

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉTUDE EXPÉRIMENTALE DE L'INFLUENCE DE L'ENDOMMAGEMENT SUR
LES MESURES DE CONTRAINTES AU DOORSTOPPER MODIFIÉ

FATIMA EL MADANI
DÉPARTEMENT DES GÉNIES CIVIL,
GÉOLOGIQUE ET DES MINES
ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

MÉMOIRE PRÉSENTÉ EN VUE DE L'OBTENTION
DU DIPLÔME DE MAÎTRISE ÈS SCIENCES APPLIQUÉES
(GÉNIE CIVIL)
AVRIL 2004



National Library
of Canada

Bibliothèque nationale
du Canada

Acquisitions and
Bibliographic Services

Acquisitions et
services bibliographiques

395 Wellington Street
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

395, rue Wellington
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

Your file Votre référence

ISBN: 0-612-91939-0

Our file Notre référence

ISBN: 0-612-91939-0

The author has granted a non-exclusive licence allowing the National Library of Canada to reproduce, loan, distribute or sell copies of this thesis in microform, paper or electronic formats.

L'auteur a accordé une licence non exclusive permettant à la Bibliothèque nationale du Canada de reproduire, prêter, distribuer ou vendre des copies de cette thèse sous la forme de microfiche/film, de reproduction sur papier ou sur format électronique.

The author retains ownership of the copyright in this thesis. Neither the thesis nor substantial extracts from it may be printed or otherwise reproduced without the author's permission.

L'auteur conserve la propriété du droit d'auteur qui protège cette thèse. Ni la thèse ni des extraits substantiels de celle-ci ne doivent être imprimés ou autrement reproduits sans son autorisation.

In compliance with the Canadian Privacy Act some supporting forms may have been removed from this dissertation.

Conformément à la loi canadienne sur la protection de la vie privée, quelques formulaires secondaires ont été enlevés de ce manuscrit.

While these forms may be included in the document page count, their removal does not represent any loss of content from the dissertation.

Bien que ces formulaires aient inclus dans la pagination, il n'y aura aucun contenu manquant.

Canada

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire intitulé :

ÉTUDE EXPÉRIMENTALE DE L'INFLUENCE DE L'ENDOMMAGEMENT SUR
LES MESURES DE CONTRAINTES AU DOORSTOPPER MODIFIÉ

Présenté par : EL MADANI Fatima

En vue de l'obtention du diplôme de : Maîtrise ès sciences appliquées

a été dûment accepté par le jury d'examen constitué de :

M. SIMON Richard, Ph.D., président

Mme LEITE Maria Helena, Ph.D., membre et directrice de recherche

M. GILL Denis E, Ph.D., membre

REMERCIEMENTS

Je tiens, tout d'abord, à exprimer ma reconnaissance envers ma directrice de recherche, Mme Maria Helena Leite, pour sa grande générosité, son sens du devoir et son écoute. Ses conseils judicieux et sa rigueur ont grandement contribué à l'accomplissement de ce travail.

Grand merci aussi à Mr Robert Corthésy, dont l'encadrement et les conseils ont été précieux pour l'avancement du projet.

Aussi, un merci sincère à Mr André Ducharme qui a fait preuve d'ingéniosité pour réaliser les essais au laboratoire et qui m'a encouragé tout le long de mon parcours.

Enfin, une pensée spéciale à ma famille et à mes amis qui m'ont toujours exprimé leur confiance et leurs encouragements.

RÉSUMÉ

La connaissance de l'état de contraintes in situ est essentielle au dimensionnement de structures impliquant des massifs rocheux étant donné que le comportement de telles structures est conditionné, entre autres, par l'état de contraintes in situ préalable à leur implantation. À part quelques cas relativement simples plutôt rares, les contraintes in situ ne peuvent pas être estimées à partir de modèles analytiques et leur détermination passe, bien souvent, par leur mesure in situ.

Les besoins grandissants d'exploitation de ressources naturelles à de grandes profondeurs ainsi que le besoin de construire dans des terrains très déformables et peu résistants demandent le développement de techniques de mesures adaptées à un tel contexte. Parmi les méthodes de mesures de contraintes ayant fait leurs preuves, la méthode du doorstopper modifié, qui présente plusieurs avantages par rapport à d'autres méthodes, a été récemment adaptée aux mesures profondes. La méthode d'interprétation de mesures avec la technique du doorstopper modifié la plus complète est basée sur un comportement élastique, pas nécessairement linéaire et isotrope. Or, dans le cas où des déformations plastiques sont susceptibles de se produire pendant le relâchement des contraintes, la validité d'une méthode d'interprétation basée sur l'hypothèse d'un comportement élastique doit être évaluée.

Le présent projet est une étude de l'effet de l'endommagement en fond de trou sur les courbes de récupération obtenues suite au relâchement de contraintes

lors de mesures avec le doorstopper modifié et de l'erreur introduite par cet endommagement sur le calcul des contraintes. La méthodologie suivie implique le développement d'un matériau synthétique pour lequel des mesures de contraintes ont été réalisées au laboratoire sous des valeurs de contraintes appliquées pouvant causer de l'endommagement en fond de trou pendant le forage. Des analyses numériques ont été réalisées afin de valider le modèle physique et de mieux comprendre l'évolution des déformations plastiques pendant le relâchement des contraintes. Finalement, les contraintes calculées sont comparées aux contraintes appliquées.

Le projet a permis d'établir que l'endommagement affecte le pic des courbes de récupération mais pas les déformations récupérées. La méthode de calcul des contraintes basée sur un comportement élastique mène à des erreurs acceptables malgré la rupture en fond de trou, si aucune hypothèse ne doit être faite quant à la grandeur de la contrainte parallèle à l'axe du forage. Par contre, si la grandeur de cette composante n'est pas connue et que la méthode RPR, basée sur un comportement élastique du matériau, est utilisée pour le calcul des contraintes, des erreurs importantes sont observées.

ABSTRACT

The knowledge of the state of in situ stresses is essential for dimensioning structures in rock masses since their behaviour is conditioned, amongst other things, by the state of stresses prior to their excavation. Besides some rare and relatively simple cases, the in situ stresses cannot be estimated from analytical models and their estimation requires their in situ measurement.

The growing need for natural resources located at great depths as well as the need to build in deformable and weak ground requires the development of measurement techniques adapted to such a context. Among the stress measurement methods proven reliable, the modified doorstopper, which has several advantages compared to other methods, was recently adapted for measurements at great depth. The modified doorstopper interpretation model assumes an elastic behaviour which does not require to be linear nor isotropic. However, if plastic deformations are likely to occur during the stress relaxation, the validity of the interpretation method based on the assumption of an elastic behaviour must be evaluated.

This project studies the effect of damage in the bottom of the borehole where the measurement is conducted, on the strain recovery curves obtained following the stresses relaxation at this location and aims at estimating the error introduced by this damage on the calculated stresses. The methodology involved the elaboration of a synthetic material used in physical models on which stress measurements were carried out in the laboratory under applied pressure values which could cause damage in the measurement zone prior to,

or during the stress relief drilling. Numerical analyses were carried out in order to validate these physical models and to better understand the influence of plastic strains during the stress relaxation process. Finally, the calculated stresses are compared with the applied pressures.

The project allowed to confirm that under the testing conditions, the damage affects certain sections of the strain recovery curves (peak values), but not the recovered strains. A correct estimation of the applied stresses is possible with acceptable errors in spite of localized failure at the borehole bottom and on the recovered core when the applied axial stress (parallel to the borehole axis) is known. If this stress has to be estimated from the shape of the strain recovery curve including the peak strain value, the error becomes more important.

TABLE DES MATIÈRES

REMERCIEMENTS	IV
RÉSUMÉ	V
ABSTRACT	VII
TABLE DES MATIÈRES	IX
LISTE DES FIGURES	XII
LISTE DES TABLEAUX.....	XV
LISTE DES ABRÉVIATIONS ET SYMBOLES.....	XVI
LISTE DES ABRÉVIATIONS ET SYMBOLES.....	XVI
LISTE DES ANNEXES	XIX
CHAPITRE 1 INTRODUCTION	1
1.1 Mise en situation	1
1.2 Objectif du projet	3
1.3 Méthodologie adoptée	3
1.4 Contenu du mémoire	5

CHAPITRE 2 REVUE DE LA LITTÉRATURE.....	6
2.1 Préambule	6
2.2 Catégories de techniques de mesure de contraintes	6
2.2.1 Technique basée sur le principe du rétablissement (vérin plat)	7
2.2.2 Techniques basées sur le principe de la fracturation	8
2.2.3 Techniques basées sur le principe de récupération.....	19
2.3 Technique du "doorstopper modifié"	22
2.3.1 Mise en oeuvre de la technique	22
2.3.2 Interprétation des résultats	26
CHAPITRE 3 MÉTHODOLOGIE	35
3.1 Recherche d'un matériau synthétique	36
3.1.1 Matériaux testés	37
3.1.2 Les propriétés du mélange retenu	44
3.2 Simulation expérimentale de mesures de contraintes au doorstopper modifié.....	49
3.2.1 Montage expérimental	50
3.2.2 Déroulement des essais	53
3.2.3 Détermination des paramètres de déformabilité à partir de la carotte récupérée.....	54
3.2.4 Détermination des paramètres de déformabilité à partir des courbes de mise en charge des cylindres avant le relâchement des contraintes	57
3.3 Simulations numériques de mesures de contraintes au doorstopper modifié.....	62
3.4 Calcul des contraintes	69

CHAPITRE 4 RESULTATS	71
4.1 Propriétés mécaniques du mélange à l'Hydrocal White retenu	71
4.2 Simulation expérimentale des mesures au doorstopper modifié	80
4.2.1 Courbes de mises en charge et de récupération	80
4.2.2 Paramètres de déformabilité obtenus à partir des carottes récupérées.....	90
4.2.3 Paramètres de déformabilité obtenus à partir des déformations en fond de trou avant relâchement des contraintes	98
4.3 Calcul des contraintes	104
4.4 Simulations numériques	107
CHAPITRE 5 ANALYSES DES RÉSULTATS	114
5.1 Essais de chargement biaxial et essais de compression diamétrale	114
5.2 Courbes de récupération	115
5.3 Contraintes calculées	116
5.4 Simulations numériques	119
CHAPITRE 6 CONCLUSIONS ET RECOMMANDATIONS	121
CHAPITRE 7 LISTE DE RÉFÉRENCES	124
ANNEXES	132

LISTE DES FIGURES

Figure 2-1: Technique de la fracturation hydraulique (tirée de Fairhurst, 2003)	9
Figure 2-2: Phénomène du " Borehole breakouts " (tirée de Martin et Lanyon, 2003)	14
Figure 2-3: Phénomène du "disking" (tirée de Obert, 1962)	16
Figure 2-4: "Ensemble doorstopper modifié-MAI" (tirée de Leite et al, 1996a)	24
Figure 2-5: Définition du RPR sur la courbe de récupération (tirée de Leite et Corthésy, 2001)	29
Figure 2-6: Relations RPR-SR en fonction du coefficient de Poisson (tirée de Leite et Corthésy, 2001).....	30
Figure 3-1: Relation entre la quantité du Dry Stone dans les mélanges et la résistance en compression uniaxiale.	39
Figure 3-2: Essai de fluage sur l'échantillon DS7.....	41
Figure 3-3: Temps de cure d'un échantillon avec le mélange retenu.....	48
Figure 3-4 Schéma du montage expérimental avec le doorstopper modifié. ...	52
Figure 3-5: Montage de l'essai biaxial isotrope (tirée de corthésy et al, 1993c).....	56
Figure 3-6: Schéma de l'essai de compression diamétrale(tirée de corthésy et al, 1997b).	57
Figure 3-7: Grille de modélisation utilisée dans les analyses avec FLAC	64
Figure 4-1 : Compression triaxiale sur des échantillons (HW125 à 130) à 33 % d'HW	76
Figure 4-2 : Compression triaxiale sur des échantillons (HW131 à 135) à 33 % d'HW	76
Figure 4-3 : Compression triaxiale sur des échantillons (HW137 à 148) à 33 % d'HW	77

Figure 4-4: Diagramme p-q à la rupture (Mélange HW=33%).....	78
Figure 4-16: Régression linéaire sur chargement biaxial (essai 38)	91
Figure 4-17: Régression linéaire sur chargement biaxial (essai 316)	91
Figure 4-18: Régression linéaire sur chargement biaxial (essai 414)	92
Figure 4-19: Régression linéaire sur chargement biaxial (essai 418)	92
Figure 4-20: Relations contrainte-déformation lors d'un essai de compression diamétrale (essai 38)	93
Figure 4-21: Relation déformation majeure-déformation mineure (essai 38) ...	93
Figure 4-22: Relation contrainte-déformation lors d'un essai de compression diamétrale (essai 316)	94
Figure 4-23: Relation déformation majeure-déformation mineure (essai 316) .	94
Figure 4-24: Relation contrainte-déformation lors d'un essai de compression diamétrale (essai 414)	95
Figure 4-25: Relation déformation majeure-déformation mineure (essai 414) .	95
Figure 4-26: Courbe de chargement axiale (essai 38)	98
Figure 4-27: Courbe de chargement radial (essai 38).....	99
Figure 4-28: Courbe de chargement axial (essai 316)	99
Figure 4-29: Courbe de chargement radial (essai 316).....	100
Figure 4-30: Courbe de chargement axial (essai 414)	100
Figure 4-31: Courbe de chargement radial (essai 414).....	101
Figure 4-32: Courbe de chargement axial (essai 418)	101
Figure 4-33: Courbe de chargement radial (essai 418).....	102
Figure 4-34: Courbe de chargement axial (essai 523)	102
Figure 4-35: Courbe de chargement radial (essai 523).....	103
Figure 4-36: Courbes de récupération obtenues de l'analyse numérique (essai 38)	108
Figure 4-37: Courbes de récupération obtenues de l'analyse numérique (essai 316)	109

Figure 4-38: Courbes de récupération obtenues de l'analyse numérique (essai 414)	109
Figure 4-39: Courbes de récupération obtenues de l'analyse numérique (essai 418)	110
Figure 4-40: Courbes de récupération obtenues de l'analyse numérique (essai 523)	110
Figure 4-41: Rupture en tension progressive en fond de trou de forage lors des simulations numériques.....	113

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 3-1: : Variation de la résistance C_0 selon la méthode de cure.....	40
Tableau 3-2: Variabilité de la résistance en compression uniaxiale en fonction de la proportion de DS.....	42
Tableau 3-3: Non uniformité des résultats des échantillons provenant d'un même cylindre.....	43
Tableau 3-4: Corrélation entre les contraintes calculées par Flac et celles utilisant les facteurs de concentration de Rahn.....	62
Tableau 3-5 : Paramètres introduits dans les modèles numériques (ss)	68
Tableau 4-2: Contraintes appliquées pendant les essais.....	81
Tableau 4-3: Comparaison des déformations récupérées par relâchement des contraintes avec les déformations en fond de trou après l'application des contraintes (avant le relâchement).	85
Tableau 4-4: Paramètres de déformabilité pour les cinq essais	97
Tableau 4-5: Paramètres de déformabilité avant le relâchement des contraintes	103
Tableau 4-6: Tableau comparatif de E et ν de l'échantillon déterminés avant et après le prolongement du forage.	104
Tableau 4-7: Comparaison entre contraintes appliquées et calculées avec les valeurs de $SR_{\text{appliqué}}$	106
Tableau 4-8: Comparaison entre contraintes appliquées et calculées avec les SR_{RPR}	107
Tableau 4-9: Comparaison des déformations obtenues à partir des courbes de récupération des essais et des modèles numériques.....	111

LISTE DES ABRÉVIATIONS ET SYMBOLES

CSIR :	Council for Scientific and Industrial Research (South Africa)
D_p :	Invariant de déformations au pic
D_r :	Invariant de déformations récupérées
DS :	Dry Stone
DDGS :	"Deep Doorstopper Gauge System"
ÉACL :	Énergie Atomique du Canada Limitée
E :	Module de Young
EPS_1	Déformation majeure enregistrée lors des essais
EPS_3	biaxiaux
	Déformation mineure enregistrée lors des essais
	biaxiaux
E_1 :	Module de Young dans le plan d'isotropie
E_2 :	Module de Young dans la direction normale au plan d'isotropie
Élastique E_{avant} :	Modèle élastique utilisant le module de Young du matériau après le carottage du 1er trou
Élastique $E_{après}$:	Modèle élastique utilisant le module de Young du matériau après le prolongement du forage

G :	Module de cisaillement
G_2 :	Module de cisaillement dans la direction normale au plan d'isotropie
H1, H2,H3,H4:	Facteurs de concentration de contraintes en fond de trou
HW :	Hydrocal White
Invariant1 :	Invariant de déformation égale à la somme de ε_0 et ε_{90}
Invariant2 :	Invariant de déformation égale à la somme de ε_{45} et ε_{135}
J0,J45,J90,J135 :	Jauges du "doorstopper"
K :	Module de compressibilité
LRS :	Laboratoire de Recherche Souterrain
MAI :	Module d'Acquisition Intelligent
Microdéf	Microdéformations
RPR :	"Recovered to Peak Ratio", Rapport des invariants moyens de déformations récupérées sur ceux au pic définis sur la courbe des déformations récupérées
ss :	Modèle Strain-Softening
SR :	"Stress Ratio", Ratio de la contrainte in situ parallèle à l'axe du forage sur la moyenne des contraintes perpendiculaires à celui-ci.
$SR_{\text{appliqué}}$:	SR calculé avec les contraintes réellement appliquées.
SR_{RPR} :	SR tiré des courbes des RPR pour les cinq essais avec

	le doorstopper
USBM :	"United States Bureau of Mines"
$\varepsilon_0, \varepsilon_{90}, \varepsilon_{45}, \varepsilon_{135}$:	Déformations suivant les axes des jauges.
ε_{pic} :	Déformation correspondant au pic de la courbe de récupération
$\varepsilon_{récupérée}$:	Déformation correspondant au plateau de la courbe de récupération
γ :	Poids volumique moyen de l'échantillon
ρ_w :	Masse volumique de l'eau
ν :	Coefficient de Poisson.
ν_1 :	Coefficient de Poisson dans le plan d'isotropie
ν_2 :	Coefficient de Poisson dans la direction normale au plan d'isotropie
σ :	Contrainte
$\overline{\sigma_x}, \overline{\sigma_y}, \overline{\tau_{xy}}$:	Sont les composantes de contraintes au fond du trou,
$\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$ et τ_{xy} :	Contraintes in situ

LISTE DES ANNEXES

Annexe A : Résultats avec le Dry Stone.....	133
Annexe B : Montage avec le doorstopper modifié.....	141
Annexe C : Exemple d'un fichier de commandes de FLAC.....	148
Annexe D : Détermination de la porosité.....	153
Annexe E: Résultats du mélange Hydrocal White autres que celui retenu 33%.....	155

CHAPITRE 1

INTRODUCTION

1.1 Mise en situation

La détermination des caractéristiques des contraintes in situ est indispensable pour optimiser la grandeur, la géométrie et l'orientation des excavations souterraines et éventuellement faire le suivi de ces ouvrages après leur réalisation.

Conscients de l'importance des mesures des contraintes in-situ, les chercheurs ont mis sur le marché plusieurs méthodes de mesure. Il est donc important de savoir choisir parmi ces techniques celles qui répondent le mieux aux besoins spécifiques d'un projet donné. Toutefois, il faut insister sur le fait que ces méthodes doivent garantir des résultats fiables, un coût modéré et des modèles d'interprétation qui leur sont associées cohérents.

En mécanique des roches, il y a un besoin de développer des techniques de mesure en situation de contraintes in-situ élevées. D'une part, les zones qui ont un intérêt pour le stockage de déchets nucléaires ont présenté des niveaux de contraintes in situ élevées même à de faibles profondeurs, ce phénomène étant vraisemblablement lié à la bonne qualité du massif rocheux.

D'autre part, l'avenir des mines passe par l'exploitation de gisements de plus en plus profonds où des niveaux de contraintes élevées sont susceptibles de se présenter.

Comme on le verra dans la revue de la littérature, peu de techniques de mesure de contraintes sont fiables pour l'estimation des contraintes dans les zones où elles sont élevées par rapport à la résistance de la roche. Toutefois, une technique semble présenter un potentiel intéressant dans ce contexte. Il s'agit de la technique du "doorstopper modifié".

La méthode du "Deep Doorstopper Gauge System" (DDGS) développée conjointement entre l'École Polytechnique de Montréal et Énergie atomique du Canada Limitée (ÉACL), basée sur la technique du doorstopper modifié, a été utilisée avec un relatif succès dans un contexte de haut niveau de contraintes (Thompson et al., 1997). Elle s'est montrée beaucoup moins sensible au phénomène de "disking" que les autres méthodes testées dans le même contexte et a présenté beaucoup d'avantages, comme on le verra dans la revue de la littérature. Lors de cette campagne, les mesures avec la cellule "DDGS" ont été faites dans des trous de forage sub-verticaux uniquement et la composante de la contrainte parallèle au trou de forage a dû être estimée, entre autres, par la méthode RPR, qui sera définie plus tard. Cependant, comme la méthode RPR est basée sur l'allure de la courbe de récupération et sur un comportement élastique du matériau, elle ne peut être utilisée que si la forme de ces courbes est de bonne qualité. En effet, ces courbes de récupération peuvent être utilisées pour évaluer la qualité des mesures, puisque les problèmes qui peuvent survenir lors du prolongement du forage,

peuvent être détectés sur ces courbes (exemple le décollement du doorstopper, les instabilités électriques des jauges, etc).

L'interprétation des résultats obtenus lors des campagnes de mesure avec le doorstopper modifié suppose que les matériaux ont un comportement élastique. Le présent projet étudie l'effet de l'endommagement sur les courbes de récupération et sur le calcul des contraintes.

1.2 Objectif du projet

Le but de cette étude est la simulation au laboratoire des mesures de contraintes au "doorstopper modifié", dans des situations où une rupture est atteinte en fond de trou avant et/ou pendant le relâchement des contraintes par prolongation du forage dans lequel le doorstopper modifié est installé, afin de vérifier l'influence de cette rupture sur les courbes de récupération observées et sur le calcul des contraintes.

1.3 Méthodologie adoptée

Pour atteindre l'objectif de ce projet, la méthodologie adoptée comporte les étapes suivantes :

Étape 1

Réalisation d'essais de caractérisation du comportement des matériaux étudiés, plus précisément, des essais de compression uniaxiale, triaxiale et diamétrale. Une série d'essais de compression uniaxiale, triaxiale et diamétrale ont été menés au laboratoire de mécanique des roches de l'École Polytechnique de Montréal, afin de déterminer les propriétés mécaniques de plusieurs matériaux synthétiques.

Puisque les équipements de laboratoire disponibles n'ont pas la capacité d'amener la roche à la rupture lors des simulations, la première étape du projet a consisté à rechercher un matériau synthétique susceptible d'atteindre la rupture à des niveaux de contraintes relativement faibles. De plus, ce matériau doit présenter un comportement élastique linéaire jusqu'à la rupture. D'autre part, la répétitivité des résultats et la disponibilité des produits étaient d'autres incitatifs à l'utilisation des matériaux synthétiques.

Ainsi, d'une façon pratique, un total de 219 essais incluant des essais de compression uniaxiale, triaxiale et diamétrale ont été réalisés. D'autres essais ont été menés sur certains échantillons, à savoir des tests de fluage et des chargements cycliques.

Étape 2

Mise au point d'un montage expérimental permettant de reproduire des mesures de contraintes par la méthode de doorstopper modifié et réalisation d'essais sous différents états de contraintes appliquées. Plus particulièrement,

on a cherché à appliquer des contraintes provoquant la rupture sous le doorstopper modifié pendant le relâchement de contraintes par prolongement de forage.

Étape 3

Réalisation d'analyses numériques préliminaires servant à valider le montage expérimental et à cibler des propriétés pour le matériau synthétique qui assureraient la rupture en fond de trou pendant la saignée sous des états de contraintes que l'équipement disponible pouvait appliquer.

Étape 4

Calcul des contraintes et leur comparaison à celles appliquées sur le modèle physique.

1.4 Contenu du mémoire

Après cette introduction, le chapitre 2 présente un aperçu des méthodes de mesure de contraintes utilisées dans le contexte minier québécois, et spécifiquement les méthodes qui trouvent leurs applications dans un milieu à contraintes élevées. Le chapitre 3 montre en détail la méthodologie suivie pendant cette étude. Les résultats obtenus sont présentés au chapitre 4, et analysés au chapitre 5. Le chapitre 6 présente les conclusions tirées du présent projet ainsi que des recommandations pour des futurs travaux.

CHAPITRE 2

REVUE DE LA LITTÉRATURE

2.1 Préambule

L'objectif de cette revue n'est pas de couvrir de façon exhaustive toutes les techniques de mesure de contraintes existantes, mais de mettre en lumière pour des catégories de techniques de mesure, les avantages et inconvénients de chacune d'elles dans un contexte de contraintes élevées par rapport à la résistance du matériau.

D'autre part, comme les techniques de mesure les plus susceptibles d'être efficaces là où les contraintes sont élevées requiert des opérations de forage, nous ferons une brève revue des mécanismes de rupture pouvant se produire pendant le forage.

2.2 Catégories de techniques de mesure de contraintes

On retrouve dans la littérature, plusieurs revues des méthodes de mesure des contraintes (Fairhurst, 2003; Ljunggren et al., 2003), dont une assez récente et exhaustive par Amadei et Stephansson (1997). Les techniques de mesures peuvent être regroupées en trois catégories, dépendamment du principe de base utilisé. On distingue ainsi:

- les techniques basées sur le principe de rétablissement (totalement ou en partie);
- les techniques basées sur le principe de la fracturation;
- les techniques basées sur le principe de la récupération.

2.2.1 Technique basée sur le principe du rétablissement (vérin plat)

Le principe de cette technique est le suivant: après avoir identifié l'orientation du plan principal suivant lequel on veut mesurer l'intensité de la contrainte, on place des repères suivant une même normale, de part et d'autre de ce plan. On note leurs positions initiales, ensuite, on creuse une niche ou saignée de dimension appropriée, dans laquelle, on vient placer le vérin plat. Les repères sont ramenés à leur position initiale par l'application d'une pression sur la paroi de la saignée à l'aide du vérin plat. La pression nécessaire pour rétablir la position initiale des repères est supposée être égale à la contrainte agissant normalement à la saignée.

La principale limitation de cette technique réside dans le fait que, les mesures doivent être menées sur la paroi d'une excavation, dans une région où on note un maximum de concentrations de contraintes autour de l'excavation. C'est cette région qui est la plus susceptible de développer des déformations plastiques. Il semble donc probable qu'il y aurait de l'hystérèse entre le chargement et le déchargement, autrement dit, la pression nécessaire pour ramener les repères à leur place n'est pas nécessairement équivalente aux contraintes soulagées par la saignée (Fairhurst, 2003).

Cette technique est avantageuse pour des mesures de contraintes à la paroi des excavations. Par contre, elle ne présente pas d'intérêt pour des mesures de contraintes élevées, elle nécessite la connaissance préalable des contraintes principales et ne permet pas la mesure des contraintes en tension.

Elle suppose l'absence d'hystérèse et l'application d'une pression uniforme par le vérin plat (Tincelin, 1952). Le plan du vérin doit coïncider avec un des plans principaux, puisque cet instrument ne tient pas compte du cisaillement (Corthésy et al, 1993a).

Économiquement, les techniques basées sur le principe de rétablissement, ne présentent pas plus d'avantages que les autres techniques, elles sont même, plus coûteuses comparées aux techniques basées sur le principe de récupération.

2.2.2 Techniques basées sur le principe de la fracturation

Le principe consiste à mener une portion du massif rocheux à la rupture et essayer par la suite, de retrouver la ou les contraintes qui ont entraîné celle-ci, connaissant la résistance du massif.

Fracturation hydraulique

Le principe consiste à appliquer une pression de fluide, dans une section du forage délimitée par des obturateurs ("Packers"). La pression est augmentée jusqu'à la création d'une fracture, dont l'orientation est parallèle à la contrainte principale majeure. L'application de cette pression génère des contraintes de tension dans la paroi du forage. Quand cette contrainte en tension dépasse celles en compression induites autour du forage par les contraintes in-situ et atteint la résistance de la roche, une fracture se développe alors en choisissant le trajet qui requiert le moins d'énergie (Fairhurst, 2003) (figure 2.1).

