partie de la thèse concerne la participation dans le programme de qualification et de mise en œuvre de l'Andra (brevet Andra et CMC) d'un nouveau soutènement compressible permettant d'absorber les convergences anisotropes des galeries creusées dans l'argilite du Callovo-Oxfordien. Ce nouveau soutènement sous forme d'anneaux est constitué d'un assemblage de voussoirs. Chaque voussoir est un sandwich comprenant :

- Le soutènement proprement dit par une coque de structure en béton armé.

- Le matériau compressible surmontant la coque de structure.
- La coque de protection pour permettre son transport et sa manipulation.

La fabrication des voussoirs compressibles nécessite l'ajout de barbotine (ciment dopé avec du sable) pour la tenue de cette couche compressible. Ce voussoir compressible devait répondre à des exigences mécaniques définies par l'Andra. Les essais présentés dans cette thèse concernent l'analyse des essais œdométrique réalisés chez EGC concernant la caractérisation mécanique à l'échelle de la couche compressible. Différentes variables ont été étudiées, ainsi que des essais de chargement uniforme sur modèle réduit d'anneau de coques. Ces essais seront présentés et commentés.

Ensuite, un modèle rhéologique, qui est nommé Coqcéram, a été construit pour le matériau compressible sur la base du modèle Ganta Gravel. Les paramètres mécaniques du modèle Coqcéram sont obtenus à partir des essais œdométriques.

La validation du modèle Coqcéram est réalisée par comparaison des simulations numériques avec les essais sur modèle réduit d'un anneau de voussoir compressible. Cette modélisation numérique a nécessité « l'intégration » du modèle rhéologique Coqcéram dans le code aux éléments finis CLEO.

Après cette validation la modélisation a été appliquée à deux type anneaux de voussoirs en vraie grandeur mis en place dans le laboratoire souterrain Meuse/Haute Marne. La première modélisation a porté sur un anneau en voussoirs classique sans matériau compressible mis en place immédiatement après l'excavation. Cette modélisation montre une distribution des contraintes sur l'anneau très anisotrope associée à une augmentation continue des contraintes. En revanche, la modélisation réalisée avec des voussoirs compressibles montre une distribution des contraintes beaucoup plus faible que pour les voussoirs classiques mais surtout plus uniforme.

Title : Contribution to the study of compressible supports for underground structures. Validation of the SC2D rheological model for COx claystone and construction of a Coqceram rheological model for the compressible material.

Keywords : Callovo-Oxfordian claystone, compressible supports, rheological model SC2D (Swelling Creep Diagenesis Damage), rheological model Coqceram, anisotropic convergence

Abstract : The studies presented in this manuscript are part of Andra's CIGEO project concerning the construction and development of a new tunnel support for the gallery of the radioactive waste repository. The structure is located at a depth of approximately 500m at the site Meuse/Haute-Marne at Bure.

The first part of this work concerns the establishment of a rheological model of Callovo-Oxfordian claystone named SC2D (Swelling Creep Diagenesis Damage). Traditionally, the calibration of rheological models for clay materials is based on laboratory tests from core samples. These samples are damaged by the hydromechanical discharge during sampling. This damage cannot be repaired by reconsolidation under in situ stress. This damage durably alters the hydromechanical characteristics of the claystone and generate new elasto-plastic mechanisms that do not exist on in situ claystone. The originality of the work in this first phase concerns the validation of the SC2D model of Callovo-Oxfordian healthy claystone from the simulation of the laboratory tests on core samples taking into account the whole loading history since the sampling until rupture. Then, the SC2D model "integrated" in the CLEO code is applied to the numerical simulations of the tunnel excavations of the Bure underground laboratory.

The second part of the thesis concerns the participation in the qualification and the implementation of Andra (patent Andra and CMC) of a new compressible support allowing to absorb the anisotropic convergences of the tunnels excavated in the Callovo-Oxfordian claystone. This is a new support by segmental ring. Each segment is a sandwich comprising:

- The reinforced concrete stiff lining.
- The compressible material surmounting the stiff lining.

The manufacture of compressible segments requires the addition of slurry (cement doped with sand) for the holding of this compressible layer. This compressible support had to meet mechanical requirements defined by Andra. The tests presented in this thesis concern the analysis of consolidation tests carried out at EGC concerning the mechanical characterization at the level of the compressible layer. Different variables were studied, as well as tests of uniform loading on model reduced of the segmental ring. These tests will be presented and commented.

A rheological model is established for the compressible material based on the Ganta Gravel model named Coqceram. The mechanical parameters of the Coqceram model are obtained from consolidation tests.

The validation of the Coqceram model is carried out by comparing numerical simulations with model tests of a segmental ring. This numerical modeling required the "integration" of the Coqceram rheological model into the CLEO finite element code.

After this validation, the modeling has been applied to two types of real size segmental rings set up in the Meuse/Haute-Marne underground laboratory. The first modeling focused on a classic segmental ring without compressible material set up immediately after excavation. This modeling shows a very anisotropic ring stress distribution associated with a continual increase of the stresses. On the other hand, the modeling carried out with compressible segments shows a stress distribution much lower than the classic segment, especially more uniform.