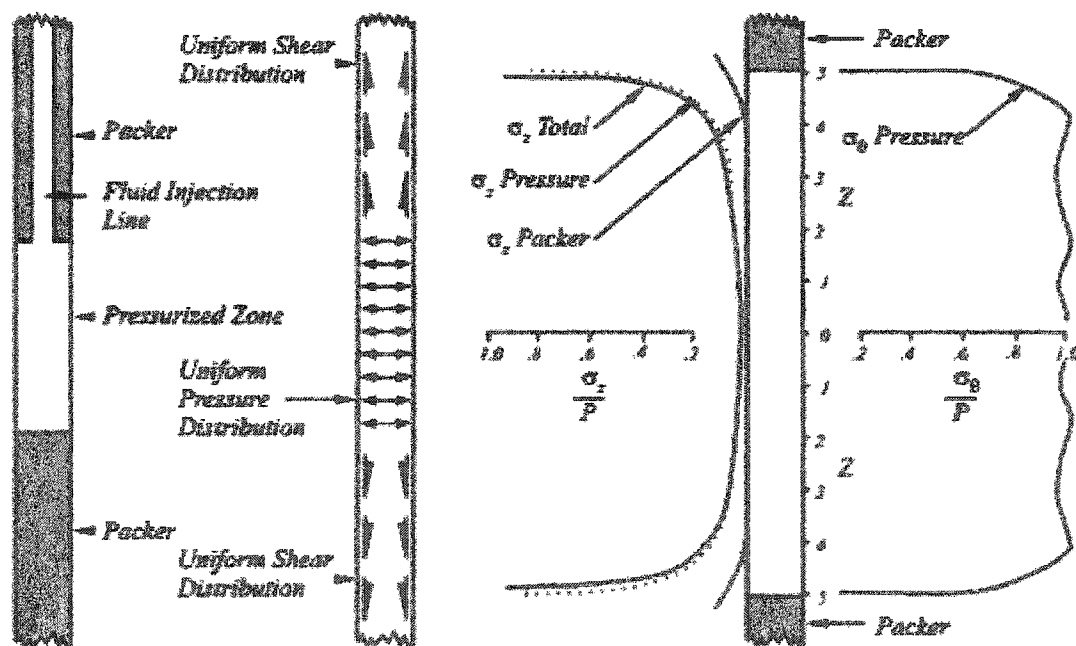


Figure 2-1: Technique de la fracturation hydraulique (tirée de Fairhurst, 2003)

Dans le cas d'un matériau élastique linéaire et si on suppose que la contrainte verticale σ_v est une contrainte principale parallèle à l'axe du forage et qu'elle est supérieure à la contrainte principale horizontale σ_H , nous avons, à la rupture et à partir de l'équation de Kirsch, pour des concentrations de contraintes autour d'un trou circulaire selon Fairhurst (2003) :

$$P_b = 3\sigma_h + \sigma_H + T_0 - P_0 \quad (2.1)$$

où

P_b est la pression appliquée au moment où la fracture se produit;

σ_h est la contrainte horizontale mineure;

σ_H est la contrainte horizontale majeure;

T_0 est la résistance en tension de la roche à l'échelle de l'essai;

P_0 est la pression ambiante des pores.

$$\sigma_h = P_f \quad (2.2)$$

où

P_f est la pression de fermeture, requise pour maintenir ouverte la fracture après la rupture.

L'équation (2.1) n'est toutefois pas valable en présence d'une fracture, puisqu'elle a été établie pour une géométrie simple (trou cylindrique à section droite circulaire sans discontinuité) (Corthésy, 2002). Cette équation suppose que la perméabilité de la roche est assez faible pour empêcher l'infiltration du fluide dans les pores (Fairhurst, 2003). Dans des massifs poreux ou perméables, il faut tenir compte des pressions interstitielles qui s'y développent. Il faut alors faire intervenir le concept de contrainte effective de Terzagui (Haimson, 1978; Corthésy, 2002).

Selon Fairhurst (2003), l'interprétation des résultats des essais avec la fracturation hydraulique à partir des effets observés sur les parois du forage peut être erronée car des essais au laboratoire ont montré que les fractures peuvent changer de direction au fur et à mesure qu'elles se propagent à l'intérieur du massif.

Ljunggren et al (2003) nomment aussi les limitations suivantes à la fracturation hydraulique :

- elle requiert des sections de forage libres de fractures et qui doivent avoir au moins quelques mètres de longueur pour que les fractures induites n'interagissent pas avec celles préexistantes;
- elle éprouve des difficultés dans les domaines à haut niveau de contraintes là où le "disking" est susceptible de se produire;
- des caractéristiques géologiques, telles que les plans de foliation des gneiss, peuvent aussi affecter les possibilités de succès, étant donné, qu'elles agissent

comme des plans de faiblesse et donc peuvent contrôler la direction de la fracture générée.

La fracturation hydraulique est largement utilisée pour les mesures des contraintes in-situ à grande profondeur, mais est malgré tout fondée sur des hypothèses et des conditions que l'on ne rencontre pas toujours, telles que:

- la contrainte verticale est la contrainte principale majeure;
- les mesures doivent se faire dans la roche intacte;
- la résistance en tension de la roche peut être déterminée à l'échelle de la mesure et au point de mesure, ce qui peut s'avérer coûteux et problématique, et que cette résistance est isotrope;
- enfin, les campagnes de mesure sont coûteuses et l'équipement requis est considérable.

Au laboratoire de Recherche Souterrain du Manitoba, dans des zones peu profondes où le rapport entre les contraintes horizontales et les contraintes verticales est proche de 1, la fracturation hydraulique a réussi à induire des fractures sub-verticales ce qui a permis d'analyser les résultats avec la méthode conventionnelle. Alors qu'elle a échoué dans l'obtention de fractures verticales, en milieu profond où ce ratio équivaut à 6 pour 1 là où la contrainte verticale n'est pas la contrainte principale majeure (Thompson et Martino, 2000).

De plus, cette méthode s'est trouvée limitée dans son application au laboratoire URL, pour les raisons suivantes:

la présence de microfissures peut affecter les résultats, étant donné que les fluides peuvent s'y loger, ce qui nécessiterait une analyse poro-élastique plutôt qu'une analyse élastique linéaire;

les diamètres du trou inférieurs à 50 mm peuvent affecter les résultats à cause de l'influence individuelle des grains de la roche;

la pression de fracturation peut être surestimée dans des conditions de contraintes fortement anisotropes.

Bris en trou de forage ("Borehole breakouts")

C'est le phénomène de rupture par écaillage des trous de forage. Les caractéristiques de cette rupture dépendent de l'état de contraintes préalable au forage. Ce phénomène se présente dans les zones où les contraintes sont élevées. L'écaillage de la paroi du forage se développe généralement dans une direction perpendiculaire à l'axe du trou et parallèle à la direction de la contrainte principale mineure, donnant ainsi, une forme elliptique ou ovale au trou (figure 2.2).

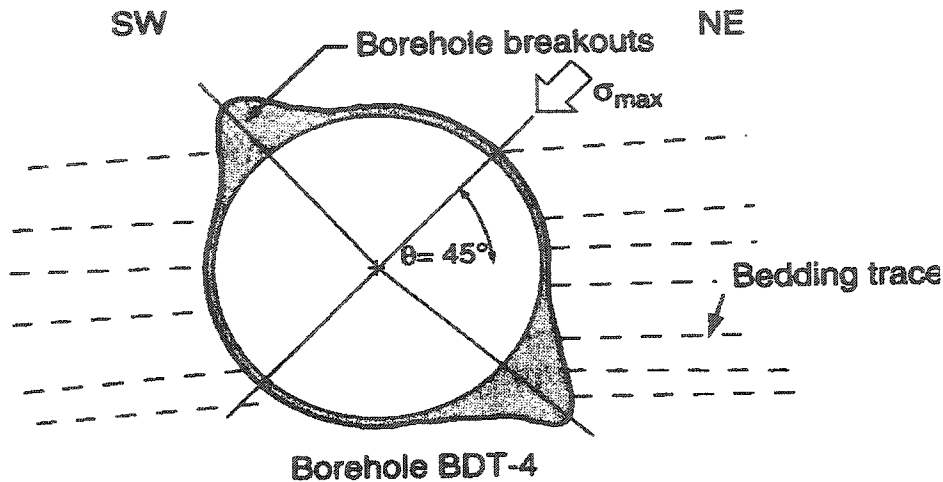


Figure 2-2: Phénomène du " Borehole breakouts " (tirée de Martin et Lanyon, 2003)

Des essais menés en laboratoire par Haimson (1997) montrent que quel que soit le type de roche testée, l'apparence de la rupture par écaillage reste la même, alors que le mécanisme de développement de cette rupture dépend du type de roche.

L'observation d'écaillages asymétriques, de part et d'autre du trou de forage, peut indiquer que l'axe du forage ne coïncide pas avec la direction de l'une des contraintes principales (Read et al, 1995).

Il y a eu beaucoup de tentatives pour utiliser la profondeur et l'étendue de l'écaillage afin d'estimer l'intensité des contraintes dans la roche (Haimson et

Lee, 1995). La forme et la profondeur des écaillages dans un forage vertical, selon ces auteurs, dépendent de l'intensité des contraintes in-situ horizontales majeure et mineure.

L'avantage de cette technique est qu'elle est rapide à utiliser et qu'elle n'a besoin que d'endommagement diamétral dans la paroi du forage pour obtenir de l'information concernant l'orientation du champ des contraintes. Un autre avantage est qu'elle peut révéler des informations valides à des grandes profondeurs.

La majeure limitation de cette méthode est qu'elle n'est utilisée que quand le phénomène d'écaillage existe. L'anisotropie de la roche peut perturber la localisation du phénomène d'écaillage et donc compromettre l'utilité de l'information. Pour utiliser les informations tirées de l'observation du "borehole breakouts", il faut stipuler des hypothèses, telles que, l'une des contraintes principales du tenseur est parallèle à l'axe du forage et que la grandeur de cette contrainte est connue. Pour déterminer la grandeur des contraintes il faut, introduire une loi de comportement, un critère de rupture de même que les valeurs numériques pour les paramètres de cette loi et de ce critère (Corthésy, 2002).

En résumé, cette technique est moins satisfaisante pour la personne qui veut connaître avec précision le tenseur de contraintes, mais peut donner une appréciation qualitative sur le phénomène de rupture.

Phénomène du "disking"

Lorsque des forages sont effectués dans des régions à haut niveau de contraintes, on peut observer dans les carottes récupérées, la formation de fractures ou disques qui se développent normalement par rapport à l'axe du forage; c'est le phénomène du "disking". (figure 2.3)

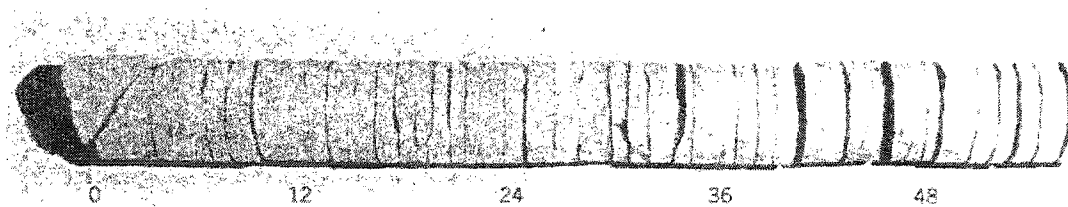


Figure 2-3: Phénomène du "disking" (tirée de Obert, 1962)

Plusieurs auteurs ont essayé d'analyser le mécanisme du "disking". Le pionnier d'entre eux est Obert (1962), qui explique le diskings comme étant le résultat d'un changement dans l'état de contraintes auquel la roche est soumise, comme l'application d'une contrainte compressive élevée, plutôt que le produit du soulagement des carottes de ces contraintes pendant le surcarottage. Selon lui, ce type de rupture peut se produire dans des roches à résistance faible ou élevée et l'espacement des ruptures augmente avec le diamètre de la carotte.

Lors des essais au laboratoire, Jaeger et Cook (1963) ont observé du "disking" à l'application des contraintes radiales à la roche (perpendiculaires à l'axe du

forage). Ils ont trouvé que plus la contrainte horizontale de confinement est grande, plus les disques produits sont minces et que les surfaces des fractures apparaissent non cisailées, suggérant une rupture en tension.

Les observations de Obert et Stephenson (1965) sont sensiblement identiques, cependant, ces auteurs trouvent que la rupture commence à la surface extérieure de la carotte. Le diskings selon eux est initié par, ou il est complètement le résultat, de la contrainte de cisaillement.

Quant à Durelli et al (1968), ils suggèrent que le diskings est initié à l'endroit où la contrainte de cisaillement est maximale en fond du trou de forage. Des tests sur des échantillons de roche sous compression triaxiale, montrent que l'intensité de la contrainte de cisaillement, provoquant le diskings, est apparemment plus grande que la résistance au cisaillement de la roche, ce qui a été déterminé par des essais de compression triaxiale sur des échantillons de roche.

Selon Hast (1979), l'expansion ou formation de la carotte, lors de l'avancement du forage, dépend des forces agissant à la base du tube carottier. Quand la longueur de la carotte est telle que les forces d'expansion dépassent les forces de cisaillement existantes, un disque se détache par fracturation.

Stacey (1992), en se basant sur des modèles numériques axisymétriques par éléments finis, maintient que le diskings est le résultat de déformations en tension qui se développent en fond de trou suite à l'application d'un champ de

contrainte triaxial compressif. Sur ses modèles, il a appliqué une contrainte radiale en compression tout en faisant varier la valeur de la contrainte axiale. Plusieurs longueurs de carottes ont aussi été prises en considération. Il a remarqué que:

- l'application de la contrainte axiale ne réduit pas systématiquement l'expansion des déformations en tension en fond de trou et que la contrainte axiale a très peu d'influence sur la localisation du maximum de cette déformation;
- l'intensité de la déformation en tension et le point où elle est à son maximum sont affectés par la longueur des carottes produites par forage;
- la géométrie du tube carottier a aussi une influence sur la distribution des déformations en tension.

Une étude entreprise par Kaga et al (2003) a utilisé des analyses numériques axisymétriques par éléments finis, pour évaluer la relation entre l'avancement du forage et l'épaisseur des disques et ce pour différents états de contraintes.

Cependant, cette étude ne considère pas certains facteurs, comme la géométrie du tube carottier, l'hétérogénéité mécanique et l'anisotropie de la roche. Selon les auteurs, les contraintes in situ pourraient être évaluées si l'axe du forage est vertical et si la résistance en tension de la roche et les épaisseurs des disques sont connues.

Des études utilisant les caractéristiques du remaniement des carottes pour déduire le champ de contraintes in situ ont été conduites par (Gangaro et al,

1979). Ils faisaient varier le champ de contraintes dans leurs modèles numériques, en postulant l'élasticité linéaire et un critère de rupture Mohr-Coulomb. Mais cette approche pour qu'elle soit rigoureuse, il faut une connaissance parfaite de la loi de comportement, du critère de rupture et des paramètres qui y sont associés.

Le phénomène du "disking" a été utilisé pour estimer les contraintes in situ. Cependant, il ne peut nous en fournir une estimation fiable. Le diskings dépend des propriétés de la roche et du niveau de contrainte, il dépend aussi de la contrainte qui agit dans la direction axiale du forage, par conséquent, le diskings donne seulement une appréciation qualitative sur l'intensité des contraintes naturelles.

2.2.3 Techniques basées sur le principe de récupération

C'est le principe le plus répandu; on distingue les méthodes qui mesurent, suite à des saignées, les variations de :

diamètres de forage;

déformation à la paroi de forage;

déformation en fond de forage.

Les avantages des techniques appartenant à la première catégorie résident dans le fait que la cellule est réutilisable et ne nécessite pas de collage, elles permettent la mesure dans des forages humides ou inondés. Les mesures peuvent se faire à de grandes distances, d'une façon continue en cours de surcarottage. Les paramètres requis dans le modèle de calcul, peuvent être déterminés en rechargeant la carotte récupérée.

Les inconvénients associés à ces méthodes sont l'instabilité possible de la cellule, en raison du mode de fixation, ainsi que la possibilité d'avoir du fluage sous les capteurs dans les roches tendres ou poreuses. La mesure du tenseur de contraintes 3D nécessite trois sondages non parallèles. On peut utiliser un seul sondage, mais dans ce cas là, il faut estimer la contrainte dans le plan perpendiculaire à celui-ci. Ces méthodes se trouvent limitées aussi par le fait, qu'il est nécessaire d'utiliser deux diamètres de taillants, et qu'elles ne peuvent être utilisées que dans les massifs saints. Économiquement, elles sont très coûteuses. La plus connue de ces cellules c'est la cellule du «USBM».

Parmi les techniques qui appartiennent à la deuxième catégorie, il y a la cellule de Leeman (triaxiale ou CSIR) et la cellule du CSIRO qui permettent la mesure des contraintes en trois dimensions à partir d'un seul sondage, diminuant ainsi le coût de l'opération. Toutefois, ces techniques présentent plusieurs limitations, qui sont la longueur minimale du surcarottage de 30 cm, les trous de forages qui doivent être secs, la nécessité d'avoir deux diamètres des taillants et l'impossibilité de récupérer les cellules.

Dans le cas de la cellule de Leeman conventionnelle, la mesure des contraintes en continu, est impossible. La cellule de CSIRO, quand à elle, connaît des problèmes de collage. Le système de compensation thermique est absent dans la cellule de CSIRO, et il est discutable pour la cellule de Leeman (Corthésy et al, 1993a).

La technique du doorstopper qui appartient à la troisième catégorie de techniques, mesurant les déformations en fond de trou, présente un intérêt particulier pour les mesures de contraintes, étant donné qu'elle permet, en principe, de combler les domaines d'application que les autres techniques ne couvrent pas comme les mesures dans des massifs fracturés ou encore dans des massifs à haut niveau de contraintes susceptibles de provoquer le diskings.

En effet, au laboratoire de Recherche Souterrain du Manitoba, les techniques de surcarottage, utilisant la cellule triaxiale "Swedish State Power Board" (Hiltscher et al, 1979 dans Thompson et Martino, 2000) et la technique de "Deep Borehole Deformation Gauge" (Thompson et Martino, 2000), ont été utilisées sans succès à une profondeur de 358 m à partir de la surface, et ce en raison de la fracturation systématique de la roche associée à des contraintes horizontales in situ élevées.

Ces contraintes élevées sont responsables aussi d'un comportement plastique ou anisotropique de la roche résultant de la présence de microfissures et/ou d'un "disking" naissant (Thompson et Martino, 2000).

Il est probable que dans cet état de contrainte élevée, n'importe quelles méthodes de surcarottage échouerait dans sa mission, étant donné qu'elles requièrent des distances de surcarottage d'au moins 30 cm avant relâchement des contraintes, contrairement au doorstopper modifié qui ne requiert qu'une distance d'une fois et demi le rayon du forage pour avoir toute la courbe de récupération (Corthésy et al, 1993a). De plus, du moment qu'une grande partie du coût est reliée aux forages, le doorstopper a un avantage sur les techniques de surcarottage, puisque un seul diamètre de forage est requis pour les mesures est que ce diamètre est plus petit que celui requis pour le surcarottage utilisant les cellules USBM, CSIR ou CSIRO.

2.3 Technique du "doorstopper modifié"

2.3.1 Mise en oeuvre de la technique

La cellule du "doorstopper modifié" est la version améliorée de la cellule du "doorstopper conventionnel" développée par Leeman (1965). Cette cellule, comportant essentiellement quatre jauges à fils résistants, est collée au centre de trou de forage préalablement poli. Les contraintes sont ensuite relâchées par prolongation du forage.

L'un des inconvénients de la cellule du doorstopper conventionnelle est qu'elle ne permet pas les mesures en continue des déformations récupérées. Le besoin d'avoir trois trous de forage, pour obtenir le tenseur de contrainte 3D constitue un autre inconvénient (Leite et al, 1996c).

En plus, contrairement à ce qui est souvent reporté dans la littérature, lorsque utilisée dans un seul trou de forage, la technique conventionnelle, ne permet pas d'estimer le tenseur de contrainte 2D, étant donné que chaque mesure donne trois équations indépendantes à quatre inconnues.

Les modifications apportées à la cellule conventionnelle et qui ont donné naissance au "doorstopper modifié" sont les suivantes (figure 2.4) :

- un thermistor scellé dans une niche usinée à la face de la cellule conventionnelle, permet le suivi de la température lors des mesures;
- l'ajout d'un anneau de plastique autour de la cellule pour accroître l'aire de l'adhésion de la cellule à la roche;
- l'ajout d'un module d'acquisition intelligent (MAI), qui prend en charge la saisie en continu des données lors des mesures des contraintes;
- les composantes électroniques de la cellule sont isolées de l'humidité permettant les mesures dans des trous inondés.

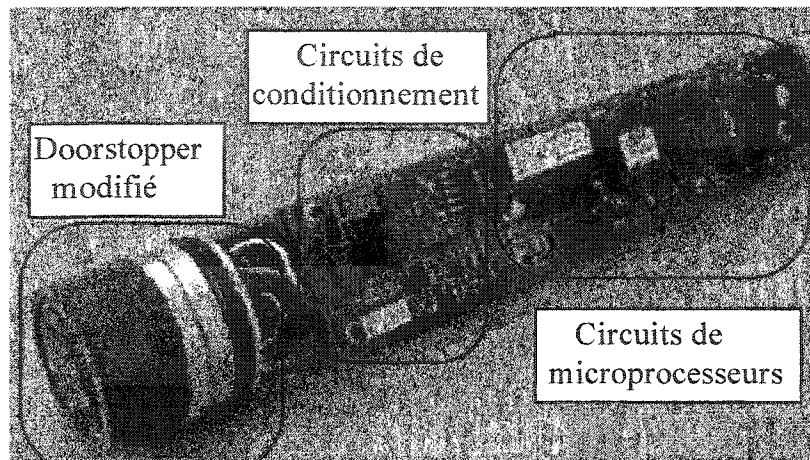


Figure 2-4: "Ensemble doorstopper modifié-MAI" (tirée de Leite et al, 1996a)

Ces modifications ont conféré au doorstopper modifié les avantages suivants:

- il est dorénavant possible de mesurer en continu, les déformations récupérées, grâce aux modifications apportées à la cellule par Gill et al (1987);
- les mesures peuvent se faire dans des trous inondés (Cabot et al, 2000);
- l'intégration d'un thermistor à la base de la cellule, permet de suivre continuellement les variations de la température à l'interface cellule-roche, et de corriger ainsi les courbes de récupération (Corthésy et Gill, 1990);
- le nombre de trous de forage, non parallèles, est réduit de trois à deux grâce à la méthode du RPR (Corthésy et al, 1994). Celle-ci ne nécessite aucune hypothèse préalable quant à la contrainte axiale. Cette méthode permet, de

plus, l'obtention de tenseurs partiels de contraintes dans le plan perpendiculaire à l'axe du forage, à partir d'un seul trou de forage sans hypothèse concernant la contrainte dans cette direction;

- les courbes de récupération peuvent servir comme moyen de diagnostic sur la qualité des mesures. La non concordance entre les invariants constitue un critère de rejet. La concordance demeure toutefois insuffisante pour juger de la qualité des mesures (Gray et Toers, 1974);

- des modèles d'interprétation (Corthésy, 1982; Corthésy et al, 1993b) permettent d'introduire l'anisotropie et la non linéarité de la roche dans la détermination du tenseur de contraintes 3D;

- des mesures en continu, sans l'encombrement d'un câble, peuvent se faire grâce au MAI (Module d'Acquisition Intelligent) qui est programmable et réutilisable (Leite et al, 1996a). Cette technologie a permis aussi le développement d'un capteur pour la détermination des contraintes relatives pour le suivi à long terme de différents ouvrages de génies civil et minier (Corthésy et al, 1997a);

- les effets de la pression hydrostatique sur les facteurs de concentration de contraintes en fond de trou et sur les courbes de récupération ont pu être pris en considération lors de l'interprétation des mesures de contraintes dans des trous profonds et inondés, y compris sur la méthode RPR (Leite et al, 1997);

- la capacité de la cellule à mesurer des petites déformations reliées à de faibles niveaux de contraintes comme celles qui existent dans les structures en béton, grâce à l'exactitude et à la stabilité des lectures faites par le MAI;

- des mesures de contraintes ont été effectuées par Corthésy et al (2000) dans la roche tendre présentant une importante plasticité;

- grâce à la courte longueur nécessaire pour soulager les contraintes, des mesures relativement proches peuvent être effectuées dans des zones à haut niveau de contraintes.

2.3.2 Interprétation des résultats

Dans un système de référence x, y, z , l'axe z étant parallèle à l'axe du forage dans lequel on effectue les mesures, nous avons selon Leeman (1967):

$$\overline{\sigma_x} = H_1 \sigma_x + H_2 \sigma_y + H_3 \sigma_z \quad (2.3)$$

$$\overline{\sigma_y} = H_1 \sigma_x + H_2 \sigma_y + H_3 \sigma_z \quad (2.4)$$

$$\overline{\tau_{xy}} = (H_1 - H_2) \tau_{xy} \quad (2.5)$$

où

$\overline{\sigma_x}, \overline{\sigma_y}, \overline{\tau_{xy}}$ sont les composantes de contraintes au fond du trou;

$\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$ et τ_{xy} sont les composantes des contraintes naturelles;

H_1, H_2 et H_3 sont les facteurs de concentration de contraintes en fond de trou.

Étant donné qu'il n'existe pas de solution analytique pour passer des contraintes au point de mesure aux contraintes naturelles, des modèles physiques et numériques ont été utilisés pour évaluer les facteurs de concentration de contraintes en fond de trou (H_1 , H_2 et H_3). Ces derniers sont définis en fonction du coefficient de Poisson pour un matériau isotrope (Rahn, 1984) :

$$H_1 = 1.32 + 0.8\nu (1+\nu) \quad (2.6)$$

$$H_2 = -0.12 + 0.18\nu (1+2.55\nu) \quad (2.7)$$

$$H_3 = -1.09 (0.33+\nu) \quad (2.8)$$

Les déformations mesurées par chacune des jauges lors de la saignée étant ε_1 , ε_2 , ε_3 et ε_4 , l'état de déformation au fond de trou sous le doorstopper se déduit par méthode des moindres carrés des lectures, en faisant intervenir les relations entre les déformations en un point selon Corthésy (1982):

$$\overline{\varepsilon_x} = (\varepsilon_3 - \varepsilon_2 + \varepsilon_4 + 3\varepsilon_1)/4 \quad (2.9)$$

$$\overline{\varepsilon_y} = (\varepsilon_3 - \varepsilon_1 + \varepsilon_4 + 3\varepsilon_2)/4 \quad (2.10)$$

$$\overline{\gamma_{xy}} = \varepsilon_4 - \varepsilon_3 \quad (2.11)$$

Les relations entre les contraintes et les déformations en un point donnent (loi de Hooke), pour un matériau élastique, linéaire et isotrope:

$$\overline{\varepsilon_x} = \frac{1}{E}(\overline{\sigma_x} - \nu \overline{\sigma_y}) \quad (2.12)$$

$$\overline{\varepsilon_y} = \frac{1}{E}(\overline{\sigma_y} - \nu \overline{\sigma_x}) \quad (2.13)$$

$$\overline{\gamma_{xy}} = \frac{2(1+\nu)}{E} \overline{\tau_{xy}} \quad (2.14)$$

Des équations précédentes on a :

$$\overline{\sigma_x} = \frac{E(\overline{\varepsilon_x} + \nu \overline{\varepsilon_y})}{(1-\nu^2)} \quad (2.15)$$

$$\overline{\sigma_y} = \frac{E(\overline{\varepsilon_y} - \nu \overline{\varepsilon_x})}{(1+\nu^2)} \quad (2.16)$$

En inversant les équations (2.3) à (2.5), on trouve :

$$\overline{\sigma_x} = \frac{H_1 \overline{\sigma_y} - H_2 \overline{\sigma_x} - H_3 (H_1 - H_2) \sigma_z}{H_1^2 - H_2^2} \quad (2.17)$$

$$\overline{\sigma_y} = \frac{H_1 \overline{\sigma_x} - H_2 \overline{\sigma_y} - H_3 (H_1 - H_2) \sigma_z}{H_1^2 - H_2^2} \quad (2.18)$$

$$\overline{\tau_{xy}} = \frac{\overline{\tau_{xy}}}{(H_1 - H_2)} \quad (2.19)$$

Ce système, de 3 équations à 4 inconnues, est indéterminé. Comme cité auparavant, la méthode RPR (Rapport Pic-Récupération) proposée par (Corthésy et al, 1994) fournit une 4^{ème} équation qui, combinée aux trois précédentes, permet la détermination des composantes σ_x , σ_y , σ_z et τ_{xy} . Le paramètre RPR est obtenu de la façon suivante : sur la courbe de récupération (Figure 2.5), on présente l'invariant moyen des contraintes en ordonnée et l'avance du taillant en abscisse. La courbe présente un pic bien marqué D_p , qui est la moyenne des invariants de déformations obtenue pendant le relâchement des contraintes par surcarottage et un plateau D_r qui est la moyenne des invariants de déformations récupérées. Le RPR est le rapport entre les deux.

$$RPR = D_r / D_p \quad (2.20)$$

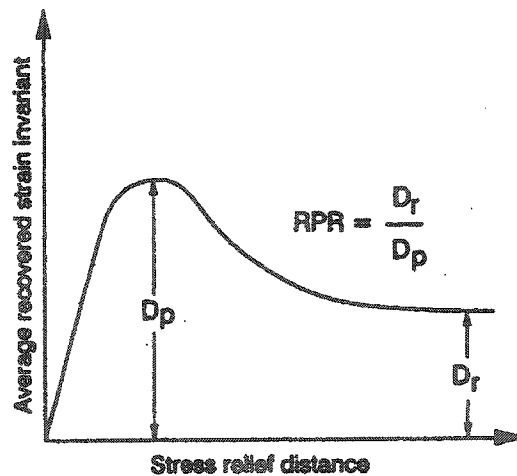


Figure 2-5: Définition du RPR sur la courbe de récupération (tirée de Leite et Corthésy, 2001)

Un deuxième paramètre appelé SR (Stress Ratio) vient se combiner au RPR pour donner une quatrième équation qui, avec les équations précédentes forme un système de 4 équations à quatre inconnues. Ces relations sont présentées sous forme graphique (Figure 2.6).

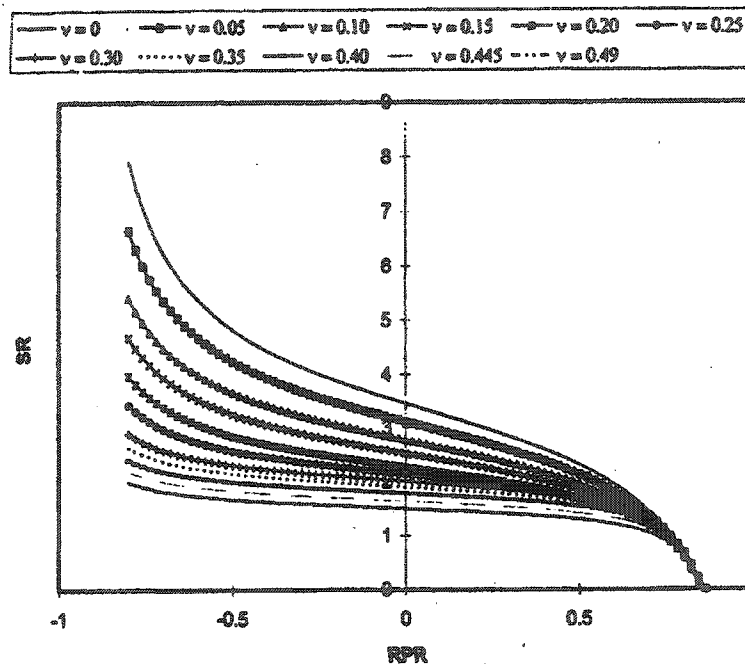


Figure 2-6: Relations RPR-SR en fonction du coefficient de Poisson (tirée de Leite et Corthésy, 2001)

$$SR = 2\sigma_z / (\sigma_x + \sigma_y) \quad (2.21)$$

σ_z est la contrainte qui agit parallèlement au trou de forage;

$(\sigma_x + \sigma_y)$ est l'invariant des contraintes dans le plan de mesure.

Les relations SR-RPR ont été déterminées par des analyses numériques. En effet, le logiciel d'éléments finis COSMOS/M a été utilisé pour obtenir des courbes de récupération pour différents états de contraintes et différents coefficients de Poisson. L'influence du rapport σ_x/σ_y sur le paramètre RPR a été investiguée en variant le rapport σ_x/σ_y de 1 à 2, et gardant la valeur de $(\sigma_x + \sigma_y)$ constante pour une valeur de σ_z donnée. Le paramètre RPR s'est trouvé fonction uniquement du coefficient de Poisson et de la valeur du SR (Corthésy et al, 1994).

Le modèle de calcul présenté par (Corthésy et al, 1993b) permet de tenir compte simultanément de l'anisotropie de la non-linéarité des relations contrainte-déformation et de l'hétérogénéité (Corthésy et al, 1991). Les paramètres requis dans ce modèle sont obtenus à partir de la recharge des carottes récupérées suite aux prolongations des forages et sur lesquelles la cellule du doorstopper modifié est toujours collée. Ces essais consistent en une compression biaxiale isotrope et en une compression diamétrale. Les facteurs de concentrations utilisés dans ce modèle de calcul sont valables pour des matériaux anisotropes (Rahn, 1984).

Pour ce modèle cinq paramètres sont à déterminer : E_1 , E_2 , ν_1 , ν_2 et G_2 , où :

- E_1 et E_2 sont respectivement les modules de Young dans le plan d'isotropie et dans la direction normale au plan d'isotropie, avec E_1 supérieur à E_2 ;

- ν_1 et ν_2 représentent respectivement les coefficients de Poisson dans le plan d'isotropie et dans la direction normale au plan d'isotropie;
- G_2 représente le module de cisaillement dans la direction normale au plan d'isotropie.

L'essai de compression diamétrale permet l'évaluation du coefficient de Poisson (ν_1 est considéré égal à ν_2) en fonction des déformations ε_I (EPS₁) et ε_{III} (EPS₃) qui sont respectivement les déformations majeures et mineures, mesurées au centre de la carotte récupérée, lors de l'essai de compression diamétrale :

$$\nu = \frac{\lambda \varepsilon_{III} + \frac{E_2}{E_1} \varepsilon_I}{-\varepsilon_{III} - \lambda \varepsilon_I} \quad (2.22)$$

où

λ est un paramètre qui tient compte de l'anisotropie sur la distribution des contraintes dans la carotte lors de l'essai de compression diamétrale et est défini en utilisant l'expression suivante :

$$\lambda = 3 \left(\frac{E_2}{E_1} \right)^{0.5146} \quad (2.23)$$

Dans l'essai de compression diamétrale, l'application des contraintes doit se faire dans la direction de la déformation principale majeure, laquelle est obtenue par l'essai de chargement biaxial isotrope.

Comme le degré d'anisotropie n'est pas connu au départ, les équations (2.22) et (2.23) doivent être combinées aux équations (2.24) et (2.25) qui permettent de calculer les modules de Young E_1 et E_2 . Les équations (2.22) à (2.25) doivent être résolues simultanément par itérations.

$$E_1 = \frac{P(1-\nu)}{\nu\varepsilon'_I + (1-\nu)\varepsilon'_{III}} \quad (2.24)$$

$$E_2 = \frac{P(1-\nu)}{\varepsilon'_I} \quad (2.25)$$

Dans les équations (2.24) et (2.25), P est la pression appliquée durant l'essai de chargement biaxial isotrope, ε'_I et ε'_{III} sont respectivement les déformations principales majeure et mineure sous les jauges de déformation et ν est le coefficient de Poisson obtenu à partir de l'équation (2.22)

Le module de cisaillement, nécessaire pour calculer la contrainte de cisaillement, peut être déterminé à partir de l'équation suivante (Batugin et Nirenburg, 1972)

$$G_2 = \frac{E_1 E_2}{(E_1 + E_2 + 2\nu E_2)} \quad (2.26)$$

En utilisant les déformations récupérées et les paramètres de déformabilité, les contraintes en fond de trou peuvent être calculées. Une fois que ces contraintes au point de mesure ont été déterminées, elles peuvent être reliées à l'état de contraintes existant dans le milieu avant le forage, en utilisant les équations 2.17 à 2.19.

CHAPITRE 3

MÉTHODOLOGIE

Afin de vérifier expérimentalement l'influence d'une éventuelle rupture en fond de trou sur les courbes de récupération lors de mesure de contraintes avec le doorstopper modifié, quatre étapes du projet sont identifiées :

- recherche d'un matériau synthétique à utiliser lors de ces simulations;
- réalisation d'analyses numériques préliminaires pour la validation du montage et de la procédure expérimentale (propriétés du matériau synthétique, états de contraintes à appliquer, validité de certaines hypothèses associées au calcul des contraintes);
- simulation expérimentale de mesures de contraintes au doorstopper modifié;
- calcul des contraintes à partir des déformations récupérées et des paramètres de déformabilité du matériau.

Dans ce qui suit, chacune de ces étapes sera décrite.

3.1 Recherche d'un matériau synthétique

L'utilisation des roches synthétiques pour effectuer des simulations au laboratoire est une pratique courante dans la recherche en géotechnique, depuis que des modèles réduits facilitent l'investigation de l'influence de certaines variables sur le comportement des roches. Le plus grand avantage qu'on peut tirer des matériaux synthétiques, c'est de pouvoir utiliser des équipements de capacité de chargement inférieure afin d'atteindre la rupture, vu la faible résistance qu'ont les roches artificielles. En plus, on peut facilement reproduire des échantillons identiques au laboratoire, évitant la variabilité des matériaux naturels et éliminant ainsi tous les coûts liés aux prélèvement et au transport.

Dans le cadre de notre projet, le développement d'une roche artificielle, devait respecter les contraintes suivantes :

- les constituants de la roche synthétique doivent être disponibles, économiques et non toxiques;
- les spécimens doivent se ressembler, et être faciles à préparer avec un temps de prise assez lent pour permettre de les couler;
- les propriétés physiques de la roche synthétique ne doivent pas dépendre du temps, ni être sensibles aux variations de température et d'humidité ambiantes;

- la résistance du matériau doit être suffisamment faible pour être amené à la rupture à des niveaux de contraintes qui peuvent être appliqués par les équipements disponibles au laboratoire;
- le matériau doit avoir un comportement élastique linéaire et fragile.

3.1.1 Matériaux testés

Trois classes de matériaux ont été testées: les plâtres, les ciments de gypse et des mélanges de ciments de gypse et de sable. Parmi les matériaux utilisés pour les modèles en mécanique des roches, le plâtre est le plus populaire à cause de la constance dans la reproduction. Ceci est un facteur très important lors de la construction de modèles demandant plusieurs gâchées. Cependant, on note quand même des variations dans les propriétés mécaniques du plâtre, s'il n'y a pas contrôle sévère du circuit de production chez le fabricant, et si on ne s'assure pas que les conditions d'entreposage sont adéquates, c'est-à-dire une humidité et une température constantes.

Les plâtres suivants ont été testés : le plâtre blanc pour artiste, le plâtre à mouler et le plâtre à modeler no.1. Leur résistance en compression uniaxiale varie de 3 à 5 MPa, ce qui constitue un avantage pour les besoins du projet. Cependant, la non répétitivité des résultats ainsi qu'un temps de prise trop court dans certains cas constituent des inconvénients.

Les ciments de gypse ont un comportement fragile, ne présentent pas d'effritement, ont une courbe contrainte-déformation linéaire lors des essais de compression uniaxiale et garantissent une bonne répétition des résultats.

Les ciments de gypse suivants ont été testés : le Tuf Cal, l'Hydrocal White, l'Hydro Stone et le Dry Stone. Dans tous les cas, la résistance en compression uniaxiale obtenue est trop élevée pour les besoins du projet, dépassant parfois 40 MPa. D'autre part, des temps de prise trop courts empêchent un temps de mélange suffisant pour éliminer l'emprisonnement des bulles d'air.

Suite à ces constats, des mélanges de ciments de gypse et sable ont été envisagés comme une bonne alternative. On a commencé par tester le mélange de Dry Stone et sable qui est assez fluide au mixage, avec un temps de prise assez lent qui permet de couler plusieurs échantillons. Les résultats sont présentés dans le tableau A.1 à l'annexe A.

Pour l'obtention des différents mélanges, les paramètres suivants ont été analysés :

- les proportions en poids de ciment de gypse, de sable et d'eau;
- le temps de séchage soit à l'air libre, soit au four à 50°C, soit une combinaison des deux méthodes;
- l'uniformité du produit final.

Les échantillons, ainsi obtenus, ont été soumis à des essais de compression uniaxiale et triaxiale. On remarque que la résistance en compression uniaxiale augmente généralement avec la quantité du Dry Stone dans le mélange, comme montré à la figure 3.1.

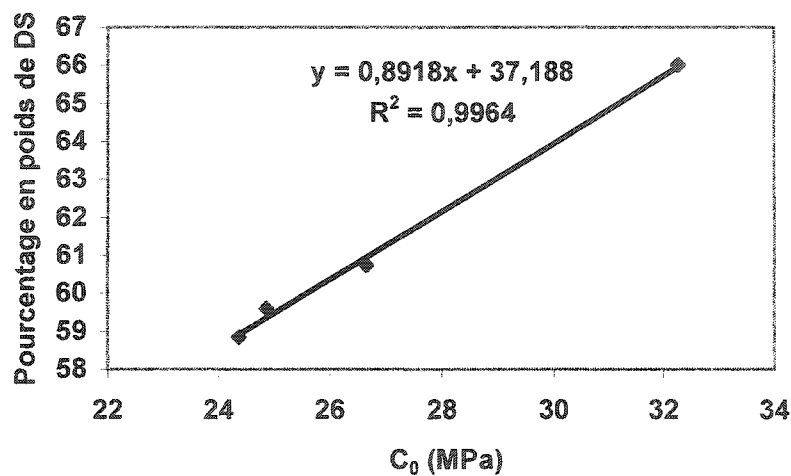


Figure 3-1: Relation entre la quantité du Dry Stone dans les mélanges et la résistance en compression uniaxiale.

Les échantillons dont les résultats sont présentés sur cette courbe ont été mélangés de la même manière et ont eu le même temps de séchage, le pourcentage de DS a changé, alors que le rapport (DS / sable) a été maintenu constant avec une valeur de 2.

On a remarqué que la méthode de séchage influence la valeur de la résistance en compression uniaxiale. Le tableau 3.1 montre qu'une méthode combinée de séchage à l'air libre et au four, fait augmenter la valeur de C_0 , un séjour dans le four de 24 heures et plus faisant la différence. En effet, des échantillons coulés de la même manière mais séchés pendant quatre heures au four sont moins résistants que ceux séchés pendant 24 heures au four.

Tableau 3-1: : Variation de la résistance C_0 selon la méthode de cure.

Échantillons	Poids volumique (KN/m ³)	Résistance C_0 (MPa)	Méthode de séchage	C_0 moyen (MPa)
DS1	22	35	3 jours dans le moule+24heures au four	42
DS2	21	44		
DS3	21	46		
DS4	21	29	4 jours à l'air libre	26
DS5	21	29		
DS6	21	19		
DS14	21	29	4 heures au four	29
DS15	21	27	6 heures au four	27
DS16	21	33	24 heures au four	33

Les échantillons ci-dessus ont un pourcentage en DS de 66% en poids et une consistance de 21.2 % en poids, la consistance étant définie comme le rapport (eau / DS).

Des essais de fluage ont été menés afin de statuer sur l'importance des déformations différées causées, entre autres, par les variations d'humidité. La figure 3.2, montre les résultats d'un échantillon qui a été soumis à un essai de fluage après un séjour à l'air libre.

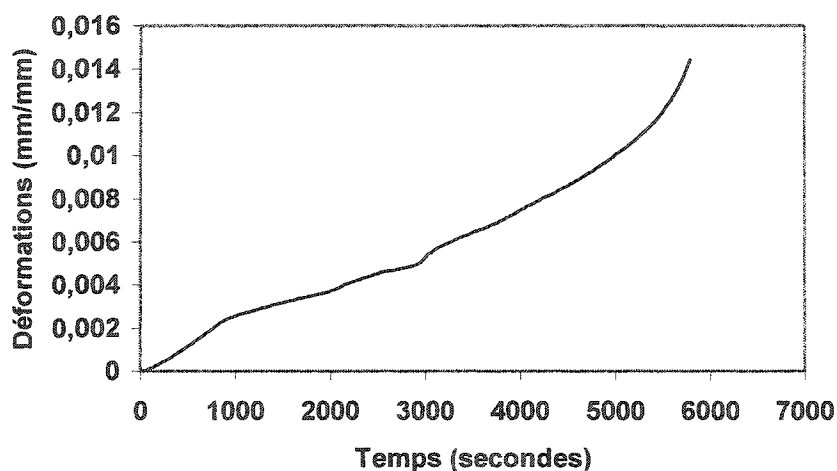


Figure 3-2: Essai de fluage sur l'échantillon DS7.

L'échantillon DS7 a séjourné à l'air libre pendant quatre jours, a un pourcentage de DS de 66 % et une consistance de 21.2 %. La grandeur de la contrainte appliquée pendant cet essai de fluage est de 25 MPa.

En testant 63 échantillons provenant de différents mélanges qui ont des proportions différentes en DS, on a constaté la variation des valeurs moyennes de C_0 et des écarts-type en fonction de ce pourcentage, comme le montrent certaines valeurs du tableau 3.2.

Tableau 3-2: Variabilité de la résistance en compression uniaxiale en fonction de la proportion de DS.

% DS	C ₀ moyen (MPa)	écart-type (MPa)
66	32	8.46
60.7	27	4.19
58.6	33	0.54
59.6	25	2.48
58.8	24	11.44

La non uniformité des résultats se retrouve aussi au sein d'un même cylindre. En effet, en procédant à des essais de compression uniaxiale sur des échantillons prélevés dans un même cylindre par carottage, les résultats donnent différentes valeurs de résistance en compression uniaxiale (C₀). Autrement dit la valeur de la résistance, comme montrée au tableau 3.3, n'est pas uniforme partout.

Tableau 3-3: Non uniformité des résultats des échantillons provenant d'un même cylindre.

Échantillons	Poids volumique (KN/m ³)	C ₀ (MPa)
DS41	19	7
DS42	17	7
DS43	16	7
DS44	16	8
DS45	16	17
DS46	17	4
DS47	17	7

Ces échantillons (DS41 à DS47) qui ont un diamètre moyen d'environ 37 mm et une hauteur moyenne de 80 mm, proviennent d'un même cylindre qui a séjourné quatre jours au four et dont le pourcentage en DS est de 58.8 % et une consistance de 26 %.

Les résultats des mélanges avec le DS sont présentés à l'annexe A.

3.1.2 Les propriétés du mélange retenu

A-Composition

Après plusieurs tentatives, un mélange a été retenu. Ce mélange est inspiré de celui effectué par Indraratna (1987), et modifié suivant nos propres besoins. Les composantes de ce mélange en poids sont :

- ciment de gypse Hydrocal White 33 % en poids;
- sable fin et uniforme d'Ottawa 49.08 %;
- eau distillée (25°C) 17.92 %;
- retardateur (Na_2HPO_4) 0.053 %.

B- Description des constituants

Sable

Le sable utilisé est un sable industriel très fin, à grains de quartz très arrondis et à granulométrie uniforme dont les caractéristiques granulométrique sont les suivantes:

$$D_{50} = 0.2;$$

$$C_u = D_{60}/D_{10} = 3.25;$$

$$C_c = (D_{30})^2 / D_{10} \cdot D_{60} = 1.08.$$

Avec

D_{10} , D_{30} , D_{50} et D_{60} sont le diamètre des grains (en mm) correspondant respectivement à 10, 30, 50 et 60 % de passant

La densité relative du sable (D_r) a été déterminée expérimentalement à 2.611 en suivant la norme ASTM D853-83.

Ciment de gypse

Le ciment de gypse "Hydrocal White" (hemi-hydrate de sulfate de calcium) est commercialement disponible et peut être coulé dans n'importe quelle forme de moule, quand mélangé avec de l'eau. Selon Indraratna (1987), une fois le processus de séchage complété, (i.e. quand son hydratation chimique est terminée), sa résistance demeure constante dans le temps.

Il a été constaté que l'Hydrocal White se mélange facilement aux autres constituants, mais fait prise rapidement, ce qui nous a obligé à ajouter au mélange un retardateur suivant une recette inspirée de celle proposée par Indraratna (1987).

La densité relative de ce ciment de gypse est de 3.106 suivant la norme ASTM D853-83.

Eau

De l'eau distillée dont la température se situe entre 20 °C et 25 °C a été ajoutée aux différents constituants.

Retardateur

Pour retarder la prise du mélange, un phosphate de sodium (Na_2HPO_4) qui est un sel non organique n'affectant nullement les propriétés de résistance et de déformation dudit mélange a été utilisé. Le ciment de gypse mélangé à l'eau forme une structure complexe de cristaux monocliniques avec une augmentation des propriétés de résistance et de déformation. Cette réaction peut être représentée par l'équation chimique suivante :



La quantité d'eau requise pour cette réaction est moins de 19% du poids du ciment de gypse (Indraratna, 1987). Cependant , pour le mélange une quantité d'eau beaucoup plus importante a été utilisée pour obtenir un mélange plus malléable et plus facile à couler.

C- Déroulement du mixage

Pour procéder au mélange des composants, on peut soit utiliser un mélangeur industriel soit un mélangeur de béton standard, selon le volume requis. Pour assurer une excellente homogénéité du mélange, on mixe le sable et l'Hydrocal White ensemble en les faisant passer dans une passoire plusieurs fois de suite. Le tout est ajouté ensuite à l'eau qui contient déjà le retardateur dissout. On mélange l'ensemble dans le mélangeur pendant 30 secondes, le temps du mélange étant important, car c'est de lui, entre autres, dont dépend la porosité; plus le temps de mixage est long, plus il y a apparition de bulles d'air.

Par la suite, le mélange est versé dans un moule préalablement induit de lubrifiant pour empêcher l'adhérence du matériau au moule. La compaction est enclenchée à l'aide d'une table vibrante, qu'on utilise quelques secondes seulement pour empêcher la ségrégation du mélange et la descente du sable vers le bas. Pour accélérer le processus d'élimination des bulles d'air, un bâton était également utilisé pour mélanger le matériau par des mouvements de rotation.

Une fois le moule rempli, on l'enlève de la table vibrante pour le garder à la température ambiante du laboratoire pendant une journée. Après avoir complété ce temps de repos, on démoule nos échantillons à l'aide d'un compresseur à air, puis on les place dans un four à ventilation non contrôlée chauffé à 47°C sous une humidité relative de 30 % pendant une semaine. La

courbe du poids volumique en fonction du temps montre qu'après 3 à 4 jours, le mélange est stable et le poids ne change plus (figure 3.3).

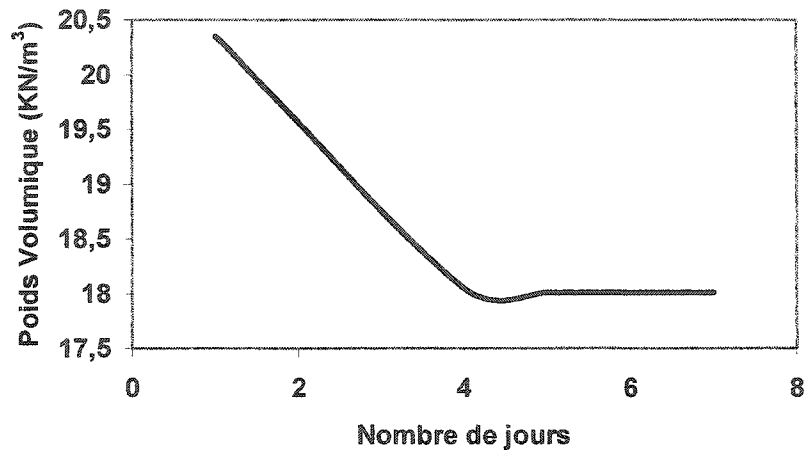


Figure 3-3: Temps de cure d'un échantillon avec le mélange retenu

Selon Indraratna (1987), la température du four ne doit pas dépasser 50°C. Pour des questions d'ordre pratique et pour garder une certaine régularité de manipulation, les essais sont effectués après une semaine de séchage. Il a été remarqué qu'une température qui dépasse une cinquantaine de degrés Celsius engendrait une évaporation excessive d'eau provoquant ainsi des craquelures à la surface des échantillons.

3.2 Simulation expérimentale de mesures de contraintes au doorstopper modifié

Compte tenu des équipements disponibles pour la réalisation des essais au laboratoire, quelques modifications par rapport à la procédure utilisée sur le terrain ont dû être apportées, notamment en ce qui concerne les dimensions du trou de forage et, par conséquent, le système de mesure des déformations en fond de trou.

Comme pour les mesures avec le doorstopper modifié sur le terrain, notre montage devait assurer l'enregistrement en continu des paramètres d'essai, à savoir :

- les déformations récupérées pendant la saignée;
- l'avancement du carottage;
- la température aux points de mesure;
- la charge axiale;
- la pression radiale.

De plus, le montage devait permettre l'application de contraintes préalablement choisies et leur maintien pendant le forage de relâchement des contraintes en fond de trou.

3.2.1 Montage expérimental

L'équipement nécessaire au montage comprend, comme montré à la figure 3.4 :

- cellule de Hoek de 144 mm de diamètre, et de capacité de 69 MPa (10000 psi);
- cadre métallique, de réaction pour l'application de la charge axiale, constitué de 3 plaques en acier, de dimension 76x76 cm² (30x30 po²) et d'épaisseur 2 cm (3/4 po). Ces plaques sont soutenues par des tiges filetées de 25 mm de diamètre;
- une cellule de charge cylindrique dont la capacité est de 500 KN avec une résolution de 0.22 KN (50 lb), le diamètre du trou de cette cellule, qui permet l'avancement du carottier, est de 60 mm. Cette cellule permet de mesurer la charge axiale appliquée;
- une bonbonne d'azote sous 17 MPa (2500 psi) de pression, pour l'application de la pression radiale, est reliée à une interface azote-huile servant d'amplificateur de pression de 1 pour 10. La pression désirée est maintenue constante par un manodétendeur;
- système de potentiomètre linéaire pour la mesure de l'avancement du carottage;
- un capteur de pression radiale;
- le forage se fait à l'aide d'un tube carottier de diamètre interne de 31.4 mm et de diamètre externe de 39.4 mm, sa vitesse de rotation est de 45 tours/min et peut atteindre une vitesse maximale de 1750 tours/min. Il s'agit d'un système

d'engrenage entraîné par un moteur à courant continu permettant le contrôle de la vitesse;

- une cellule doorstopper comportant quatre jauges à fils résistants, qui peuvent être lues individuellement en $\frac{1}{4}$ de pont, la longueur des jauges est de 10 mm;
- pour la lecture de la variation de la température à l'interface doorstopper-échantillon, un thermocouple de type K (cuivre-constantan), est placé dans une niche usinée à la face rosette de la cellule du doorstopper;
- le refroidissement du trou de forage, se faisait par l'envoi constant à l'intérieur du trou, d'un jet d'air à l'aide d'un tuyau d'air comprimée de 0.64 cm ($\frac{1}{4}$ po) de diamètre.

La chaîne d'acquisition est faite comme suit :

- les sorties de la cellule de charge et du capteur de pression sont reliées à un lecteur de pont P3500, dont la sortie est reliée à une unité d'acquisition HP34970A qui est un convertisseur analogique→numérique. Le tout est relié à une carte d'interface HPIB2335 située à l'intérieur de l'ordinateur;
- les sorties des quatre jauges du doorstopper, et du thermocouple sont reliés d'abord à un module conditionneur-amplificateur, dont la sortie est elle même reliée à l'unité d'acquisition HP34970A, le tout est reliée à la carte d'interface HPIB2335.

Les lectures de tous les canaux, sont gérées par le logiciel de lecture HPV.

L'annexe B montre les photos du montage expérimental.

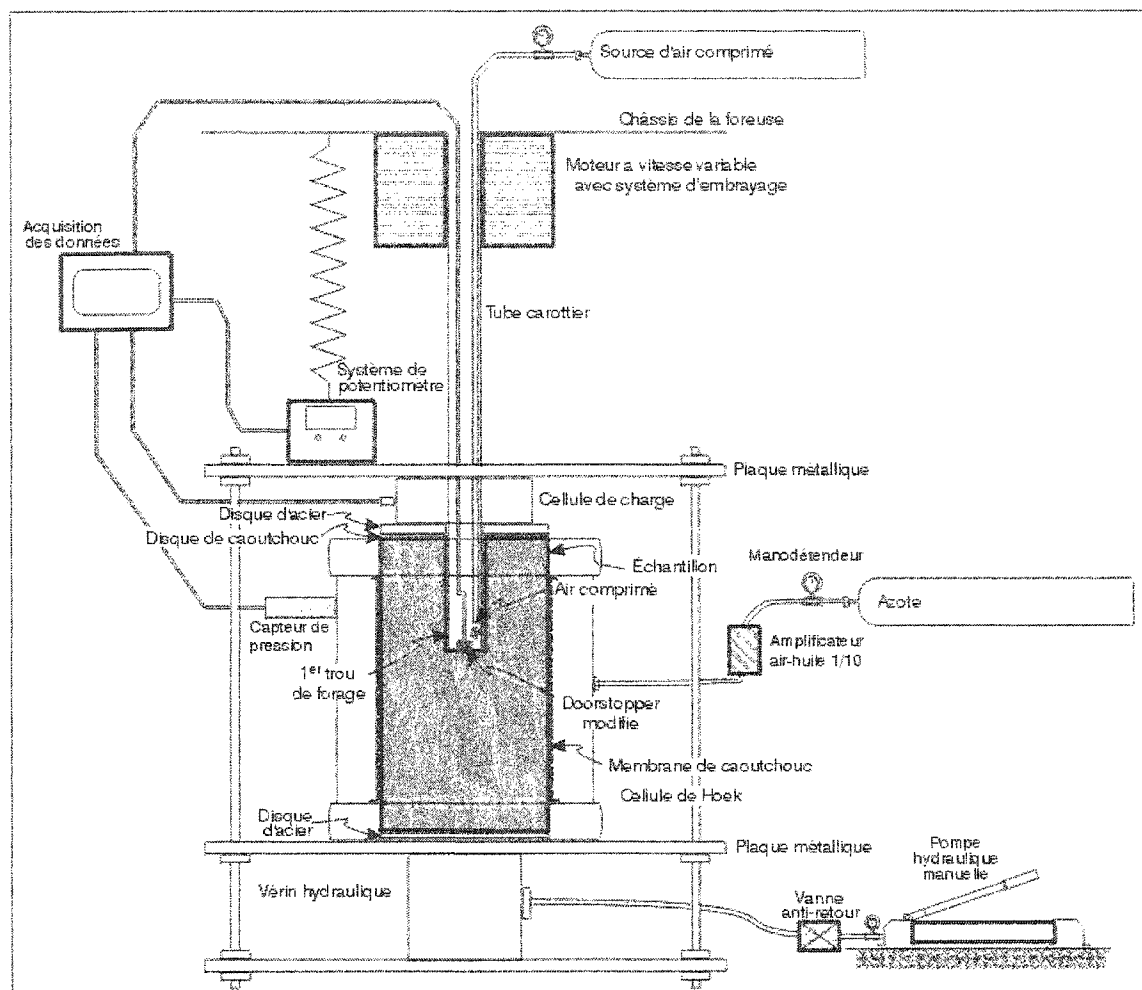


Figure 3-4 Schéma du montage expérimental avec le doorstopper modifié.

3.2.2 Déroulement des essais

En résumé, les essais se sont déroulés comme suit :

- un échantillon cylindrique de 144 mm de diamètre et de 410 mm de hauteur est placé à l'intérieur de la cellule triaxiale de Hoek, celle-ci étant munie d'une membrane en caoutchouc. On s'assure avant les essais de l'étanchéité de la membrane;
- pour assurer une bonne distribution de la contrainte axiale, on place de part et d'autre de l'échantillon, deux disques en acier précédés de deux membranes en caoutchouc;
- l'ensemble de la cellule et de l'échantillon est placé au centre du cadre en acier vis-à-vis de la foreuse. On s'assure de la stabilité du montage, afin d'éviter les vibrations en cours de forage;
- un premier trou de forage d'environ 120 mm de longueur est effectué, la carotte qu'on récupère de 35 mm de diamètre, nous permet de connaître la résistance en compression uniaxiale de l'échantillon;
- on façonne le fond du trou de forage afin qu'il soit parfaitement plat et propre, ensuite on y colle, bien au centre, la cellule du doorstopper modifié. La colle utilisée est une colle rapide X 60 de Hottinger Baldwin, dont le temps de prise, est d'environ 60 minutes. La face rosette du doorstopper, porte un thermocouple qui sert à mesurer, tout au long de l'essai, les variations de température au point de mesure. Les fils du doorstopper sont enfilés à l'intérieur du carottier, et connectés au système d'acquisition, ce qui nous permet la lecture en continu des données;

- on applique d'abord une faible contrainte axiale, juste assez pour stabiliser le système;
- par la suite on applique d'une façon alternée la contrainte de confinement et la contrainte axiale, pour ne pas briser l'échantillon;
- on procède au relâchement des contraintes sous le doorstopper par prolongation du forage;
- un jet d'air est envoyé continuellement, pendant le prolongement du forage, pour assurer une stabilité de la température et pour éliminer les copeaux;
- enfin, on récupère la carotte avec le doorstopper toujours collé, pour effectuer des essais de compression biaxiale isotrope et des essais de compression diamétrale afin de déterminer respectivement le module de Young et le coefficient de Poisson nécessaires pour le calcul des contraintes.

Les principales étapes des essais et l'équipement requis à notre montage sont illustrés aux figures de l'annexe B.

3.2.3 Détermination des paramètres de déformabilité à partir de la carotte récupérée

La méthodologie de mesure utilisée implique la recharge des carottes de forage sur lesquelles sont toujours collées les cellules "doorstopper modifié". Ces recharges permettent le calcul de deux modules de Young E_1 et E_2 par le

biais d'un essai de rechargement biaxial isotrope, de même que le calcul d'un coefficient de Poisson par un essai de compression diamétrale. Ces paramètres de déformabilité sont utilisés dans le calcul des contraintes au point de mesure, à partir des déformations récupérées à ce point, comme décrit au chapitre 4.

A- Essais de chargement biaxial isotrope

Le manchon de roche récupéré après la saignée, où se trouve toujours collée la cellule du "doorstopper modifiée", est introduit dans une cellule triaxiale de type Hoek de diamètre 38 mm, tel que montré à la figure 3.5. La sortie du capteur de pression passe par un lecteur de pont P3500, dont la sortie est reliée à une unité d'acquisition HP34970A. Cet appareil est relié à une carte d'interface HPIB82335. L'acquisition des déformations et de la pression appliquée se font par un logiciel HPV.

L'extrémité du morceau de carotte sur laquelle se trouve la cellule du doorstopper doit être à l'intérieur de la cellule. L'espace laissé libre par le morceau de carotte à l'intérieur de la cellule est occupé par un cylindre d'acier creux de diamètre extérieur égal à celui de la carotte. Sa forme creuse permet d'enfiler des conducteurs de la chaîne d'acquisition de données. Les bouts de la carotte et du cylindre d'acier sont scellés avec du ruban adhésif pour les maintenir en contact tout le long de l'essai, et pour combler l'espace entre la cellule de Hoek et l'ensemble carotte-cylindre d'acier, on enveloppe ces derniers par du téflon.

L'essai consiste à appliquer sur l'éprouvette une pression biaxiale isotrope en augmentant la pression d'huile dans la cellule triaxiale, à l'aide d'une pompe hydraulique manuelle. Le résultat se traduit par des déformations de la carotte sous le doorstopper, et que les jauges de celui-ci mesurent graduellement. Le cycle de chargement atteint une valeur moyenne pour l'ensemble des essais de 7 MPa. Les courbes obtenues ont servi à déterminer les diverses constantes décrivant la relation contrainte-déformation du matériau apparaissant dans les équations du chapitre 2.

Les courbes de rechargement biaxial sont présentées au chapitre 4.

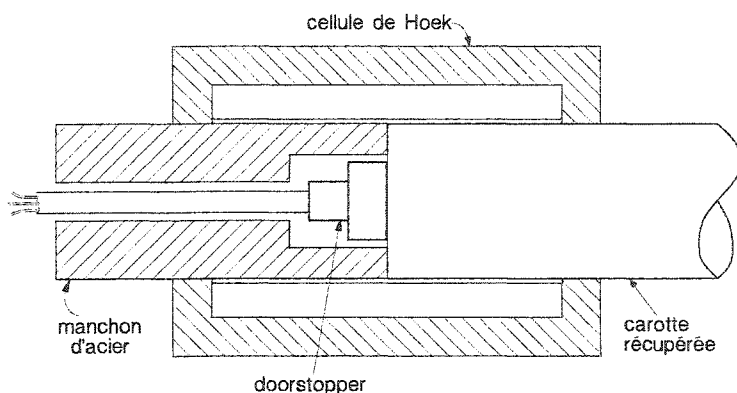


Figure 3-5: Montage de l'essai biaxial isotrope (tirée de corthésy et al, 1993c).

B- Essais de compression diamétrale

Les procédures de l'essai ont été faites selon la norme ASTM D3967. Les échantillons ont été testés sur une presse à engrenage, avec un plateau à déplacement contrôlé. L'échantillon avec le doorstopper collé dessus, est placé

diamétralement entre deux plaques de métal (figure 3.6). Deux rubans de téflon ont été placés entre l'échantillon et les plaques pour assurer une bonne distribution des contraintes. La force est lue à l'aide d'une cellule de charge de capacité de 50 kN. La vitesse de déplacement des plateaux était de 0.13 mm/min. La charge maximale appliquée est choisie de façon à ce qu'elle ne provoque pas la rupture de l'échantillon.

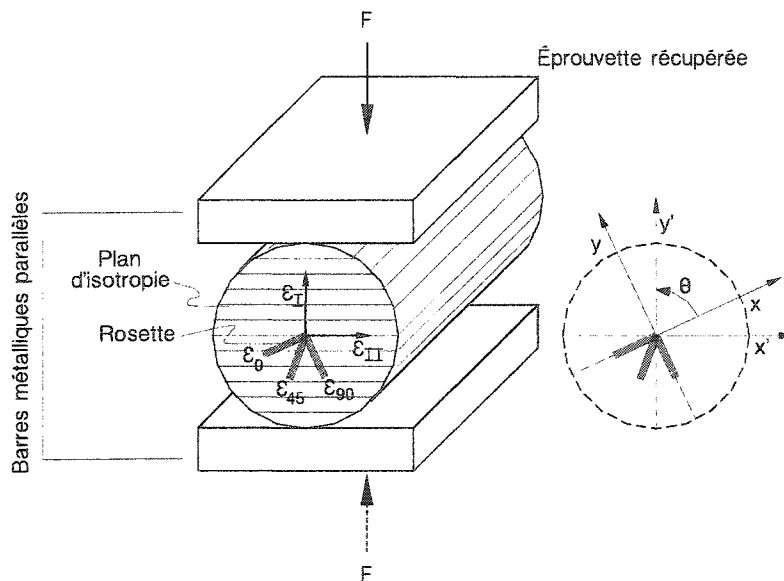


Figure 3-6: Schéma de l'essai de compression diamétrale (tirée de Corthésy et al, 1997b).

3.2.4 Détermination des paramètres de déformabilité à partir des courbes de mise en charge des cylindres avant le relâchement des contraintes

Les déformations observées en fond de trou suite à l'application des contraintes radiale et axiale peuvent être utilisées afin de calculer les

paramètres de déformabilité du matériau avant le relâchement des contraintes. Pour ce faire, certaines hypothèses ont été adoptées, à savoir que le matériau est élastique, linéaire, homogène et isotrope et que les contraintes en fond de trou sont reliées aux contraintes appliquées par les relations de Rahn (1984) présentées à la section 2, soit les équations (2.3) à (2.8). Pour les essais réalisés au laboratoire, $\sigma_x = \sigma_y = \sigma_{\text{radiale}}$ et $\sigma_z = \sigma_{\text{axiale}}$.

Suite à l'application des composantes de contraintes axiale et radiale, les contraintes en fond de trou sont calculées et, si l'on suppose le matériau élastique linéaire homogène et isotrope, ces contraintes permettent le calcul des paramètres de déformabilité E et ν à partir des déformations enregistrées.

Les déformations en fond de trou sont données par:

$$\overline{\varepsilon_x} = \frac{\overline{\sigma_x}}{E} - \frac{\nu}{E}(\overline{\sigma_y} + \overline{\sigma_z}) = \frac{\overline{\sigma_x}}{E} - \frac{\nu}{E}\overline{\sigma_y} \quad \text{avec } \overline{\sigma_z} = 0 \quad (3.1)$$

$$\overline{\varepsilon_y} = \frac{\overline{\sigma_y}}{E} - \frac{\nu}{E}\overline{\sigma_x} \quad (3.2)$$

Pendant l'application de la contrainte axiale ($\sigma_z = \sigma_{\text{axiale}}$), on a, d'après les équations (2.3) à (2.5) :

$$\overline{\sigma_x} = \overline{\sigma_y} = H_3 \sigma_{\text{axiale}} \quad (3.3)$$

Les déformations en fond de trou sont, d'après l'équation (3.1) :

$$\overline{\varepsilon_x} = \overline{\varepsilon_y} = \frac{\overline{\sigma_x}}{E} - \frac{\nu}{E} \overline{\sigma_y} = H_3 \sigma_{\text{axiale}} \frac{(1-\nu)}{E} \quad (3.4)$$

Ainsi, la pente de la courbe de la contrainte axiale en fonction de la déformation moyenne des 4 jauges, nous donne :

$$\text{Pente}_{\text{ax}} = \frac{\overline{\varepsilon}}{\sigma_{\text{axiale}}} = H_3 \frac{(1-\nu)}{E} \quad (3.5)$$

En appliquant la contrainte radiale ($\sigma_x = \sigma_y = \sigma_{\text{radiale}}$), on a, d'après les équations (2.3) à (2.5) :

$$\overline{\sigma_x} = \overline{\sigma_y} = (H_1 + H_2) \sigma_{\text{radiale}} \quad (3.6)$$

Les contraintes en fond de trou, sont par conséquent données par :

$$\overline{\varepsilon_x} = \overline{\varepsilon_y} = \frac{(1-\nu)}{E} (H_1 + H_2) \sigma_{\text{radiale}} \quad (3.7)$$

Ainsi, la pente de la courbe contrainte radiale en fonction de la déformation moyenne nous donne :

$$\text{Pente}_{\text{rad}} = \frac{\bar{\varepsilon}}{\sigma_{\text{radiale}}} = (H_1 + H_2) \frac{(1 - \nu)}{E} \quad (3.8)$$

Ainsi, le rapport des pentes données par les équations (3.5) et (3.8) est uniquement fonction des facteurs de concentrations de contraintes et, par conséquent, du coefficient de Poisson:

$$\frac{\text{pente}_{\text{ax}}}{\text{pente}_{\text{rad}}} = \frac{H_3}{H_1 + H_2} \quad (3.9)$$

Il faut noter que ces équations impliquent les relations de Rahn, valables en principe, pour un trou dans un milieu infini.

Afin de statuer sur l'effet des dimensions finies des modèles numériques, l'écart entre les contraintes calculées avec les facteurs de concentration de Rahn qui supposent un milieu infini et celles dans les modèles numériques qui ont les mêmes dimensions finies que les échantillons soumis à des essais avec le doorstopper modifié a été étudié. Ces analyses numériques, ainsi que toutes celles réalisées dans le cadre de cette recherche ont été réalisées à l'aide du logiciel FLAC, dont les détails seront présentés dans la section qui

suit. Un comportement élastique linéaire homogène et isotrope a été considéré lors de ces analyses.

Le tableau 3.4 montre que l'erreur est minime entre les contraintes calculées avec les facteurs de concentration de Rahn et celles données par les analyses numériques et ce pour différents états de contraintes et différents coefficients de Poisson.

Tableau 3-4: Corrélation entre les contraintes calculées par Flac et celles utilisant les facteurs de concentration de Rahn.

v	Contraintes appliquées dans le modèle numérique (MPa)		Contraintes calculées (MPa)		Rapport $\sigma''_{X \text{ Rahn}} / \sigma''_{X \text{ FLAC}}$
	σ_x	σ_y	$\sigma''_{X \text{ Rahn}}$	$\sigma''_{X \text{ FLAC}}$	
0.1	80	80	61.02	64.59	1.06
	80	0	98.51	101.96	1.04
	0	80	-37.49	-37.08	0.99
0.2	80	80	55.67	60.03	1.08
	80	0	101.88	105.20	1.03
	0	80	-46.22	-45.12	0.98
0.3	80	80	51.18	55.38	1.08
	80	0	106.12	109.20	1.03
	0	80	-54.94	-54.20	0.99

3.3 Simulations numériques de mesures de contraintes au doorstopper modifié

Des simulations numériques préliminaires ont été réalisées parallèlement au volet expérimental de cette recherche. Ces analyses visaient, d'une part, à bien cibler les propriétés mécaniques recherchées pour le matériau

synthétique de façon à atteindre la rupture en fond de trou avec les équipements disponibles. D'autre part, ces analyses ont permis d'étudier, pour un matériau donné (loi de comportement et propriétés), l'évolution des zones de rupture pendant le forage.

Comme mentionné dans la section précédente, les simulations ont été conduites avec FLAC, un logiciel de différences finies explicites, du Groupe de consultants Itasca (1992). Le choix de ce logiciel a été dicté par la facilité qu'il offre à simuler les techniques de relâchement de contraintes par carottage. Des problèmes avec des lois de comportement linéaire ou non, peuvent être résolus avec une bonne précision et un temps d'exécution relativement court.

La mise en œuvre de nos modèles numériques avec FLAC suit les étapes suivantes (Un exemple d'un fichier de commandes FLAC est donné à l'annexe C) :

- génération du maillage;
- choix de la loi du comportement du matériau et les propriétés du matériau;
- application des contraintes aux frontières du modèle;
- atteinte de l'état d'équilibre;
- examen de la réponse du modèle;
- excavation du matériau (mod null);
- solution;

- examen de la réponse du modèle;
- atteinte de l'état d'équilibre.

La géométrie du modèle reproduit les dimensions des cylindres testés au laboratoire et le modèle a été obtenu à partir de celui de Leite et al (1997), à quelques modifications près. La grille de modélisation, illustrée à la figure 3.7, est axisymétrique et présente un total de 6000 éléments. Ces derniers peuvent être ajustés par l'utilisateur, afin de respecter le plus fidèlement possible la géométrie réelle du modèle physique.

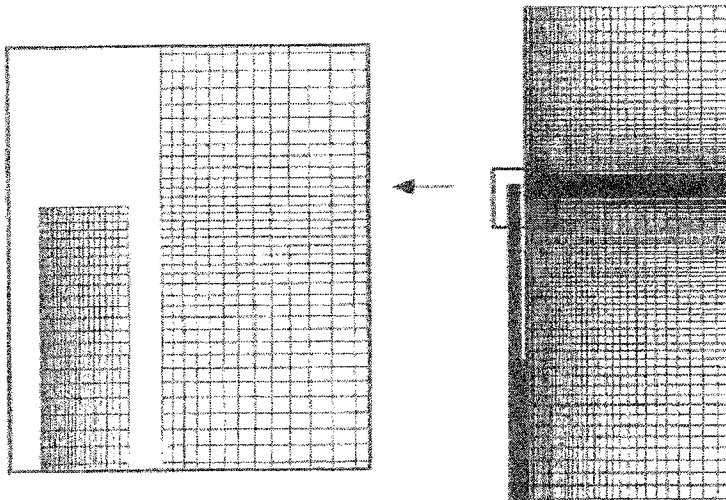


Figure 3-7: Grille de modélisation utilisée dans les analyses avec FLAC

Trois séries d'analyses numériques ont été réalisées :

- des modèles élastiques, utilisant les paramètres de déformabilité obtenus après le forage du trou initial et l'application des contraintes axiale et radiale sur l'échantillon, c'est-à-dire avant relâchement des contraintes par prolongement de forage (identifiés par élastique E_{avant});
- des modèles élastiques, avec les paramètres de déformabilité obtenus des carottes récupérées après le prolongement de forage , c'est-à-dire obtenus par recharge des carottes récupérées en compression biaxiale et diamétrale (identifiés par élastique $E_{après}$);
- des modèles plastiques Strain-Softening (identifiés par ss).

Les propriétés requises pour le modèle (ss) sont:

- la masse volumique;
- le module de compressibilité ($K = \frac{E}{3(1-2\nu)}$);
- le module de cisaillement ($G = \frac{E}{2(1+\nu)}$);
- l'angle de frottement;
- la cohésion;

- la résistance en tension;
- l'angle de dilatance;
- l'évolution des propriétés du pic au résidu.

Les valeurs de l'angle de frottement ϕ (au pic et résiduel) et de la masse volumique sont les mêmes pour tous les essais, alors que celles de la cohésion et de la résistance en tension sont propres à chaque essai. Ainsi, pour tous les essais, la valeur de l'angle de frottement au pic et résiduel sont, respectivement, 40.67° et 16° alors que la masse volumique est égale à 2700 kg/m^3 .

La valeur de la cohésion au pic introduite dans chaque analyse numérique est calculée en utilisant la valeurs de la résistance en compression uniaxiale (C_0) déterminée sur la carotte récupérée de l'avant trou pour chacun des essais. En effet, même si le mélange retenu pour nos essais expérimentaux est en principe homogène, il a été démontré qu'il peut avoir une variation des propriétés d'un cylindre à l'autre et même à l'intérieur d'un même cylindre. La valeur de la cohésion est donnée par l'équation suivante:

$$c = \frac{C_0(1 - \sin\phi)}{2\cos\phi} \quad (3.10)$$

La valeur de la cohésion résiduelle de 1.9 MPa a été évaluée par simulations numériques qui reproduisent l'allure des courbes contrainte-déformation produite par des essais de compression uniaxiale au laboratoire. De même pour l'angle de frottement résiduel de 16° .

La figure 3.9 montre le schéma de la variation de l'angle de frottement et de la cohésion en fonction des déformations plastiques.

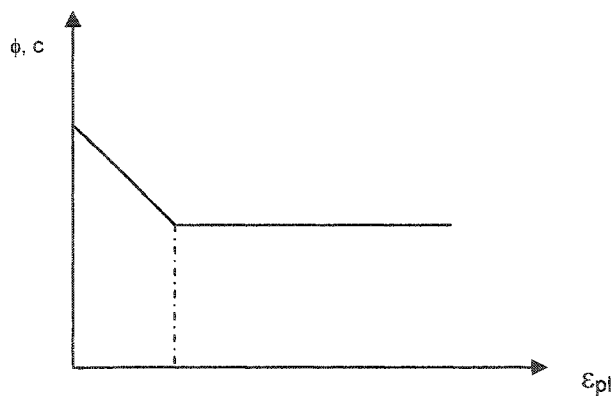


Figure 3-8: Variation de l'angle de frottement et de la cohésion en fonction des déformations plastiques

La valeur de la résistance en tension a été déterminée pour chacun des essais. Quant à l'angle de dilatance, il est considéré nul dans toutes les simulations numériques.

Lors des analyses numériques avec le modèle Strain Softening (ss), les paramètres K et G utilisés sont ceux calculés à partir des paramètres de

déformabilité E et ν obtenus avant relâchement des contraintes. Pendant la simulation d prolongement du forage, à chaque fois que la rupture est atteinte dans un élément, les modules G et K sont remplacés par ceux calculés avec les paramètres de déformabilité obtenus par recharge des carottes récupérées après la saignée.

Les valeurs des paramètres introduits dans nos simulations numériques sont résumées au tableau 3.5.

Tableau 3-5 : Paramètres introduits dans les modèles numériques (ss)

Essai	G avant rupture (GPa)	K avant rupture (GPa)	G après rupture (GPa)	K après rupture (GPa)	ν avant rupture	ν après rupture	C_0 MPa	T_0 MPa	c MPa
Essai 38	8.80	10	5.93	9.55	0.16	0.24	19	1.9	4.39
Essai 414	7.23	8.01	4.46	7.39	0.13	0.25	14	1.49	3.21
Essai 316	8.33	8.79	6.79	8.26	0.14	0.177	19	1.9	4.39
Essai 418	7.73	7.33	4.40	7.33	0.11	0.25	14	1.4	3.21
Essai 523	8.59	7.24	4.40	7.33	0.075	0.25	18	1.8	4.13

3.4 Calcul des contraintes

Pour évaluer les contraintes en fond de trou à partir des déformations récupérées, les paramètres de déformabilité des échantillons doivent être caractérisés. Pour les calculs, il est supposé que le milieu est élastique linéaire homogène et transversalement isotrope (E_1 , E_2).

Les équations qui relient les contraintes en fond de trou aux contraintes naturelles sont les équations 2.3 à 2.5 qui supposent le milieu élastique linéaire homogène et isotrope. Comme cité auparavant, la méthode RPR donne une équation supplémentaire et il est alors possible, de calculer 4 des 6 composantes du tenseur de contraintes, ce qui permet une grande économie puisqu'un seul trou de forage permet d'atteindre cet objectif.

La valeur du RPR combinée au coefficient de Poisson, permet l'obtention du SR et c'est cette relation qui fournit une quatrième équation (2.21) qui, avec les équations 2.2, 2.3, et 2.4, forme un système de quatre équations à quatre inconnues.

Outre le calcul des contraintes en fond de trou utilisant les valeurs des SR tirées des relations SR-RPR, on a procédé au calcul des contraintes en fond de trou utilisant les valeurs des SR appliquées, c'est-à-dire les valeurs des SR calculées à l'aide de l'équation (2.21) à partir des contraintes appliquées lors de chaque essai. Le but est d'évaluer l'adéquation des relations SR-RPR pour

le calcul des contraintes dans des situations où un endommagement se produit pendant le prolongement du forage.

L'ensemble des résultats expérimentaux et numériques ainsi que des calculs de contraintes décrits dans le présent chapitre, sont présentés dans ce qui suit.

CHAPITRE 4

RESULTATS

4.1 Propriétés mécaniques du mélange à l'Hydrocal White retenu

Un total de 150 essais incluant des essais de compression uniaxiale, triaxiale, et d'essais de compression diamétrale ont permis la détermination des propriétés moyennes suivantes :

- la résistance en compression uniaxiale $C_0 \text{ moyenne} = 21.85 \text{ MPa}$;
- le module de Young $E = 15.35 \text{ GPa}$;
- la déformation moyenne au point de rupture $\varepsilon_{\text{moyenne}} = 0.000014 \text{ microdél}$;
- le coefficient de Poisson $\nu = 0.19$;
- l'angle de frottement $\phi = 40.67^\circ$;
- la cohésion $c = 5.00 \text{ MPa}$;
- la résistance en tension par des essais de compression diamétrales $T_0 = - 2.30 \text{ MPa}$.

De plus, la porosité du matériau, déterminée suivant la procédure montrée à l'annexe D, est de 43.2%.

Les essais de compression uniaxiale ont été effectués selon la norme ASTM D2938 (2002). Les charges appliquées dans tous les essais qui font l'objet de cette étude, à l'exception des essais de compression diamétrale et quelques uniaxiaux, se font au moyen d'une presse programmable Tinus Olsen à fonctionnement hydraulique dont la vitesse de déplacement contrôlée est de 1/100 po/min. La capacité de cette presse est de 1780 kN (400 000 lbs) avec une plage d'acquisition de 0 à 5 volts, un taux de chargement généralement de 5 Kips/min, une acquisition par seconde et une fréquence de 1 Hz. Le pont de Wheatstone utilisé est celui de quart de pont, 2 fils. Cette presse est reliée à un système d'acquisition MTS.

La longueur des échantillons soumis aux essais, varie entre 73.18 et 300 mm, alors que le diamètre varie entre 35.61 et 153 mm. Les valeurs de C_0 pour un élanement $L/D < 2$ ont été corrigées suivant la procédure suggérée par l'ASTM D4543 (1995), en utilisant la formule suivante:

$$C_{0\text{corrigé}} = C_{0(L/D < 2)} / [0.88 + 0.24 \cdot (D/L)] \quad (4.1)$$

Quelques échantillons, étant donné leurs petites dimensions, ont été testés sur une presse à engrenage de type "ELE", de capacité maximale de 490 kN. La charge est contrôlée et appliquée à une vitesse telle que l'éprouvette se brise en quelques minutes; les taux de déplacement utilisés sont de 0.1 mm/min ou de 0.38 mm/min.

La procédure suivie pour les essais triaxiaux est celle de la norme ASTM D2664 (2002). Les essais ont été faits dans une cellule de Hoek, de capacité de confinement maximale de 69 MPa (10 000 psi), dans laquelle l'échantillon cylindrique, enveloppé dans une gaine imperméable en caoutchouc, est soumis à une pression hydraulique $\sigma_2=\sigma_3$, maintenue constante par une pompe à pression régulée. Le capteur de pression est relié au système d'acquisition de données TESTAR IIS de MTS.

L'échantillon est amené à la rupture en augmentant la contrainte axiale à l'aide d'un piston tout en gardant la pression de confinement constante ($\sigma_1 > \sigma_2 = \sigma_3 =$ etc). Les échantillons ont été testés, généralement, sous des contraintes de confinement qui varient entre 0.5 et 8 MPa. On suppose que les contraintes appliquées aux extrémités de l'échantillon sont des contraintes principales. Ce n'est cependant pas tout à fait exact, puisque de faibles contraintes de cisaillement sont transmises aux extrémités.

Le tableau 4.1 présente les résultats des essais sur le mélange à 33 % d'HW, échantillons qui ont été mixés de la même manière, et ont eu une même période de cure à 47°C.

Tableau 4-1: Résultats des essais en compression uniaxiale (C_0) et triaxiale ($\sigma_1 - \sigma_3$) sur les échantillons préparés à partir du mélange HW=33%

Echantillons	Poids volumique (KN/m^3)	Élancement L/D	C_0 ou $\sigma_1 - \sigma_3$ (MPa)	Confinement σ_3 (MPa)	C_0 ou $\sigma_1 - \sigma_3$ corrigé pour L/D<2
HW116	17	2.2	23	0	
HW117	17	2.2	26	0.5	
HW118	17	2.1	16	1	
HW119	17	2.2	24	0	
HW120	17	2.1	25	0	
HW121	17	1.8	18	1	17
HW122	18	1.7	18	0	18
HW123	18	1.9	21	0.5	21
HW124	17	1.8	20	0.5	19
HW125	17	1.8	21	0.5	21
HW126	18	1.7	23	1	22
HW127	17	1.5	17	4	17
HW128	17	1.8	21	2.5	21
HW129	17	1.7	17	0	17
HW130	17	1.6	21	0	20
HW131	18	1.7	22	8	21
HW132	17	1.8	24	2.5	24
HW133	17	1.7	20	0	20
HW134	17	1.7	23	4	23
HW135	17	1.8	19	1	19

Tableau 4-1(suite): Résultats des essais en compression uniaxiale (C_0) et triaxiale ($\sigma_1 - \sigma_3$) sur les échantillons préparés à partir du mélange HW=33%

Échantillons	Masse volumique (KN/m ³)	Élancement L/D	C_0 ou $\sigma_1 - \sigma_3$ (MPa)	Confinement σ_3 (MPa)	C_0 ou $\sigma_1 - \sigma_3$ corrigé pour L/D<2
HW136	17	1.5	21	0	21
HW137	17	1.8	26	1	25
HW138	17	1.8	23	1	23
HW139	17	1.8	24	0.5	24
HW140	17	1.8	18	0.5	18
HW141	17	1.9	22	2	22
HW142	17	1.9	26	2.5	26
HW143	17	1.8	23	0	23
HW144	17	1.9	29	2.5	28
HW145	17	1.8	29	4	29
HW146	17	1.9	25	0	25
HW147	17	2.0	28	2	
HW148	17	2.0	20	0	
HW149	17	2.0	24	0	
HW150	17	2.1	25	0	

Les figures 4.1 à 4.3, montrent quelques exemples des essais triaxiaux du mélange à 33 % d'HW et qu'on retrouve dans le tableau 4.2. sur ces figures on présente aussi les valeurs des contraintes de confinement.

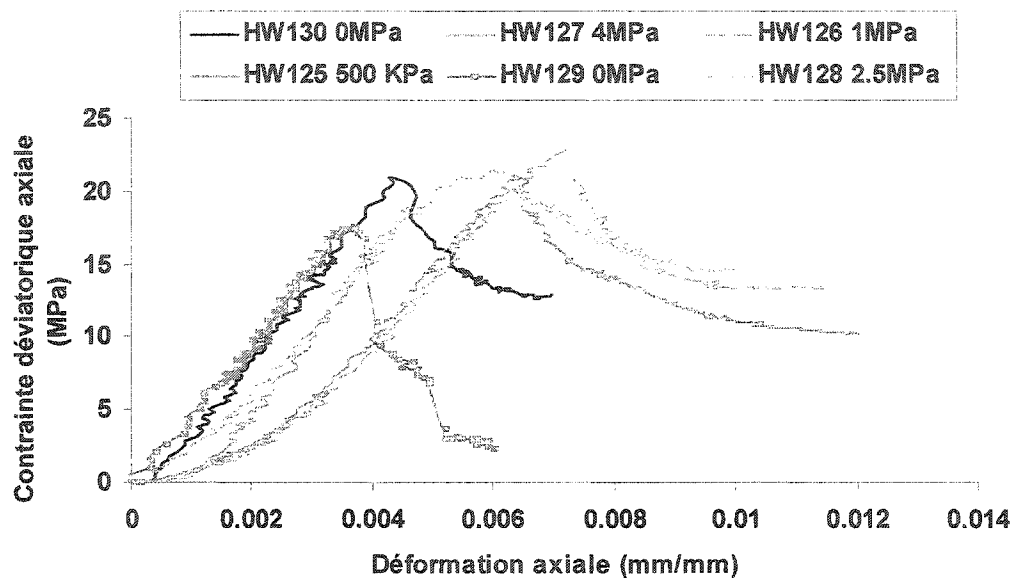


Figure 4-1 : Compression triaxiale sur des échantillons (HW125 à 130) à 33 % d'HW

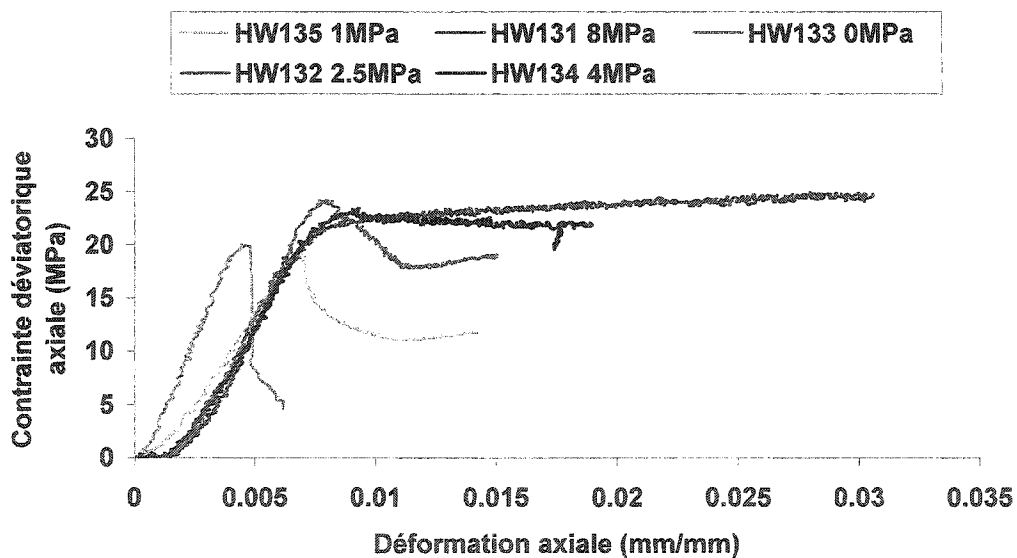


Figure 4-2 : Compression triaxiale sur des échantillons (HW131 à 135) à 33 % d'HW

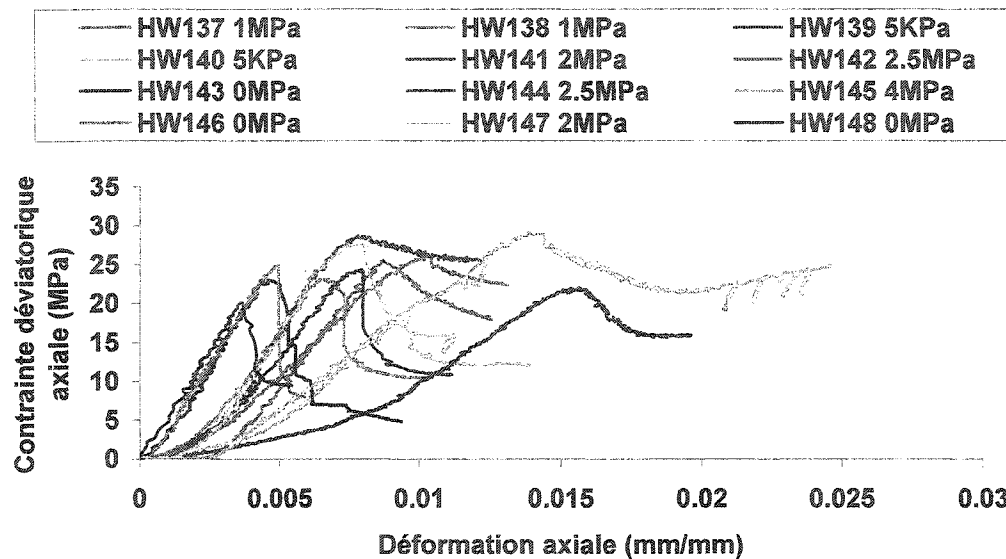


Figure 4-3 : Compression triaxiale sur des échantillons (HW137 à 148) à 33 % d'HW

À titre d'information, les figures E.1 à E.4 de l'annexe E présentent les relations contrainte-déformation pour des mélanges avec d'autres pourcentages d'HW. Il faut noter que le rapport HW/sable est resté constant.

L'angle de frottement et de la cohésion ont été déterminés à partir des contraintes à la rupture représentés dans un espace p-q, tel que montré à la figure 4.4.

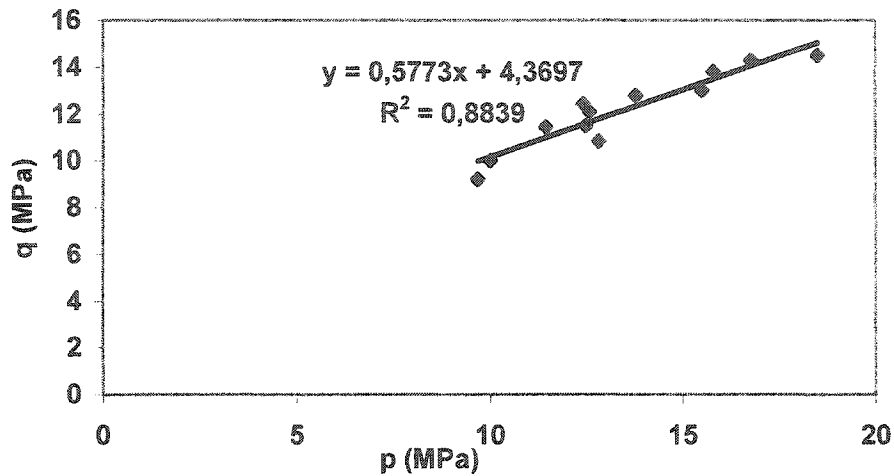


Figure 4-4: Diagramme p-q à la rupture (Mélange HW=33%)

Sur cette figure, p et q sont donnés par :

$$p = (\sigma_1 + \sigma_3)/2 \quad (4.2)$$

$$q = (\sigma_1 - \sigma_3)/2 \quad (4.3)$$

Lors des essais de compression uniaxiale, la majorité des échantillons se rompent en cisaillement généralement en deux cônes. D'après nos résultats, on peut déduire que le comportement de notre matériau est un comportement élastique jusqu'à la rupture et que celle-ci se produit d'une manière fragile. Un comportement typique en contrainte-déformation a été illustré à la figure 4.5.

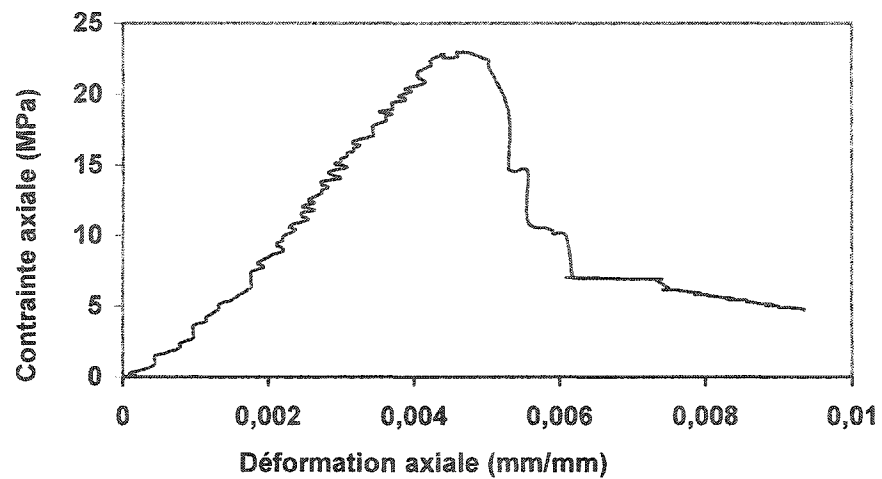


Figure 4-5: Comportement typique du matériau HW 33% en compression uniaxiale (échantillon HW143)

Pour le mélange choisi, la résistance en compression uniaxiale C_0 varie généralement entre (16.5 et 29.0 MPa), le module de Young entre (15.7 et 15.0 GPa) et le coefficient de Poisson entre (0.1730 et 0.197). Le module de Young a été mesuré en utilisant la portion linéaire de la courbe contrainte – déformation.

4.2 Simulation expérimentale des mesures au doorstopper modifié

4.2.1 Courbes de mises en charge et de récupération

En tout, treize essais ont été réalisés, dont 5 ont été retenus. Les 8 premiers essais réalisés ont mis en évidence des problèmes avec le montage expérimental qui ont été corrigés au fur et à mesure. Les 5 essais retenus sont ceux réalisés avec le montage une fois les problèmes corrigés. Les essais éliminés l'ont été soit à cause d'un problème technique, comme par exemple la non étanchéité de la cellule, décollement du doorstopper,...etc, soit qu'ils étaient écartés pour non fiabilité des résultats suite, par exemple, à une augmentation excessive de la température.

Le tableau 4.2 montre, pour les cinq essais retenus, les contraintes appliquées pendant les essais.

Tableau 4-2: Contraintes appliquées pendant les essais

Essais	σ axiale (MPa)	σ radiale (MPa)	Rapport (σ radiale/ σ axiale)
essai 38	3,07	8,44	2,75
essai 316	3,16	16,06	5,09
essai 414	4,29	14,11	3,29
essai 418	3,84	18,29	4,76
essai 523	5,20	22,82	4,39

Les courbes de récupération obtenues pour chacun des essais retenus sont présentées sur les figures 4.6 à 4.10. Sur chaque graphique, on présente les déformations récupérées enregistrées par les 4 jauges du "doorstopper modifié" en fonction de l'avancement du forage, ainsi que la valeur des invariants de déformations. Ces derniers sont définis comme la somme des jauges à 0° et 90° et des jauges à 45° et 135° . Ces invariants doivent par définition, être égaux et sont un indicateur de la qualité de la mesure. Toutefois, l'allure générale de la courbe de récupération est généralement indicatrice de la réussite de l'essai, nous y observons une augmentation des déformations au début de la saignée suivi d'un pic au maximum de ces déformations et enfin d'un plateau lorsque les contraintes sont totalement relâchées.

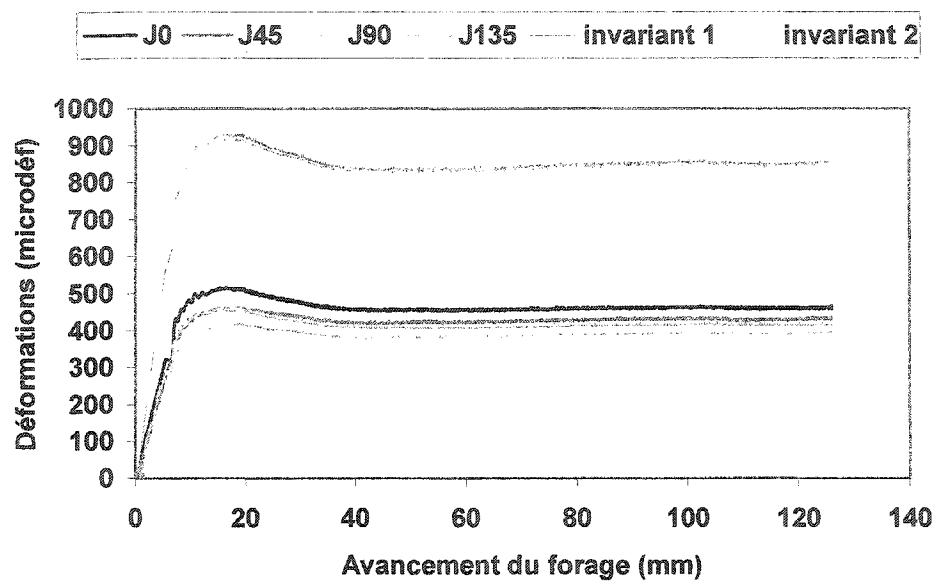


Figure 4-6: Courbe de récupération de l'essai 38

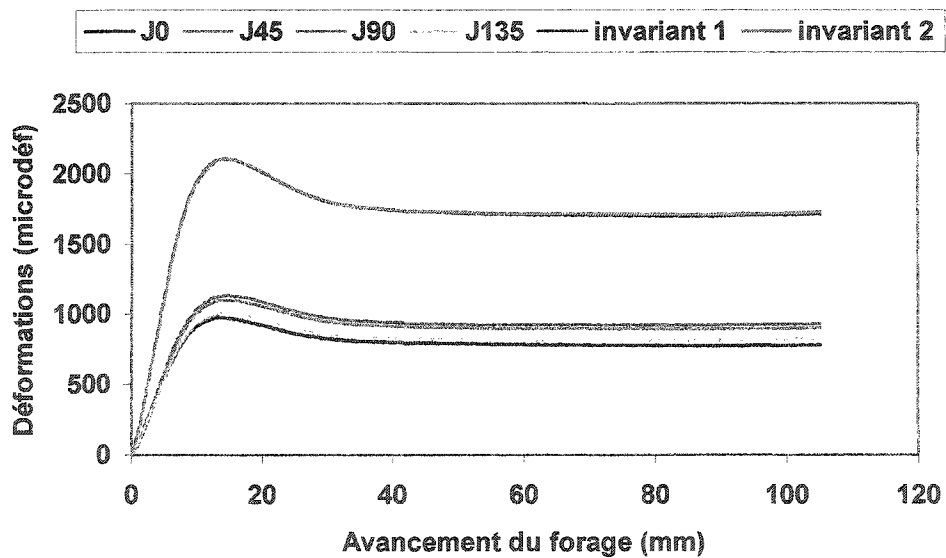


Figure 4-7: Courbe de récupération de l'essai 316

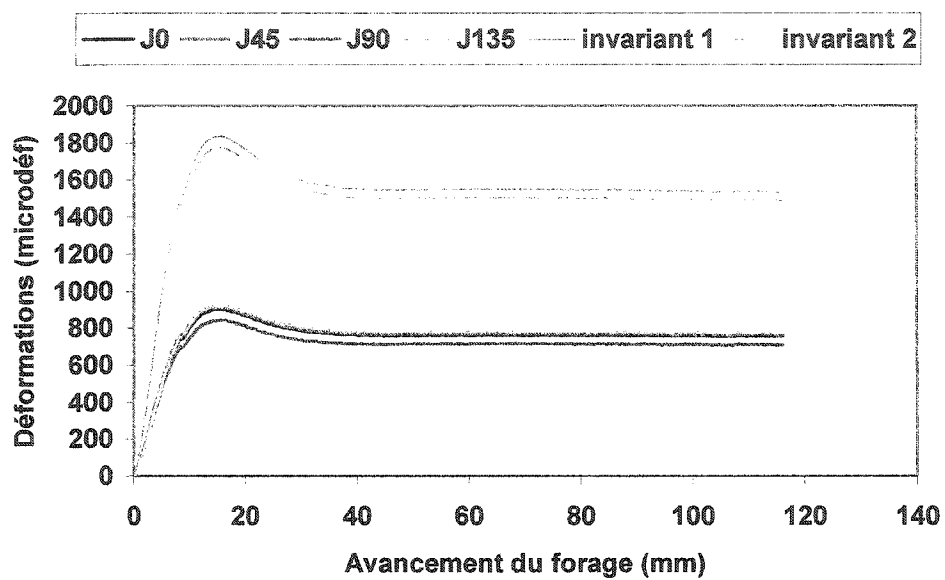


Figure 4-8: Courbe de récupération de l'essai 414

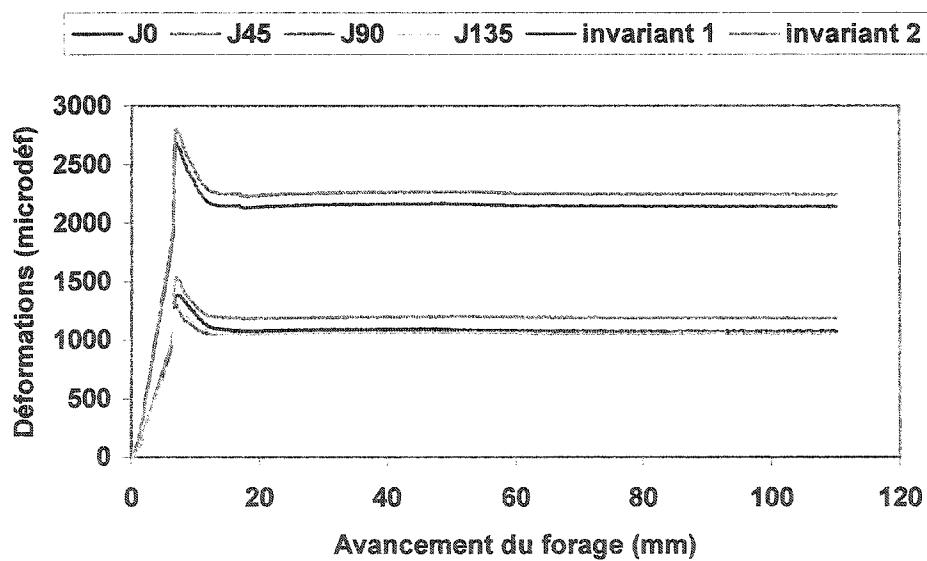


Figure 4-9: Courbe de récupération de l'essai 418

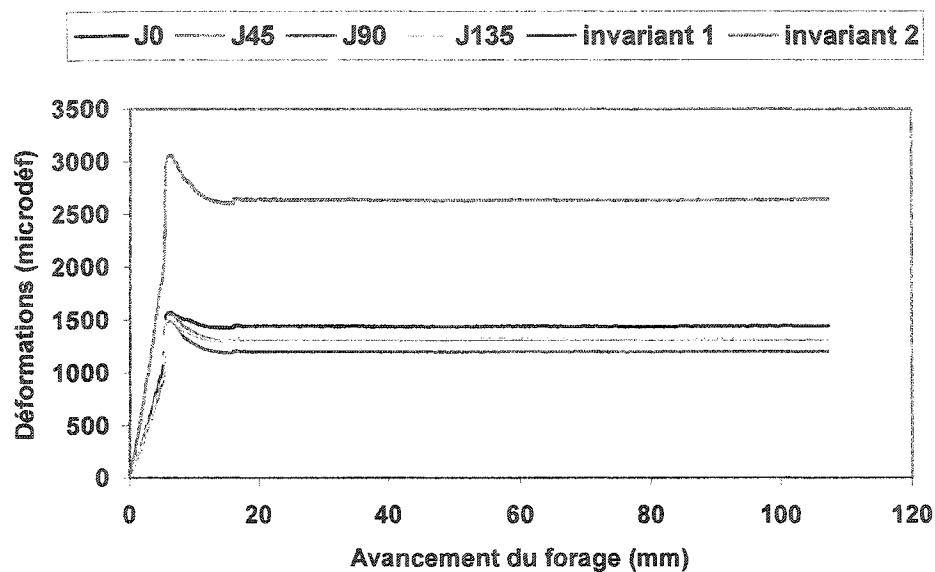


Figure 4-10: Courbe de récupération de l'essai 523

Il faut noter que les déformations récupérées montrées comportent une correction pour les effets de la température et que les déformations récupérées, résultantes d'un relâchement des contraintes de compression, sont considérées positives.

Le tableau 4.3 montre les déformations récupérées en fond de trou suite à la saignée et celles qu'on y retrouve après l'application des contraintes. À l'exception de l'essai 38, ce tableau montre que les déformations en fond de trou ne sont pas entièrement récupérées.

Tableau 4-3: Comparaison des déformations récupérées par relâchement des contraintes avec les déformations en fond de trou après l'application des contraintes (avant le relâchement).

Essais	moyenne des déformations récupérées par relâchement des contraintes (1) (microdéf)	moyenne des déformations avant relâchement des contraintes (2) (microdéf)	Rapport (1)/(2)
essai 38	425.25	333.50	1.28
essai 316	852.75	886.25	0.96
essai 414	755.75	784.50	0.96
essai 418	1096	1204.50	0.91
essai 523	1317.75	1422.75	0.93

Les problèmes rencontrés avec le thermocouple, pendant l'essai 38, expliqueraient la différence de celui-ci par rapport aux autres essais c'est-à-dire qu'à l'opposé des autres essais, les déformations récupérées à la suite du relâchement des contraintes lors de la saignée sont supérieures à celles avant relâchement des contraintes. Autrement dit dans les déformations récupérées après relâchement des contraintes de l'essai 38 il pourrait y avoir une partie des déformations dues aux variations de la température qui n'ont pas été soustraites.

Effet de la température

Pour chaque essai, l'évolution de la température au point de mesure, est exploitée pour corriger les effets thermiques. Les variations de température ont été provoquées par les frottements du carottier de la foreuse sur le matériau. Plus la vitesse de la foreuse est grande, plus la température est élevée. Les figures 4.11 à 4.14 montrent les variations de température au cours des essais.

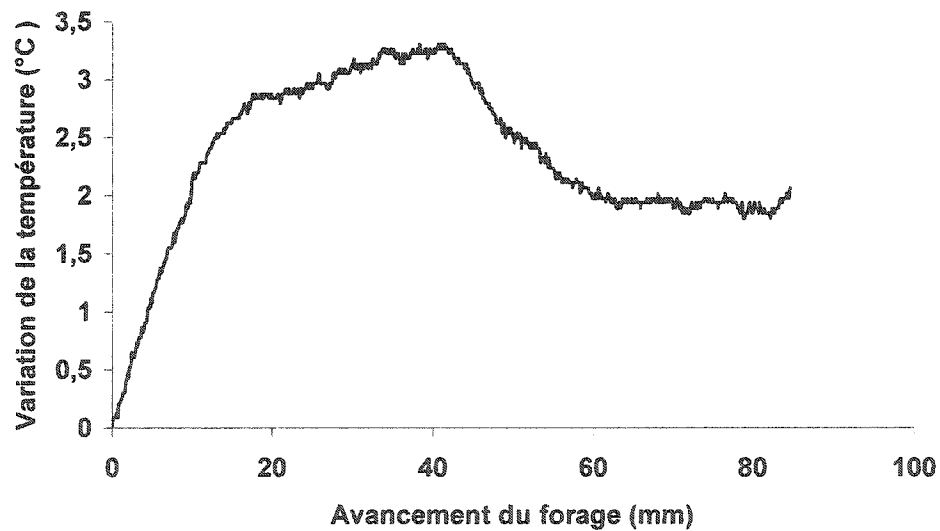


Figure 4-11: Variation de la température pendant le forage (essai 316)

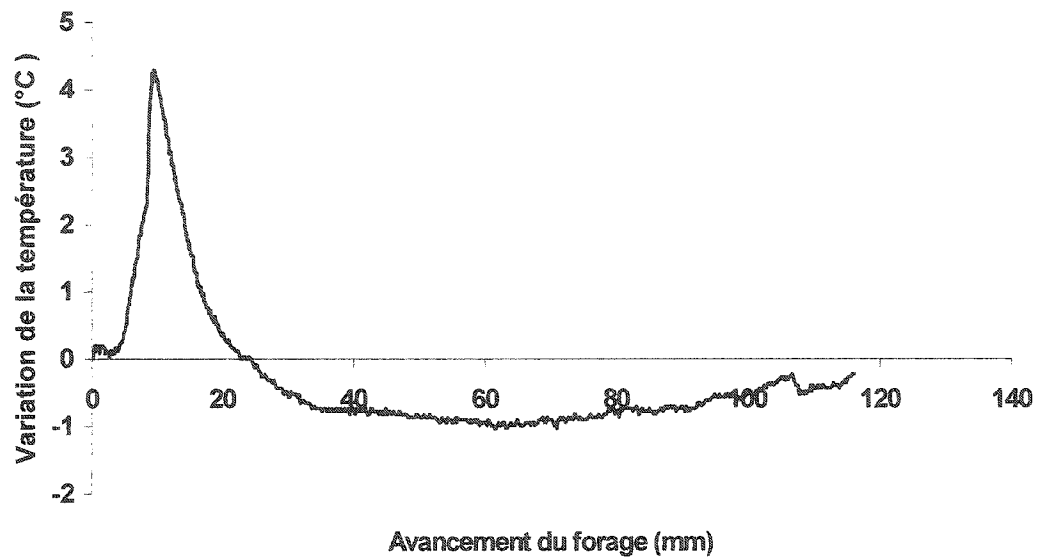


Figure 4-12: Variation de la température pendant le forage (essai 414)

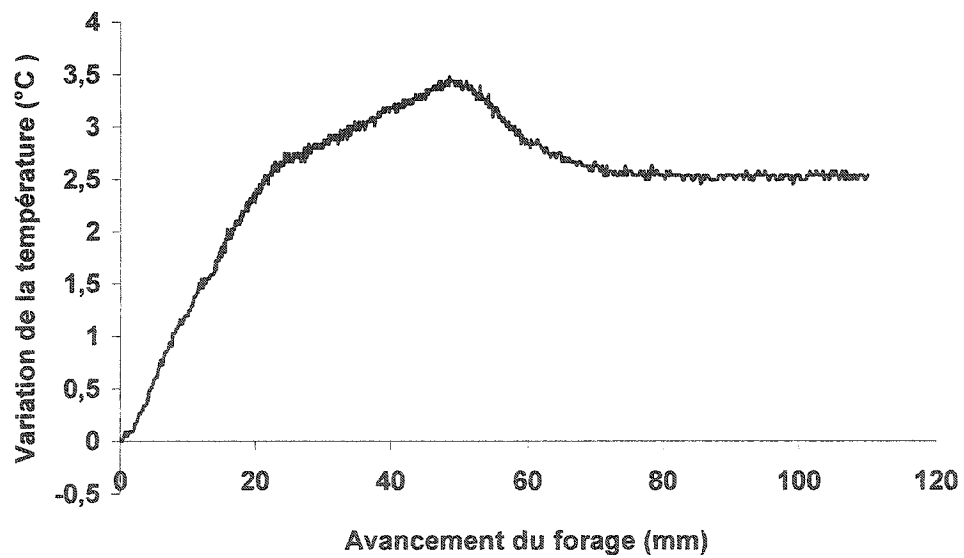


Figure 4-13: Variation de la température pendant le forage (essai 418)

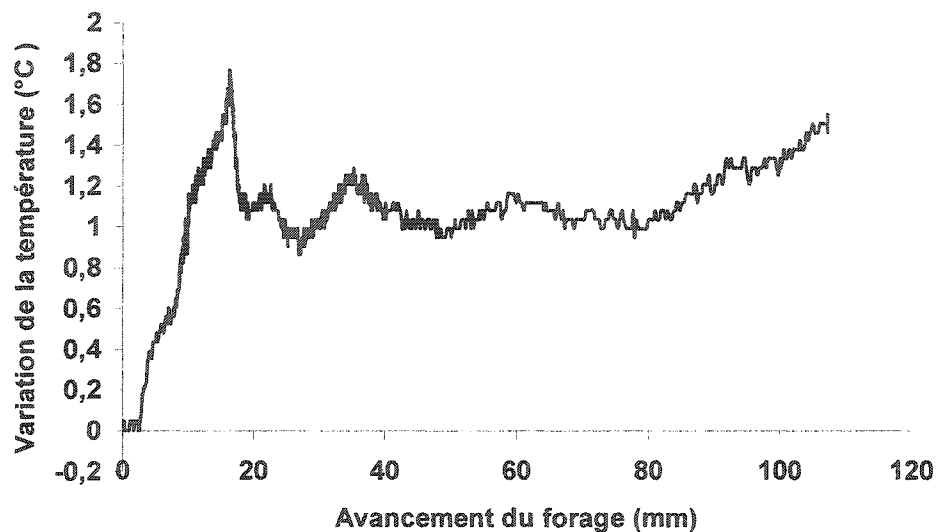


Figure 4-14: Variation de la température pendant le forage (essai 523)

La variation de la température à la fin de la saignée, période que l'on a nommé «phase de refroidissement», est utilisée pour établir des facteurs de correction reliant la réponse des jauges à la variation de température. Pour chacune des jauges, la pente de la droite indiquant la variation de déformation enregistrée par celle-ci pendant la phase de refroidissement en fonction des variations de température est déterminée. Ces pentes sont utilisées par la suite pour corriger les déformations enregistrées pendant la saignée de la correction suivante :

$$J_{\text{corr}} = J_{\text{enreg}} - \Delta T \cdot P \quad (4.1)$$

où

J_{corr} : déformation corrigée

J_{enreg} : déformation enregistrée non corrigée

ΔT : variation de la température pendant la saignée

P: pente des courbes des variations de la température en fonction des déformations à la fin de la saignée

La figure 4.15 qui correspond à l'essai 316, est donnée à titre d'exemple mais des courbes semblables ont été produites pour tous les essais. Ainsi, les courbes de récupération présentées dans ce chapitre, sont des courbes de récupération corrigées pour les effets de la température. Le fait de procéder à ces corrections, amène une amélioration de l'ajustement des invariants de même qu'une meilleure stabilité des déformations à la fin de la saignée.

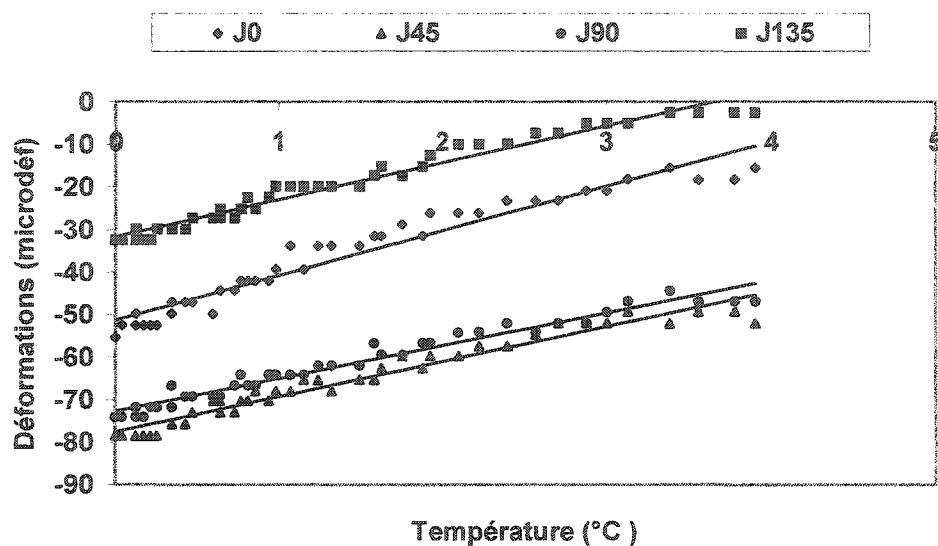


Figure 4-15: Régression linéaire sur les courbes des variations de température pendant la phase de refroidissement (essai 316)

4.2.2 Paramètres de déformabilité obtenus à partir des carottes récupérées

Les courbes obtenues lors des essais de rechargement biaxial isotrope sont présentées aux figures 4.16 à 4.19, alors que celles obtenues lors des essais de compression diamétrale sont présentées aux figures 4.20 à 4.25. Les équations des régressions linéaires affichées sur ces figures représentent respectivement, du bas vers le haut, les jauges J0, J45, J90 et J135.

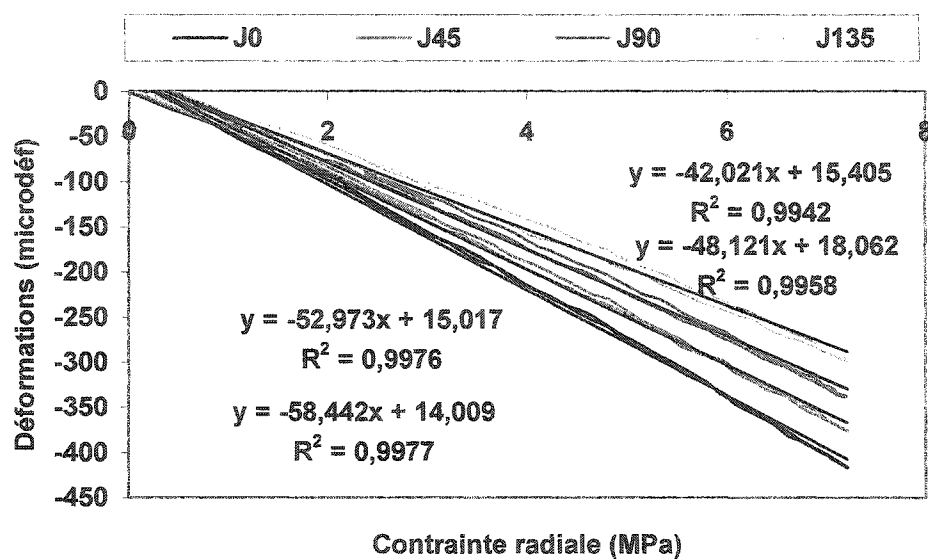


Figure 4-16: Régression linéaire sur chargement biaxial (essai 38)

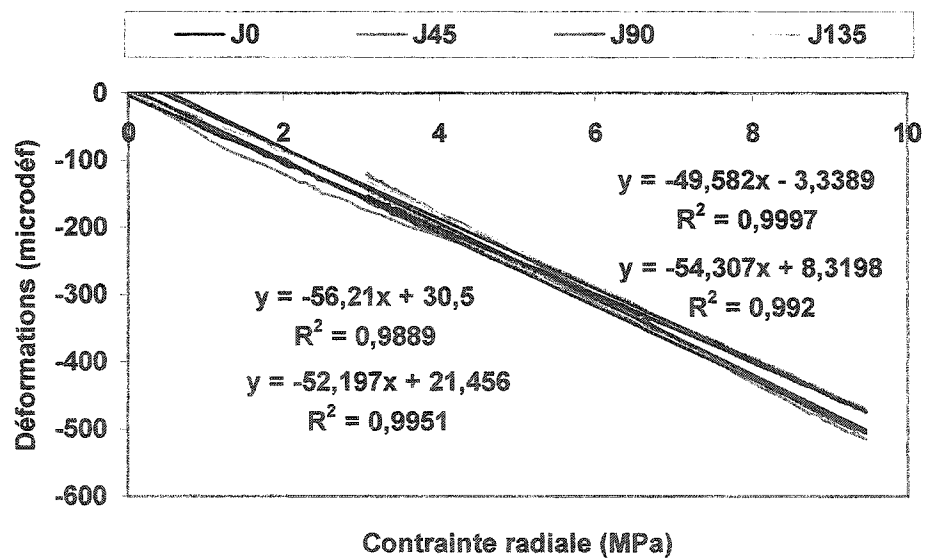


Figure 4-17: Régression linéaire sur chargement biaxial (essai 316)

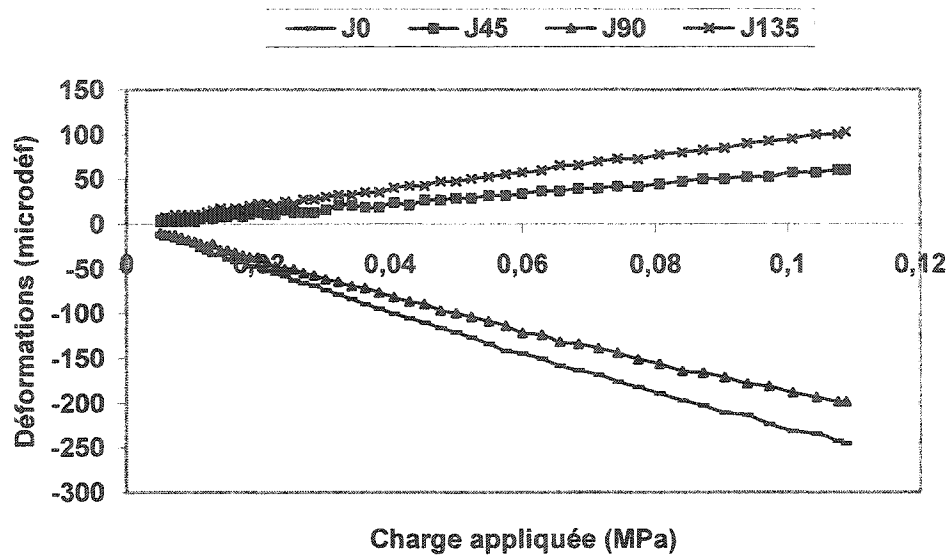


Figure 4-20: Relations contrainte-déformation lors d'un essai de compression diamétrale (essai 38)

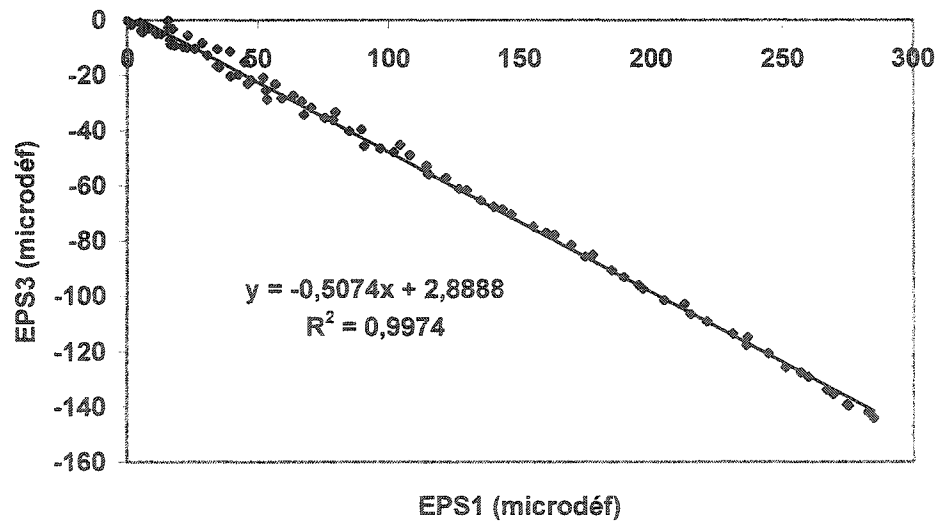


Figure 4-21: Relation déformation majeure-déformation mineure (essai 38)

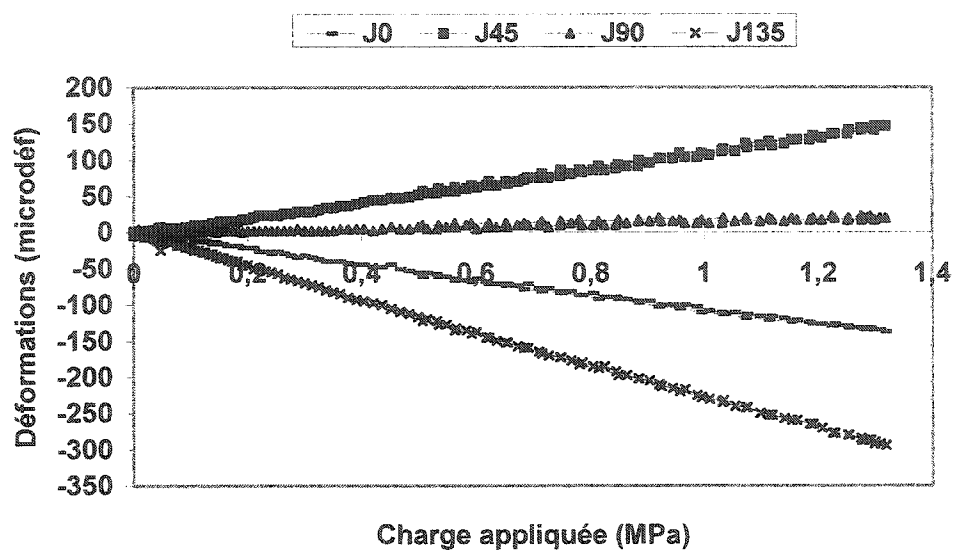


Figure 4-22: Relation contrainte-déformation lors d'un essai de compression diamétrale (essai 316)

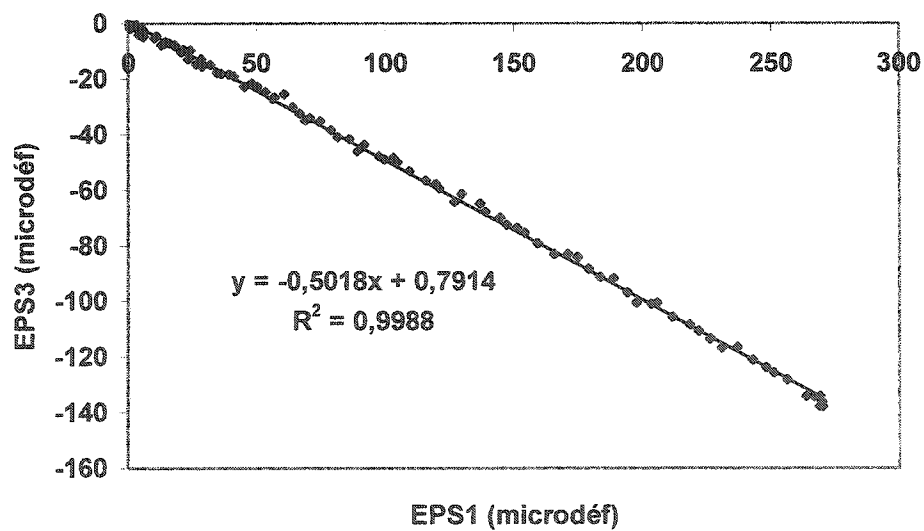


Figure 4-23: Relation déformation majeure-déformation mineure (essai 316)

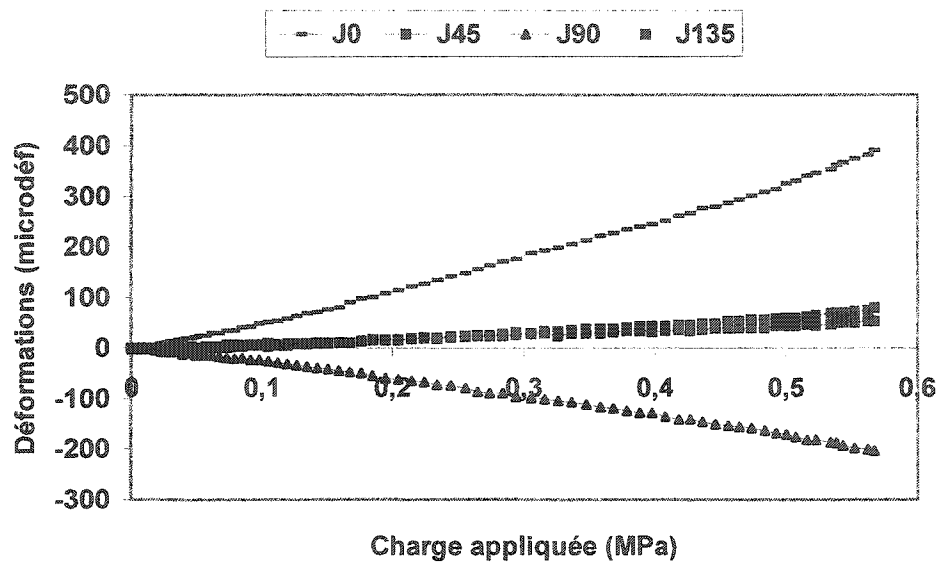


Figure 4-24: Relation contrainte-déformation lors d'un essai de compression diamétrale (essai 414)

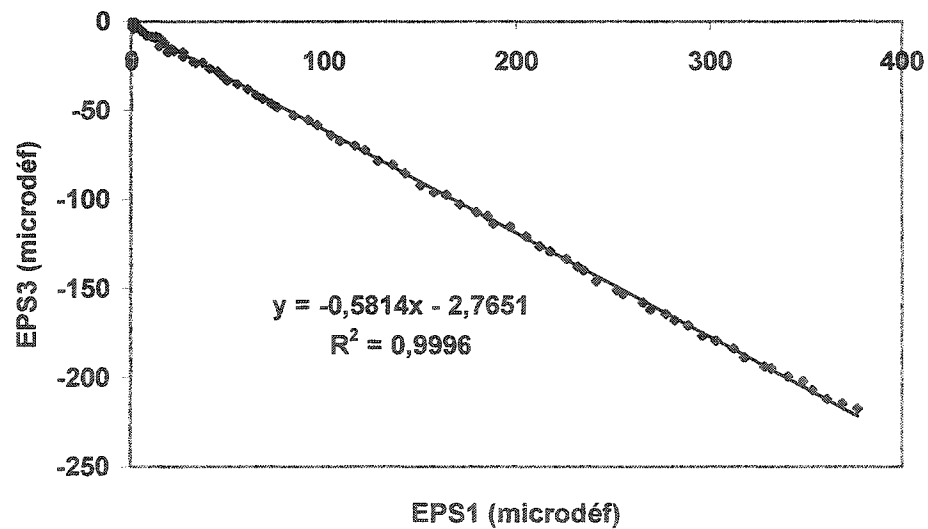


Figure 4-25: Relation déformation majeure-déformation mineure (essai 414)

Pour calculer les contraintes en fond de trou à partir des déformations récupérées, les paramètres de déformabilité doivent être évalués. Le fait que les courbes qui illustrent la réponse des quatre jauges lors du rechargement biaxial isotrope, ne sont pas confondues, peut attester d'une certaine anisotropie, qu'on attribue, à l'hétérogénéité du matériau, plutôt qu'à une vraie anisotropie, c'est ce qu'on appelle une pseudo-anisotropie. Si la roche est isotrope et homogène, la réponse des quatre jauges sera la même.

Les paramètres de déformabilité sont calculés en supposant le matériau homogène, linéaire et anisotrope afin de tenir compte de la pseudo-anisotropie selon le modèle proposé par Corthésy et al (1993b), déjà présenté au chapitre 2.

Le tableau 4.4 donne les propriétés de déformabilité des carottes récupérées ainsi obtenues.

Tableau 4-4: Paramètres de déformabilité pour les cinq essais

Essais	ν	E1 (GPa)	E2 (GPa)	E1/E2
essai 38	0.24	15.85	14	1.13
essai 316	0.177	16.33	15.57	1.05
essai 414	0.249	11.38	10.87	1.05
essai 418	0.249	11.38	10.87	1.05
essai 523	0.249	11.38	10.87	1.05

La carotte récupérée de l'essai (523) n'a pu être soumise aux essais de compression biaxiale et de compression diamétrale, alors que celle de l'essai (418) a pu être soumise à l'essai de compression biaxiale seulement, étant donné leur état suite à une rupture en fond de trou.

Comme les échantillons de ces essais ont donné des valeurs de résistance C_0 comparables à celle de l'essai 414 (14 à 18 MPa), il a été décidé de prendre la même valeur de coefficient de Poisson $\nu = 0.249$ et d'interpréter les matériaux comme étant comparables. D'autant plus que pour les essais 418 et 523, les valeurs des modules de Young et du coefficient de Poisson obtenues après la mise en charge des échantillons, sont comparables [(E=17 GPa, $\nu = 0.11$ (essai 418)) et [E=18 GPa, $\nu = 0.10$ (essai 523)].

4.2.3 Paramètres de déformabilité obtenus à partir des déformations en fond de trou avant relâchement des contraintes

Les figures 4.26 à 4.35 présentent les courbes de mise en charge pour les 5 essais retenus dans le présent projet. Ces courbes ont été utilisées pour la détermination du module de Young (E) et du coefficient de Poisson (ν) à partir des équations présentées à la section 3.2.4.

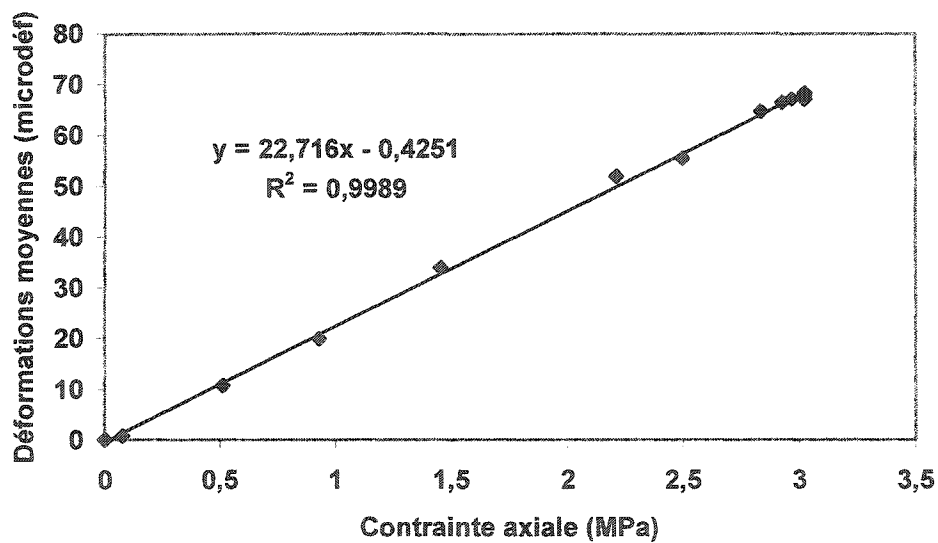


Figure 4-26: Courbe de chargement axiale (essai 38)

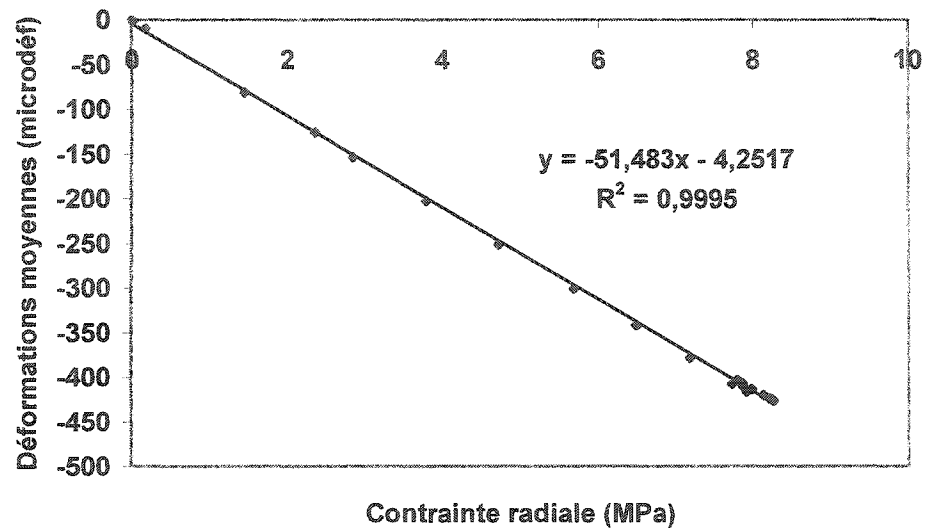


Figure 4-27: Courbe de chargement radial (essai 38)

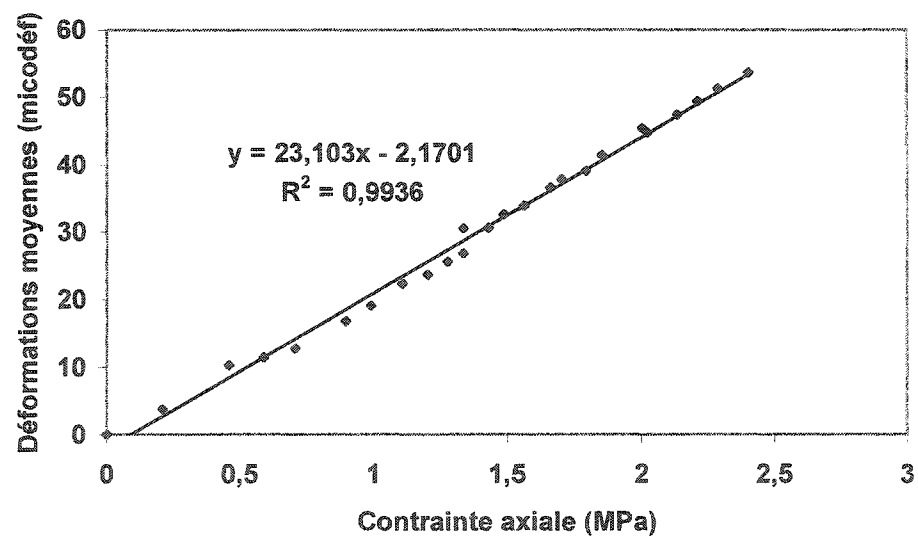


Figure 4-28: Courbe de chargement axial (essai 316)

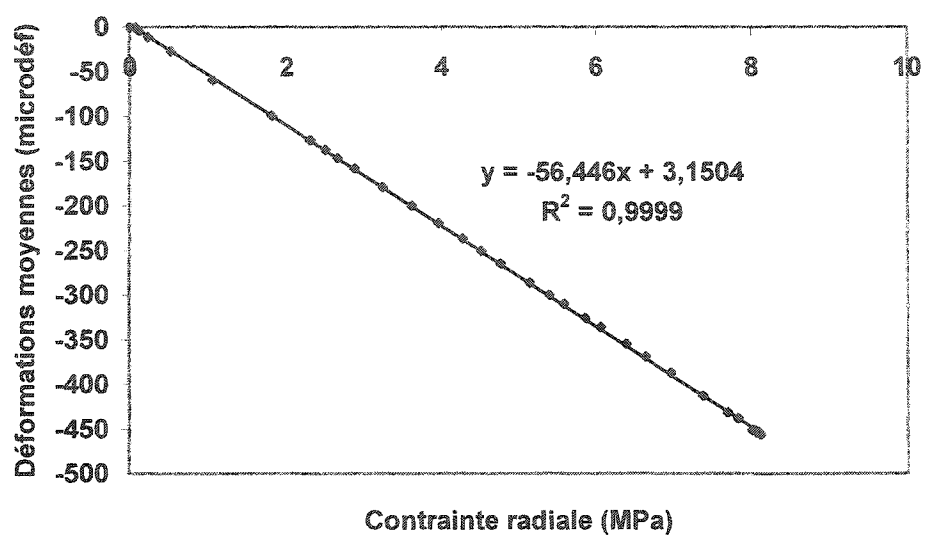


Figure 4-29: Courbe de chargement radial (essai 316)

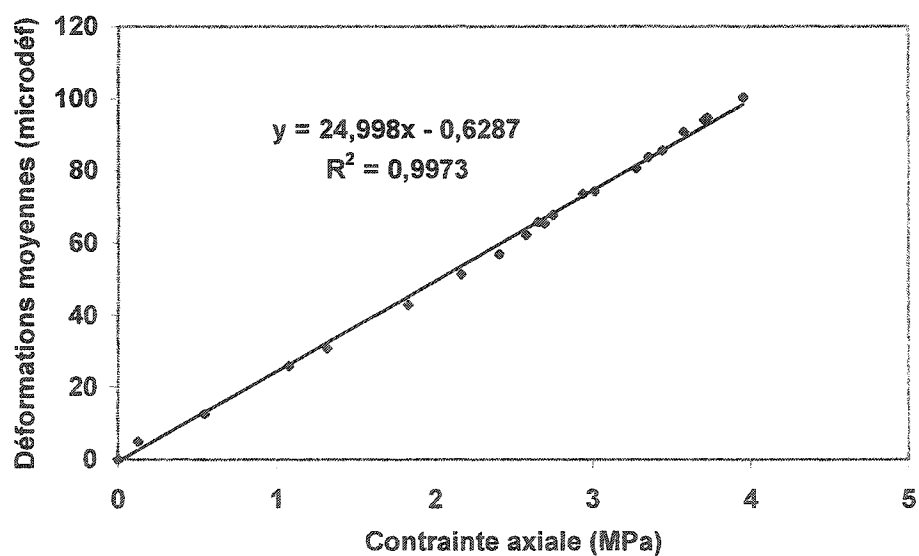


Figure 4-30: Courbe de chargement axial (essai 414)

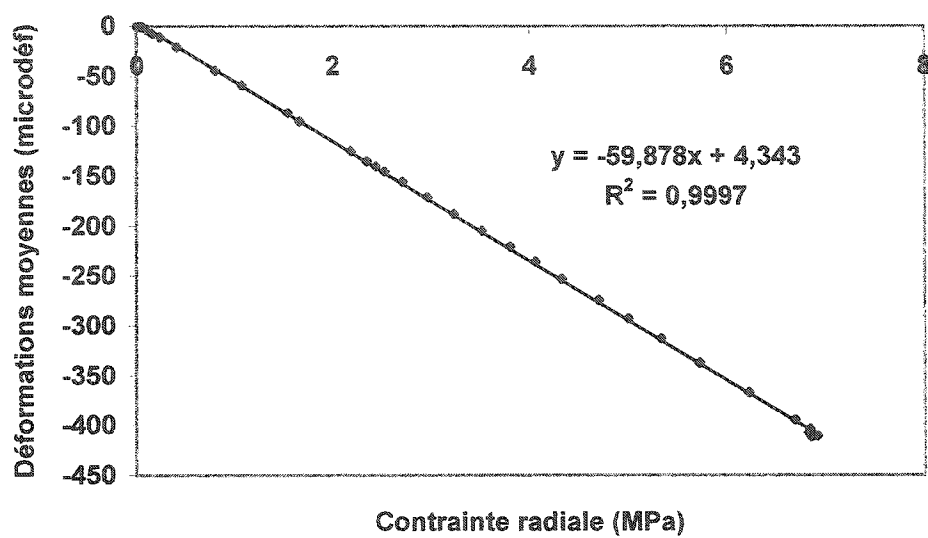


Figure 4-31: Courbe de chargement radial (essai 414)

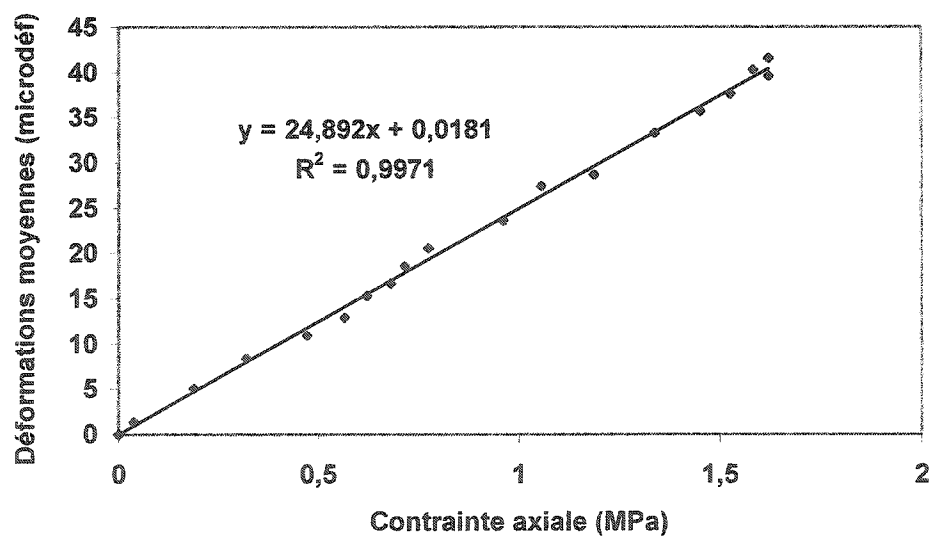


Figure 4-32: Courbe de chargement axial (essai 418)

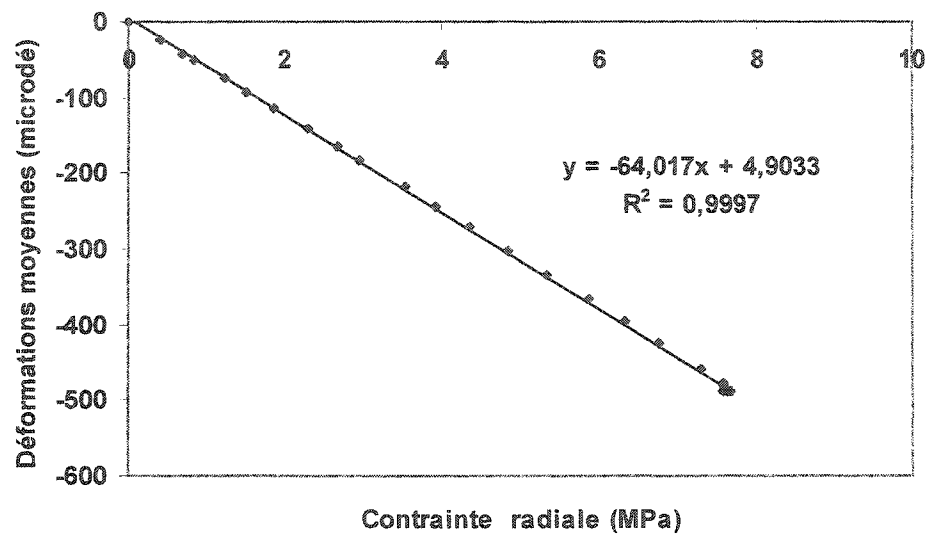


Figure 4-33: Courbe de chargement radial (essai 418)

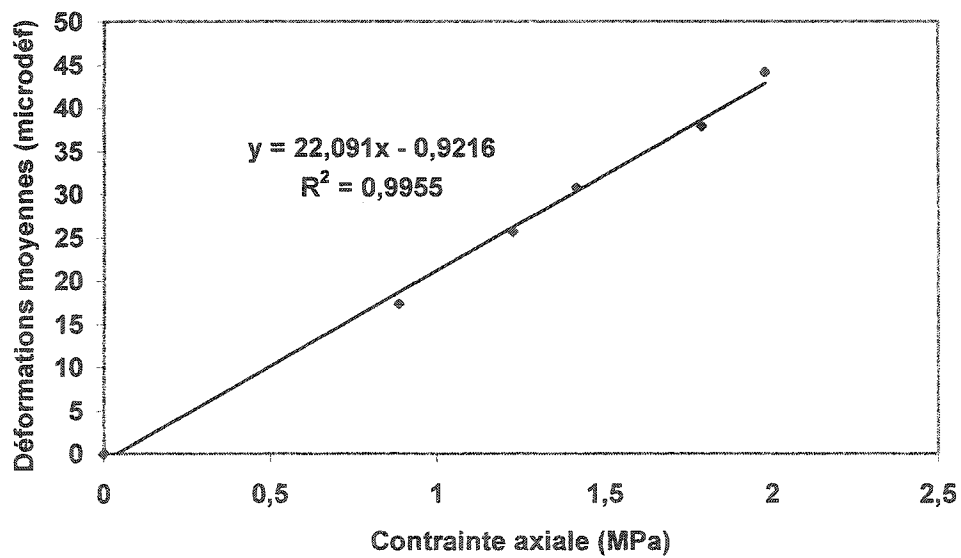


Figure 4-34: Courbe de chargement axial (essai 523)

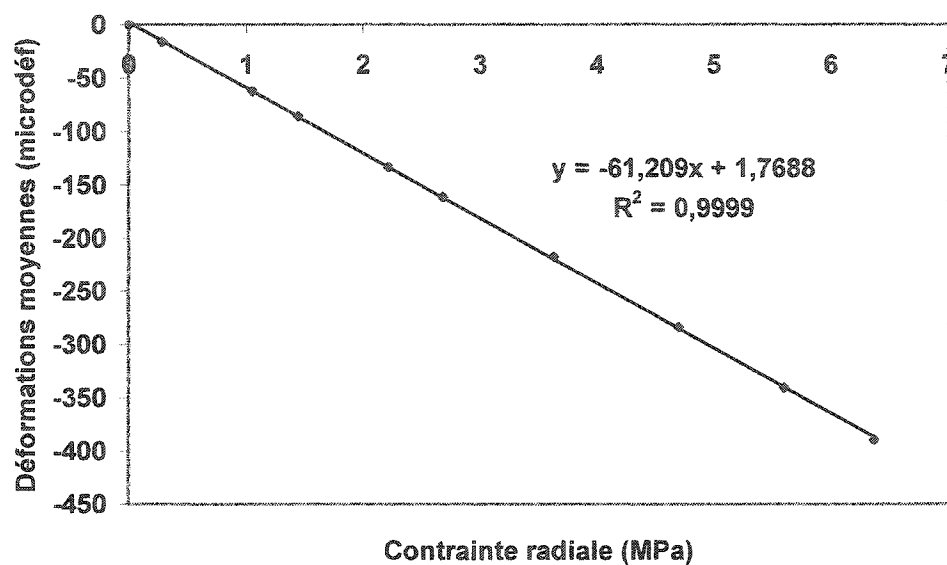


Figure 4-35: Courbe de chargement radial (essai 523)

Le tableau 4.5 présente les paramètres ainsi obtenus.

Tableau 4-5: Paramètres de déformabilité avant le relâchement des contraintes

Essais	E_{avant} (GPa)	V_{avant}
essai 38	20.43	0.160
essai 316	19.00	0.140
essai 414	17.53	0.135
essai 418	17.16	0.110
essai 523	18.47	0.075

Le tableau 4.6 montre la comparaison entre les paramètres de déformabilité déterminés avant relâchement des contraintes et ceux après le relâchement des contraintes par prolongement de forage.

Tableau 4-6: Tableau comparatif de E et ν de l'échantillon déterminés avant et après le prolongement du forage.

Essais	E_{avant} (GPa)	$E_{\text{après}}$ (GPa)	ν_{avant}	$\nu_{\text{après}}$	$E_{\text{avant}} / E_{\text{après}}$	$\nu_{\text{avant}} / \nu_{\text{après}}$
essai 38	20,43	14,73	0,16	0,24	1,38	0,66
essai 316	19,00	15,90	0,14	0,17	1,19	0,82
essai 414	17,53	11,14	0,14	0,25	1,57	0,56
essai 418	17,16	11,14 [*]	0,11	0,25 [*]	1,54	0,44
essai 523	18,47	11,14 [*]	0,08	0,25 [*]	1,66	0,32

* valeurs estimées

Les modules de Young $E_{\text{après}}$ présentés dans ce tableau sont une moyenne de E_1 et E_2 .

4.3 Calcul des contraintes

En utilisant les déformations récupérées et les paramètres de déformabilité, on peut calculer les contraintes en fond de trou. Une fois que ces contraintes au point de mesure ont été déterminées, elles peuvent être reliées à l'état de

contraintes existant dans le milieu avant le forage, en utilisant les équations 2.3 à 2.5.

Contrairement à ce qui a été parfois reporté dans la littérature, une mesure dans un seul plan ne permet pas la détermination de l'état de contraintes en ce plan, puisque les équations (2.3) à (2.5) constituent un système à trois équations avec quatre inconnues (σ_x , σ_y , σ_z et τ_{xy}), à moins que la contrainte normale au plan de mesure σ_z soit connue. Une seule mesure de contrainte peut être, alors, utilisée pour déterminer l'état de contrainte en ce plan.

La méthode RPR a permis, à partir d'une mesure dans un seul trou de forage, de quantifier 4 des 6 composantes du tenseur de contraintes. Ainsi, grâce à un logiciel qui utilise la démarche de calcul citée précédemment et qui a été programmé par le professeur Robert Corthésy, on a pu recalculer les contraintes in-situ. Le tableau 4.7 donne une comparaison entre les contraintes réellement appliquées et celles calculées en utilisant les valeurs de SR calculées à partir de l'équation 2.21 avec les contraintes appliquées et ce pour des coefficients de Poisson d'avant et d'après relâchement des contraintes.

Tableau 4-7: Comparaison entre contraintes appliquées et calculées avec les valeurs de $SR_{\text{appliqué}}$

Essais	V _{après} V _{avant}	SR _{appliqué}	contraintes appliquées (MPa) (1)		contraintes calculées (MPa) (2)		erreur $\{[(1)-(2))/(1)\} \cdot 100$ (%)	
			σ axiale	σ radiale	σ axiale	σ radiale	axiale	radiale
essai 38	0,24	0,36	3,07	8,44	2,89	7,96	5,73	5,70
	0,16	0,36	3,07	8,44	2,91	8,01	5,08	5,07
essai 316	0,17	0,19	3,15	16,05	2,82	14,36	10,54	10,53
	0,14	0,19	3,15	16,05	2,84	14,46	10,06	9,91
essai 414	0,25	0,30	4,29	14,10	3,10	10,20	27,75	27,67
	0,14	0,30	4,29	14,10	3,14	10,34	26,82	26,67
essai 418	0,25	0,21	3,84	18,29	4,09	19,45	-6,42	-6,33
	0,11	0,21	3,84	18,29	4,22	20,06	-9,81	-9,69
essai 523	0,25	0,22	5,19	22,82	5,44	23,88	-4,69	-4,64
	0,08	0,22	5,19	22,82	5,66	24,88	-8,92	-9,05

Dans le cas de mesures in situ, où la valeur de $SR_{\text{appliqué}}$ n'est pas connue, le calcul doit être fait en considérant les valeurs de SR_{RPR} , c'est-à-dire, valeurs de SR tirées des courbes RPR-SR pour différents coefficients de Poisson.

Tableau 4-8: Comparaison entre contraintes appliquées et calculées avec les SR_{RPR}

Essais	$V_{\text{après}}$ V_{avant}	SR_{RPR}	Contraintes appliquées (MPa) (1)		Contraintes calculées (MPa) (2)		erreur $\{[(1)-(2)]/(1)\} * 100$ (%)	
			σ axiale	σ radiale	σ axiale	σ radiale	axiale	radiale
essai 316	0,17	0,39	3,15	16,05	2,56	14,25	18,77	11,23
	0,14	0,39	3,15	16,05	6,30	15,89	-99,74	1,05
essai 414	0,25	0,09	4,29	14,10	0,87	9,11	79,60	35,36
	0,14	0,17	4,29	14,10	1,67	9,73	60,96	30,96
essai 418	0,25	0,65	3,84	18,29	16,95	25,72	-341,19	-40,66
	0,11	0,61	3,84	18,29	14,92	24,26	-288,26	-32,64
essai 523	0,25	0,00	5,19	22,82	0,00	21,25	100,00	6,85
	0,08	0,00	5,19	22,82	0,00	22,84	100,00	-0,08

Remarque

La valeur SR_{RPR} de l'essai 38 n'a pu être déterminée, étant donné qu'elle dépasse la valeur critique de 0.86.

4.4 Simulations numériques

Les courbes de récupération obtenues lors des simulations numériques sont présentées aux figures 4.36 à 4.40. Sur ces figures, on retrouve aussi les

courbes de récupération des essais expérimentaux et qui sont les moyennes des déformations enregistrées par les 4 jauges du doorstopper modifié.

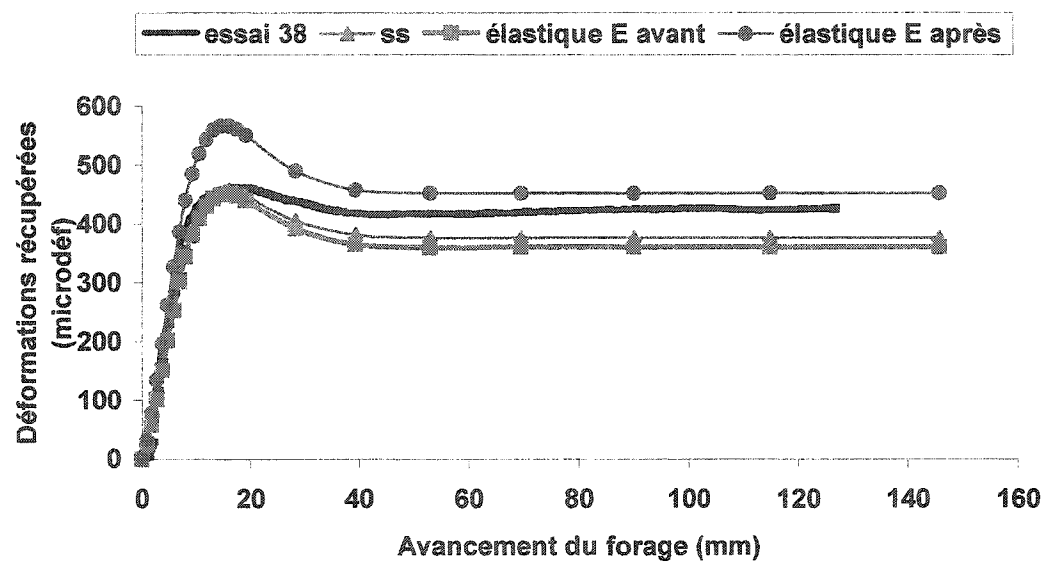


Figure 4-36: Courbes de récupération obtenues de l'analyse numérique (essai 38)

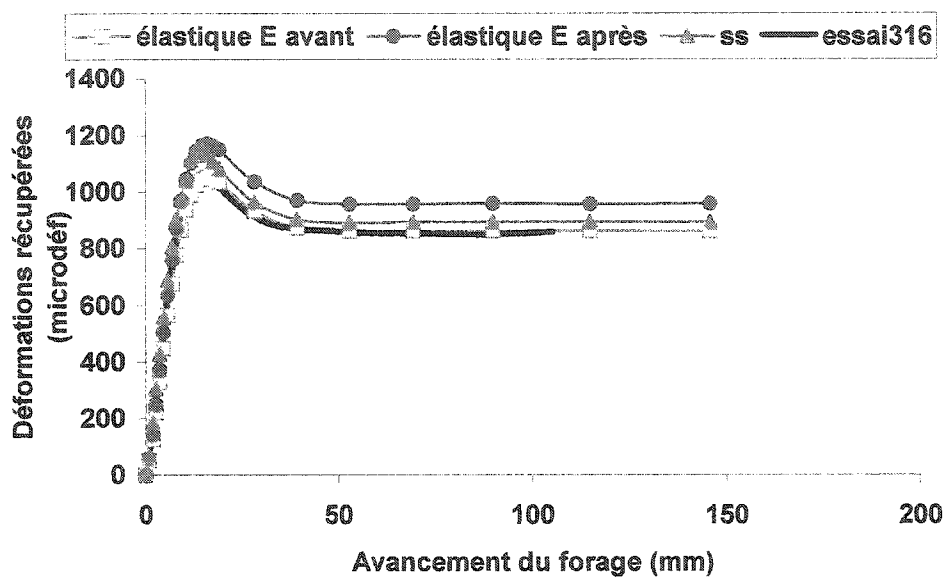


Figure 4-37: Courbes de récupération obtenues de l'analyse numérique (essai 316)

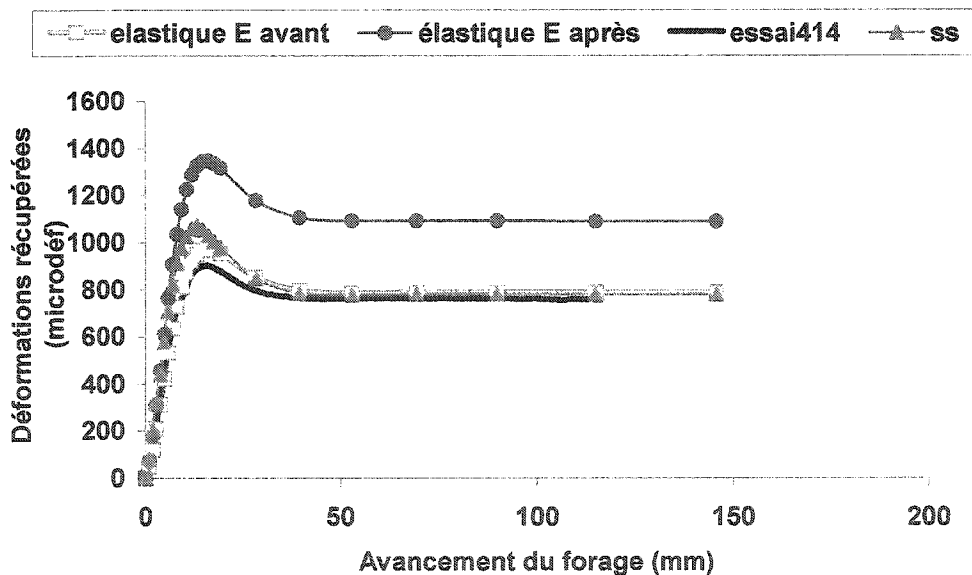


Figure 4-38: Courbes de récupération obtenues de l'analyse numérique (essai 414)

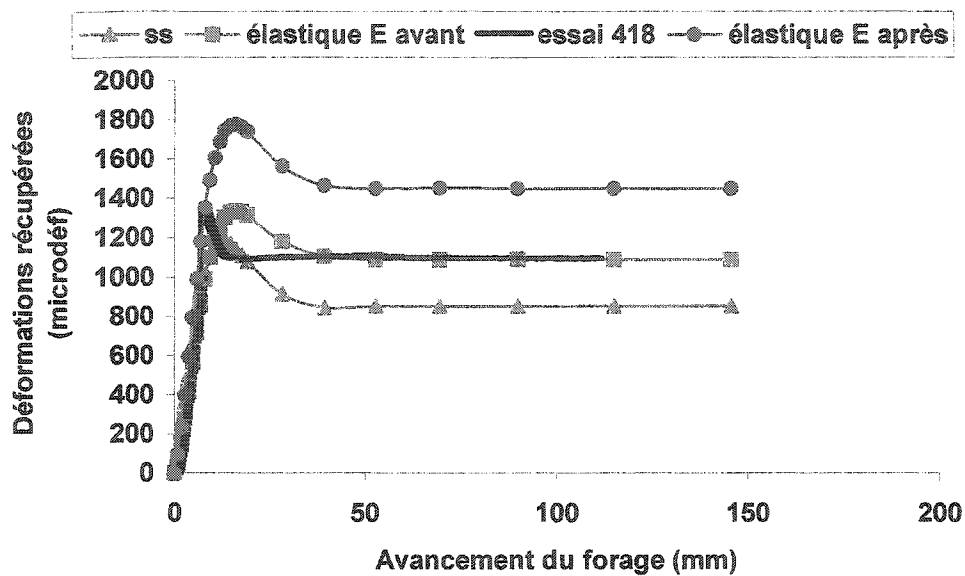


Figure 4-39: Courbes de récupération obtenues de l'analyse numérique (essai 418)

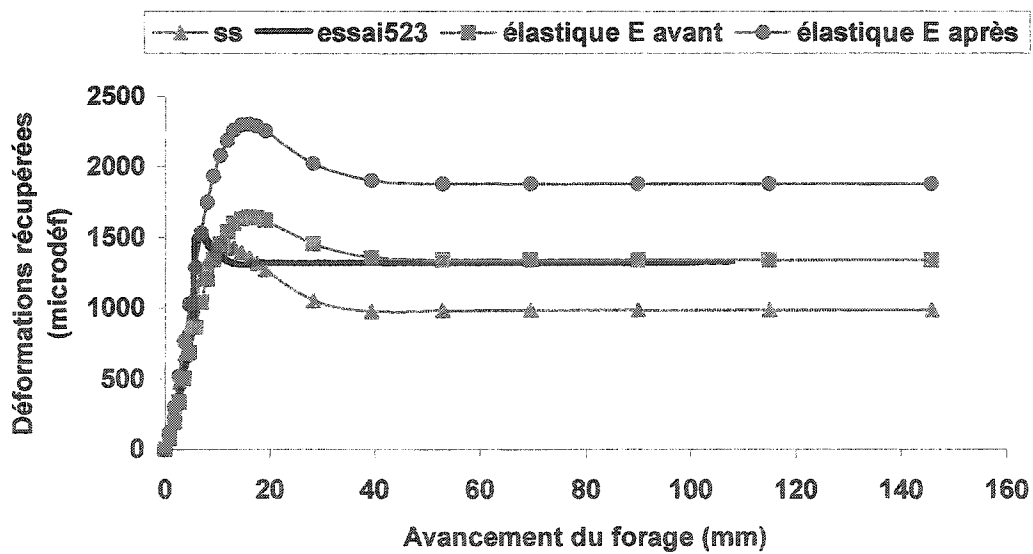


Figure 4-40: Courbes de récupération obtenues de l'analyse numérique (essai 523)

La comparaison faite entre les courbes de récupération obtenues par ces analyses numériques et celles des essais est résumée dans les tableaux 4.9. Les valeurs sont en microdéformations.

Tableau 4-9: Comparaison des déformations obtenues à partir des courbes de récupération des essais et des modèles numériques.

Essai 38			
	ε pic	ε récupérée	RPR
essai	459	424	0.92
Élastique $E_{\text{après}}$	566	452	0.79
Élastique E_{avant}	451	360	0.79
ss	456	376	0.82

Essai 316			
	ε pic	ε récupérée	RPR
essai	1048	856	0.82
Élastique $E_{\text{après}}$	1170	958	0.82
Élastique E_{avant}	1048	856	0.82
ss	1149	894	0.78

Essai 414			
	ε pic	ε récupérée	RPR
essai	902	762	0.84
Élastique $E_{\text{après}}$	1348	1091	0.81
Élastique E_{avant}	972	786	0.81
ss	1072	779	0.73

Essai 418			
	ε pic	ε récupérée	RPR
essai	1372	1098	0.80
Élastique $E_{\text{après}}$	1798	1468	0.82
Élastique E_{avant}	1362	1113	0.82
ss	1192	852	0.71

Tableau 4-9 (suite): Comparaison des déformations obtenues à partir des courbes de récupération des essais et des modèles numériques.

Essai 523			
	ε_{pic}	$\varepsilon_{récupérée}$	RPR
essai	1530	1317	0.86
Élastique $E_{après}$	2302	1879	0.82
Élastique E_{avant}	1643	1341	0.82
ss	1446	986	0.68

Les analyses numériques avec le modèle Strain-Softening (ss), montrent que la rupture en fond de trou est une rupture en tension et que cette rupture se produit d'une manière progressive au fur et à mesure que le prolongement du forage se fait. À titre d'exemple, la figure 4.41 montre l'évolution des zones de rupture pour l'analyse numérique qui simule l'essai 418. Les points en rose indiquent un élément où une rupture en tension s'est produite.

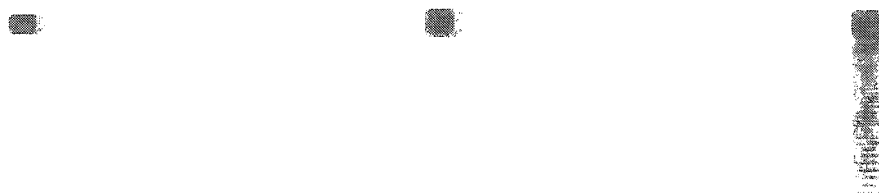


Figure 4-41: Rupture en tension progressive en fond de trou de forage lors des simulations numériques

CHAPITRE 5

ANALYSES DES RÉSULTATS

5.1 Essais de chargement biaxial et essais de compression diamétrale

Lors de la détermination des paramètres de déformabilité, pour les trois essais pour lesquels des carottes ont pu être récupérées suite au relâchement des contraintes, on a remarqué que:

Les modules de Young obtenus à partir de la mise en charge des cylindres avant le prolongement du forage (E_{avant}) sont supérieurs à ceux obtenus par les essais de rechargement biaxial isotrope effectué sur les carottes récupérées ($E_{\text{après}}$).

Les coefficients de Poisson obtenus à partir de la mise en charge des cylindres avant le prolongement du forage (ν_{avant}) sont inférieurs à ceux qui sont obtenus par des essais de compression diamétrale réalisés sur les carottes récupérées ($\nu_{\text{après}}$), comme montré au tableau 4.6.

Ceci nous laisse supposer que le matériau présente un certain endommagement suite au prolongement du forage. Cet endommagement est d'autant plus visible dans le cas des essais 418 et 523 où, suite au relâchement des contraintes, on avait constaté à l'œil nu que les carottes présentaient des plans de rupture suivant un patron de "disking".

Comme mentionné auparavant, les essais de rechargement biaxial isotrope montrent qu'il y a une certaine anisotropie apparente probablement dû à l'hétérogénéité des échantillons.

5.2 Courbes de récupération

Les figures de la section 4.2.1 présentent des courbes de récupération avec deux allures différentes. En effet, les courbes de récupération des essais 38, 316 et 414 présentent un pic arrondi au maximum des déformations, suivi d'une chute et d'un plateau quand toutes les déformations sont récupérées. Cependant les courbes de récupération des essais 418 et 523 présentent un patron différent constitué d'un pic pointu au maximum des déformations se produisant pour très peu d'avancement du forage, suivi d'une chute prononcée, probablement un signe indiquant qu'il y a eu rupture.

Effectivement, lors des essais 418 et 523, les carottes récupérées présentaient des ruptures sous forme de disques dont l'épaisseur est plus petite pour l'essai 523 que pour l'essai 418. Cette observation est conforme à celles faites par Obert.(1962) et par Stacey (1992), selon lesquels plus la contrainte radiale de confinement est grande, plus l'épaisseur des disques est petite. En effet, la contrainte dans le plan horizontal est égale à $\sigma_x = 23$ MPa pour l'essai 523 alors qu'elle est égale à $\sigma_x = 18$ MPa pour l'essai 418.

L'endommagement des carottes récupérées peut être détecté aussi par les déformations récupérées. En effet, le tableau 4.3 montre qu'à l'exception de

l'essai 38 qui a été affecté par le mauvais fonctionnement du thermocouple, les déformations ne sont pas toutes récupérées, attestant ainsi qu'il y eu endommagement du matériau. Dans le cas des essais 418 et 523, où l'endommagement est visible à l'œil nu, le rapport déformations récupérées obtenues par relâchement des contraintes suite à la saignée versus déformations avant relâchement des contraintes est inférieur à celui observé pour les essais 316 et 414. Cependant, cette différence reste tout de même assez faible.

L'endommagement ne se reflète pas sur toutes les courbes de récupération. En effet, on constate que quand il y a début d'endommagement (essai 414) les courbes de récupération continuent à avoir l'allure habituelle avec un pic arrondi. Mais dès que la rupture est atteinte, cette allure change pour être celle des essais 418 et 523 avec un pic pointu.

5.3 Contraintes calculées

Les contraintes calculées en faisant intervenir les valeurs de $SR_{appliquée}$ montrées au tableau 4.7 montrent des erreurs autour de 5 % à 10 % par rapport aux contraintes appliquées à l'exception de l'essai 414, pour lequel les erreurs se situent autour de 27 %.

Pour les essais où les paramètres de déformabilité ont pu être obtenus par rechargement des carottes récupérées (essais 38, 316 et 414), les erreurs sur la détermination des contraintes sont plus faibles si l'on fait intervenir dans le

calcul les paramètres de déformabilité initiaux. En pratique nous ne disposons que des paramètres de déformabilité déterminés des carottes récupérées et qui reflètent un éventuel endommagement. Cependant, les erreurs ne sont pas beaucoup plus grandes dans ce cas.

L'endommagement des échantillons et même la rupture en fond de trou, n'ont pas empêché le calcul des contraintes en utilisant les valeurs de SR obtenues à partir des contraintes appliquées sur les modèles ($SR_{\text{appliqué}}$) et les paramètres de déformabilité (avant et après relâchement des contraintes). En effet, la grandeur des contraintes appliquées aux frontières de l'échantillon est pratiquement celle qu'on retrouve par calcul (à l'exception de l'essai 414), indiquant que, pour ce niveau de pressions appliquées, la rupture n'empêche pas la détermination des contraintes.

Selon Amadei et Stephanson (1997), une erreur de 10 à 20 % sur le calcul des contraintes pourrait être acceptable. En effet, pour le calcul des contraintes avec les $SR_{\text{appliqué}}$, on ne dépasse pas ces valeurs sauf pour l'essai 414.

Le deuxième calcul des contraintes présenté au tableau 4.9 est celui réalisé en utilisant les valeurs de SR_{RPR} , tirées des relations RPR-SR pour différents coefficients de Poisson. L'analyse des valeurs des contraintes calculées pour les différents essais montre que l'erreur sur le calcul des contraintes ne suit pas un patron particulier, elle est variable et dans certains cas assez importante:

- Pour l'essai 316, on s'approche des contraintes appliquées avec une erreur acceptable de 1.053 % sur la contrainte radiale, l'erreur augmente à 11.235 % si on utilise les paramètres de déformabilité d'après le prolongement du forage ($v_{\text{après}}$).

- Pour l'essai 414 les erreurs augmentent considérablement.

- Dans le cas des essais 418 et 523, on constate qu'on est très loin des contraintes appliquées axiales et que l'erreur est acceptable pour la contrainte radiale de l'essai 523 (elle est de 0.087 % pour les paramètres d'avant et augmente à 6.853 % avec les paramètres de déformabilité d'après le prolongement du forage ($v_{\text{après}}$).

Il faut rappeler que le calcul des contraintes pour les essais 418 et 523 a été possible, en utilisant les paramètres de déformabilité de l'essai 414.

En résumé, avec les valeurs des $SR_{\text{appliqué}}$ on obtient de meilleurs résultats que si on utilise les valeurs des SR_{RPR} . Ceci peut être expliqué par le fait que les relations SR-RPR utilisent l'hypothèse d'un matériau élastique isotrope, ce qui est inadéquat quand le matériau est endommagé. Pour palier à ce problème en pratique, où les valeurs de $SR_{\text{appliqué}}$ ne sont pas connues, il faudrait procéder à 3 essais dans 3 trous de forage non parallèles pour avoir le tenseur complet 3D.

5.4 Simulations numériques

La comparaison des courbes de récupération des essais et celles des trois types d'analyses numériques (Strain-Softening, élastique avec des paramètres de déformabilité obtenus avant le relâchement des contraintes et élastiques avec des paramètres de déformabilité obtenus après le relâchement des contraintes) montre que:

- au début du prolongement du forage, les courbes de récupération sont très proches et ceci pour tous les essais;
- pour les cinq essais, les déformations récupérées après la saignée coïncident avec les déformations récupérées des analyses élastiques utilisant les paramètres de déformabilité avant relâchement des contraintes;
- les courbes de récupération des analyses élastiques utilisant les paramètres de déformabilité après relâchement des contraintes se placent toujours au-dessus des autres courbes de récupération pour tous les essais;
- les déformations récupérées des analyses (ss) sont très proches de celles des analyses élastiques avec les paramètres de déformabilité obtenus avant le relâchement des contraintes, sauf pour les essais 418 et 523. Ceci est probablement dû au fait que ces analyses (ss) utilisent des paramètres de déformabilité empruntés à l'essai 414;
- au maximum des déformations, le pic de la courbe de récupération de l'essai 316 coïncide parfaitement avec celui de l'analyse élastique avec les paramètres de déformabilité obtenus avant relâchement des contraintes, alors que celui de l'essai 414 de forme arrondie ne l'est pas et que celui de l'essai

418 de forme pointue est très décalé par rapport à celui de l'analyse numérique avant la saignée. Le même patron se répète pour l'essai 523;

- l'essai 38 aurait pu avoir le même patron que l'essai 316 c'est-à-dire un comportement parfaitement élastique où les courbes de récupération des essais coïncident au complet avec celles des analyses numériques élastiques d'avant la saignée, si les déformations récupérées de cet essai ne contenaient pas encore des déformations dues aux variations de la température et qui n'ont pas été tout à fait corrigées à cause de la déficience du thermocouple.

En résumé, l'essai 316 a un comportement élastique et c'est à partir de l'essai 414 que l'endommagement d'abord partiel affecte le pic des courbes de récupération mais n'en change pas l'allure arrondie. Cet endommagement évolue jusqu'à la rupture en fond de trou qui a été visible sur l'allure pointue des pics des courbes de récupération des essais et à l'œil nu sur les carottes récupérées.

CHAPITRE 6

CONCLUSIONS ET RECOMMANDATIONS

De la présente étude il sort que:

- la rupture en fond de trou se reflète sur le pic des courbes de récupération. En effet, deux allures distinctes de ces courbes ont été enregistrées : une avec un pic arrondi pour les essais 38, 316 et 414 l'autre avec un pic pointu pour les essais 418 et 523 ;
- la courte distance nécessaire au relâchement des contraintes qu'offre la méthode du "doorstopper modifié" a permis l'enregistrement des courbes de récupération malgré la rupture en fond de trou;
- les déformations en fond de trou ne sont pas entièrement récupérables lors du relâchement des contraintes. Cependant, la différence entre les déformations récupérées avant relâchement des contraintes et celles récupérées après la saignée est très faible;
- les paramètres de déformabilité reflètent l'endommagement. En effet, la différence entre ceux avant le relâchement des contraintes et ceux déterminés

après la saignée, par des essais de rechargement biaxial et de compression diamétrale, montre qu'il y a eu endommagement en fond de trou;

- malgré l'endommagement, les erreurs sur le calcul des contraintes avec les valeurs des $SR_{\text{appliqué}}$ sont acceptables;

- la relation SR-RPR qui stipule un matériau élastique, linéaire homogène et isotrope n'est pas adéquate quand on a endommagement du matériau vue les erreurs assez importantes lors du calcul des contraintes avec les SR_{RPR} qui utilise cette relation;

- les analyses numériques ont montré que la rupture en fond de trou est une rupture en tension qui progresse au fur et à mesure que le forage avance;

- en allant de l'essai 316 à l'essai 523, on passe d'un comportement élastique où la courbe de récupération de l'essai 316 épouse parfaitement la forme de l'analyse numérique élastique utilisant les paramètres avant relâchement des contraintes, à un début d'endommagement avec l'essai 414 et enfin à la rupture avec les essais 418 et 523;

- les disques obtenus sur les carottes récupérées des essais 418 et 523 après la rupture sont d'autant plus minces que la contrainte radiale de confinement est plus grande en allant de 18 MPa à 23 MPa;

- un matériau synthétique facilement manipulable et reproductible dont les constituants sont disponibles commercialement a été développé. Ce matériau a un comportement élastique jusqu'à la rupture qui se produit d'une manière fragile.

À la lumière de cette étude, on recommande pour les travaux futurs:

- utiliser du matériau synthétique dont il est question dans ce rapport et dont les paramètres mécaniques se reproduisent d'une manière assez régulière;
- répéter les essais 38 et 414 afin de valider les observations obtenues dans le présent travail, aussi, de faire des essais avec d'autres états de contraintes supérieures à celles déjà appliquées;
- évaluer l'impact de l'endommagement sur les relations SR-RPR et éventuellement les adapter aux matériaux présentant un comportement plastique;
- comme on a des modèles numériques validés par des modèles physiques, des analyses numériques pourraient être menées en introduisant dans les modèles numériques d'autres états de contraintes et d'autres lois de comportement des matériaux tel que, "double yield".

CHAPITRE 7

LISTE DE RÉFÉRENCES

AMADEI, B. et STEPHANSSON, O., (1997). Rock stress and its measurement. London: Champan & Hall.

ASTM D 4543., (1995). Standart Practices for Preparing Rock Core Specimens and Detemining dimensional and Shape Tolerances. Norme technique

ASTM D 2938-95., (2002). Standart Test Method for Unconfined Compressive Strength of Intact Rock Core Specimens. Norme technique

BATUGIN, S.A, NIRENBURG, R.K., (1972): Approximate relation between elastic constants of anisotropic rocks and the anisotropy parameter, Soc. Min. Sci., vol. 8, no. 1, 5-8.

CABOT, E., LEITE, M.H., CORTHÉSY, R., THOMPSON, P., (2000). Practical aspects related to rock stress determinations using the Deep Doorstopper Gauge System. Proceeding 16th Annual Conference of the Tunneling Association of Canada-Montréal, 39-46.

CORTHÉSY, R., (1982). Une méthode analytique pour le calcul des contraintes dans les roches anisotropes et non-linéaires avec la technique du

"doorstopper". Mémoire de maîtrise, Département de génie minéral, École Polytechnique de Montréal.

CORTHÉSY, R., GILL, D.E., (1990). An integrated approach to stress measurement using the doorstopper cell, Comptes rendus de la conf. Canadienne de Géotechnique, Québec, 463-469.

CORTHÉSY, R., GILL, D.E., LEITE, M.H., (1991): The effect of heterogeneity on pointwise stress measurements " . Proc. of the Third International Conference on residual stresses, Tokushima, Japan.

CORTHÉSY, R, GILL, D.E, OUELLET, J., (1993a). Méthodes de mesure des contraintes dans les massifs de roches dures, Centre de Recherche Minéral, Ministère de l'Énergie et des Ressources du Québec.

CORTHÉSY, R., GILL, D.E., LEITE, M.H., (1993b). An Integrated Approach to Rock Stress Measurement in Anisotropic Nonlinear Elastic Rocks. International Journal of Rock Mechanics, Mining Sciences and Geomechanics, Abstracts, vol.30, no.4, 395-411.

CORTHÉSY, R., GILL, D.E., LEITE, M.H., NEFZOU, A., (1993c). Stress measurements and micro-heterogeneity effects. Scale Effects. In rock Masses 93, Pinto da cunha (ed), Balkema, Rotterdam, 295-302.

CORTHÉSY, R., LEITE, M.H., HE. G., et GILL, D.E., (1994). The RPR Method for the Doorstopper Technique : Four or Six Stress components from one or two Boreholes. International Journal of Rock Mechanics, Mining Sciences and Geomechanics, Abstracts. vol.31.no.5, 507-516.

CORTHÉSY, R., GILL, D.E., LEITE, M.H., et NGUYEN, D., (1997a). Use of the modified Doorstopper-IMA Combination as a Stress-Meter. Proceedings of the International Symposium on Rock Stress, Kumamoto, Japan, 71-76.

CORTHÉSY, R., GILL, D.E., LEITE, M.H., (1997b). Élaboration d'un modèle de prédiction des contraintes in-situ dans le Nord-Ouest québécois. Rapport technique. École Polytechnique.

CORTHÉSY, R., LEITE, M.H., GAUDIN, B., et TURPIN, E., (2000). Mesure des contraintes dans les roches tendres en Haute-Savoie. 53^e conférence de la Société canadienne de Géotechnique, 333-340.

CORTHÉSY, R., (2002). Mécanique des Roches II. Notes des cours GML 6002. École Polytechnique de Montréal.

DURELLI, A.J., OBERT, L., PARKS, V.J., (1968). Stress required to initiate core discing. Trans S M E, vol.241, 269-276.

FAIRHURST, C., (2003). Stress estimation in rock: a brief history and review. International journal of rock Mechanics & Mining Sciences. vol 40. no7-8, 957-973.

GANGARO, H.V.S., ADVANI, S.H., CHANG, P., LEE, S.C., DEAN, C.S., (1979). In situ stress determination based on fracture response associated with overcoring operation, Proc. 20th U.S Symp. on Rock Mech, 683-690.

GILL, D.E., CORTHÉSY, R., OUELLET, J., DUBE, P.B., NGUYEN, D., (1987). Improvements to standard doorstopper and Leeman cell stress measuring techniques, Proc. 2nd Int. Symp. On Field Measurements in Rock Mech, Kobe. vol.1, 75-83.

GRAY, W.M ET TOERS, N.A., (1974). Optimization of the design and use of a triaxial strain cell for stress determination. ASTM STP 554, 116-134.

HAIMSON, B.C., (1978). The hydrofracturing stress measuring method and recent field results. International journal of rock Mechanics & Mining Sciences, vol.15, no. 4, 167-178.

HAIMSON, B.C et LEE. CF., (1995). Estimating in situ stress conditions from borehole breakouts and coredisking experiment results in granite. In: Proceedings of the international Workshop on rock Stress measurement at Great Depth. Tokyo, Japan, 8th ISRM Congress, 19-24.

HAIMSON, B.C., (1997). Borehole breakouts and core diskings as tools for estimating in situ stress in deep holes. Rock stress, Sugawara & Obara (eds). Balkema, Rotterdam, 35-43.

HAST, N.,(1979). Limits of stress measurements in the earth's crust. Rock. Mech. vol.11, 143-150.

HILTSCHER, R., MARTNA, J., ET STRINDELL, L., (1979). The measurement of triaxial rock stresses in deep boreholes and the use of rock stress measurements in the design and construction of rock openings. Proc. 4th Int. Cong. Rock Mech. Montreux. vol. 2, 227-234

INDRARATNA, B., (1987). Application of fully grouted bolts in yielding rock. Thèse de doctorat, Département de génie civil, University of Alberta.

ITASCA Consulting Group, (1992). FLAC user manual. Minneapolis, Minnesota.

JAEGER, J.C, et COOK, N.G.W., (1963). Pinching off and discing of rocks. J. Geophys. Res. vol.68, 1759-1765.

KAGA, N., MATSUKI, K., SAKAGUCHI, K., (2003). The in situ stress state associated with core discing estimated by analysis of principal tensile stress. International journal of rock Mechanics & Mining Sciences. vol 40, 653-665.

LEEMAN, E.R., (1965). The Doorstopper and triaxial rock stress measuring instruments developed by the C.S.I.R. J1 S. Afr. Inst. Min. Metall. 69, 305-319.

LEEMAN, E.R., (1967). "The doorstopper and triaxial rock stress measuring instruments developed by the CSIR", J. of the South Afr. Inst. of Mining and Metall., vol. 69, no 7, 305-339.

LEITE, M.H. CORTHÉSY, R., GILL, D.E., ST-ONGE, M., et NGUYEN. D., (1996a). The IAM – A Down-the-hole conditioner / Data logger for the "modified doorstopper Technique". 2nd North American rock Mech.Symp., Montréal .Aubertin, Hassani & Mitri (eds). Balkema, rotterdam, 897-904

LEITE, M.H. CORTHÉSY, R., GILL, D.E., (1996b). Deep borehole Stress Measurements at the URL. (Projet P2102) Rapport final. C.D.T, École Polytechnique de Montréal, 1-33.

LEITE, M.H. CORTHÉSY, R., GILL, D.E., (1996c). Field application of the RPR in situ stress calculation method. Rock Mechanics, Aubertin, Hassani & Mitri (eds), 921-927.

LEITE, M.H., CORTHÉSY, R., GILL, D.E., READ, S.R., (1997). Some aspects of a stress calculation model for deep measurements using the modified doorstopper cell. Roch Stress, Sugawara & Obara (eds), 1997 Balkema, Rotterdam, 65-70.

LEITE, M.H., et CORTHÉSY, R., (2001). Stress measurements in concrete structures with modified doorstopper technique. ACI Structural Journal, 619-628.

LJUNGGREN, C., CHANG, Y., JANSON, T., CHRISTIANSSON, R., (2003). An overview of rock stress measurement methods. International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences. vol 40, 957-973.

MARTIN, C.D et LANYON, G.W., (2003). Measurement of in-situ stress in weak rocks at Mont Terri rock Laboratory, Switzerland. International journal of Rock Mechanics & Mining Sciences. Vol 40, 1077-1088.

OBERT, L., (1962). Effects of stress relief and other changes in stress on the physical properties of rock. U.S. Bur.Min.Rep.Inv.6053, Dept.of the Interior. 9p.

OBERT, L., et STEPHENSON, D.E., (1965). Stress Conditions under which core discing occurs. Trans S M E. vol.232, 227-235.

RAHN, W., (1984). Stress concentration factors for the interpretation of doorstopper stress measurements in anisotropic rocks. International journal of rock Mechanics & Mining Sciences abstracts. vol 21, 313-326.

READ, R.S., MARTIN, C.D., DZIC, E.J., (1995). Assymetric borehole breakouts at the URL. In: Daeman J, schultz.R, editors. Proceedings of the 35th US Symposium on Rock Mechanics. Rotterdam: Balkema, 879-884.

STACEY,T.R., (1992). Contribution to the mechanism of core discing. Journal of the South African Institute of mining and metallurgy, 269-274.

THOMPSON, P.M, CORTHÉSY, R et LEITE, M.H., (1997). Rock stress determination at great depth using the modified doorstopper gauge. Proc.of International symposium on rock Sress, Kumamoto, Japan, 1197 october. Balkena, Rotterdam, 59-64.

THOMPSON, P. et MARTINO, J., (2000). In situ Stress Determinations at Great Depth Using the Deep Doorstopper Gauge System. Proceeding 16th Annuel Conference of Tunneling Association of Canada-Montréal, 17-27.

TINCELIN, M.E., (1952). Mesure des pressions de terrains dans les mines de fer de l'Est. Ann. Inst. Tech. De bâtiment et des travaux publics, Série Sols et Fondations, No. 58, 972-990.

ANNEXES

ANNEXE A

**RÉSULTATS DU PREMIER MÉLANGE
DE DRY STONE**

Tableau A.1: Résultats avec le DryStone

Échantillons	%DS	Consistance	Poids volumique KN/m3	C ₀ MPa	Période de cure	C ₀ moyen MPa
DS1	66	21.2	21.76	35	3jdans moule+24hfour	33.6733
DS2			20.82	44		
DS3			21.48	46		
DS4			20.94	29	4 jour à l'air libre	
DS5			21.27	29		
DS6			21.11	19		
DS8	60.73	23.68	21.12	25	4 heures au four	29.1325
DS9			21.04	24	6H au four	
DS10			21.28	23	8H au four	
DS11			21.27	28	4H four	
DS13			21.48	33	24H au four	
DS14	66	21.2	21.02	29	4H four	29.4233
DS15			21.47	27	6H au four	
DS16			21.25	33	24H au four	
DS17	58.57	23.71	21.32	34	24H au four	33.36
DS18			21.13	33	24H au four	

Tableau A.1 (suite): Résultats avec le DryStone

Échantillons	%DS	Consistance	Poids volumique KN/m3	C ₀ MPa	Période de cure	C ₀ moyen MPa
DS19	59.6	23.84	21.54	26	24H au four	24.86
DS20			21.54	28		
DS21			21.32	25		
DS22			21.79	22	24H au four+4jour à l'air libre	
DS23			21.25	23	24H au four	
DS24	58.84	26	21.03	30	24H au four	24.364
DS25			21.30	29		
DS26			21.32	33		
DS27			21.54	31		
DS28			21.96	21		
DS29			21.39	34		
DS30			21.54	50	5jour à l'air libre+5j au four	
GDS31			21.26	19	2j au four toujours humide	
GDS32			20.51	18	24H au four	
GDS33			18.42	23	4j au four	
GDS34			17.85	21	5jour au four	

Tableau A.1 (suite): Résultats avec le DryStone

Échantillons	%DS	Consistance	Poids volumique KN/m ³	C ₀ MPa	Période de cure	C ₀ moyen MPa
	58.84	26				24.364
GDS35			17.96	17	3 jour au four	
GDS36			18.13	23	5 jour au four	
GDS37			18.34	21	5j au four	
GDS38			18.95	25	5j au four	
DS39			18.98	48	4j au four	
DS40			18.16	34	5j au four	
DS41			18.76	7	4j au four	
DS42			16.78	7	4j au four	
DS43			16.16	7	4j au four	
DS44			16.70	8	5j au four	
DS45			15.79	17	4j au four	
DS46			17.41	4.5	5j au four	
DS47			16.50	7	5j au four	
DS48			17.25	12	4j au four	
DS49			18.77	16	5j au four	
DS50			20.18	17	5j au four	

Tableau A.1 (suite): Résultats avec le DryStone

Échantillons	%DS	Consistance	Poids volumique KN/m ³	C ₀ MPa	Période de cure	C ₀ moyen MPa
DS51	58.84	26	18.26	28	5j au four	24.364
DS52			17.51	19	5j au four	
DS53			18.23	28	5j au four	
DS54			17.89	24	5j au four	
DS55			17.52	22	5j au four	
DS56			18.74	40	4j au four	
DS57			18.76	43	4j au four	
DS58			18.04	23	4j au four	
DS59			18.35	36	4j au four	
DS60			18.19	33	4j au four	
DS61			18.10	31	4j au four	
DS62			18.55	36	4j au four	
DS63			18.59	35	4j au four	

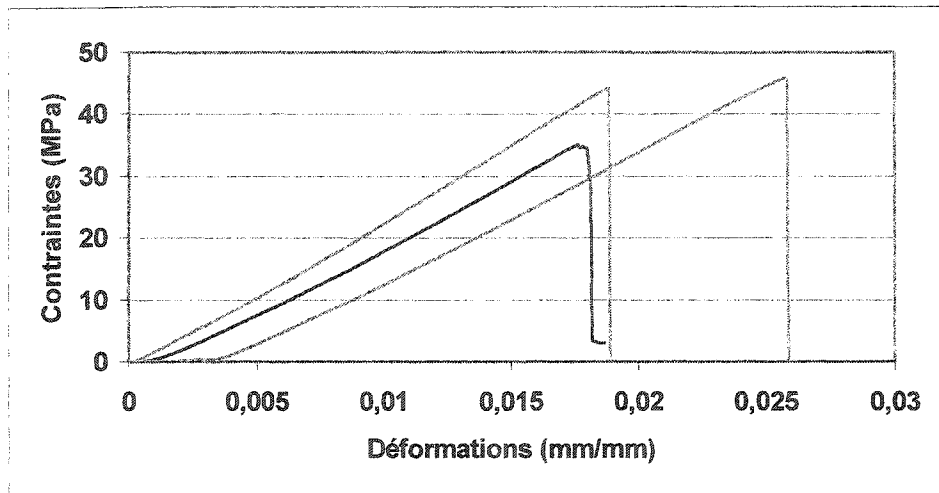


Figure A.1: Compression uniaxiale des échantillons DS1,DS2,DS3 pour un pourcentage en DS de 66%

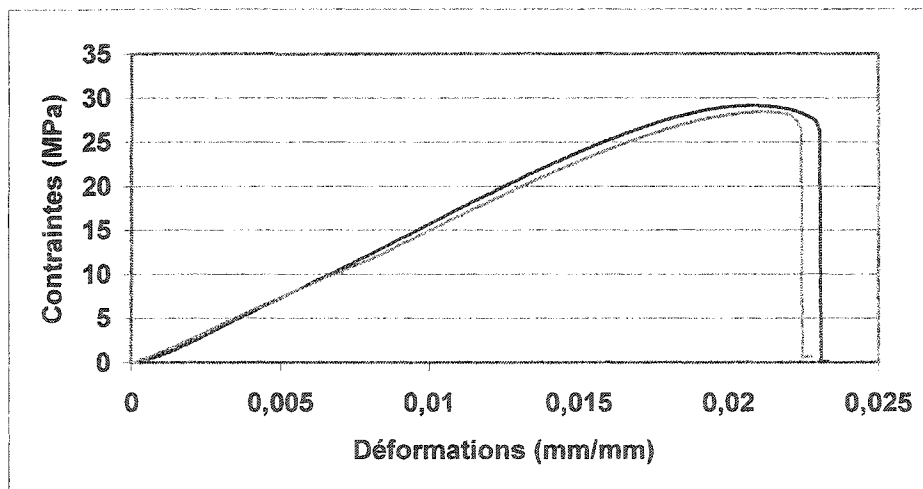


Figure A.2: Compression uniaxiale des échantillons DS4, DS5 pour un pourcentage en DS de 66%

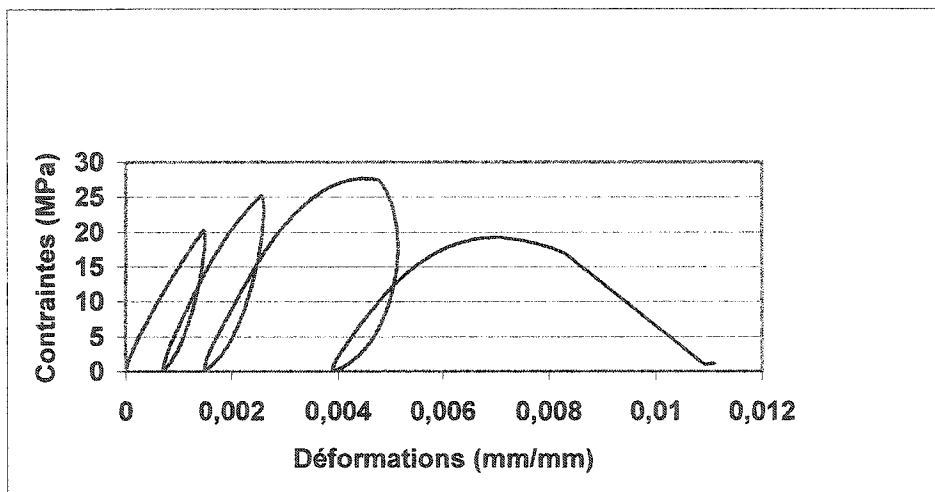


Figure A.3: Compression uniaxiale(chargement cyclique) des échantillons DS 6 pour un pourcentage en DS de 66%

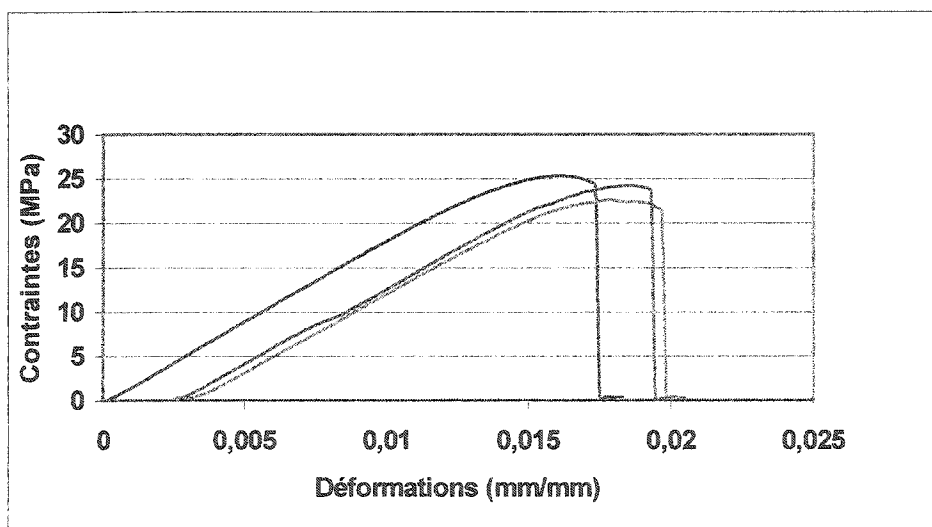


Figure A.4: Compression uniaxiale des échantillons DS 8,DS9,DS10 pour un pourcentage en DS de 55.57%

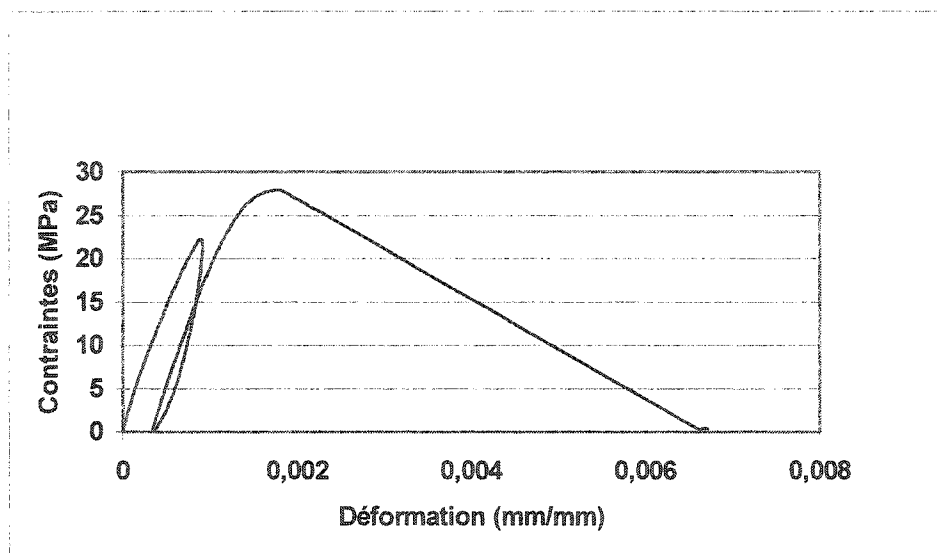


Figure A.5: Compression uniaxiale(chargement cyclique) des échantillons DS11 pour un pourcentage en DS de 55.57%

ANNEXE B

MONTAGE EXPÉRIMENTAL

AVEC LE

DOORSTOPPER MODIFIÉ

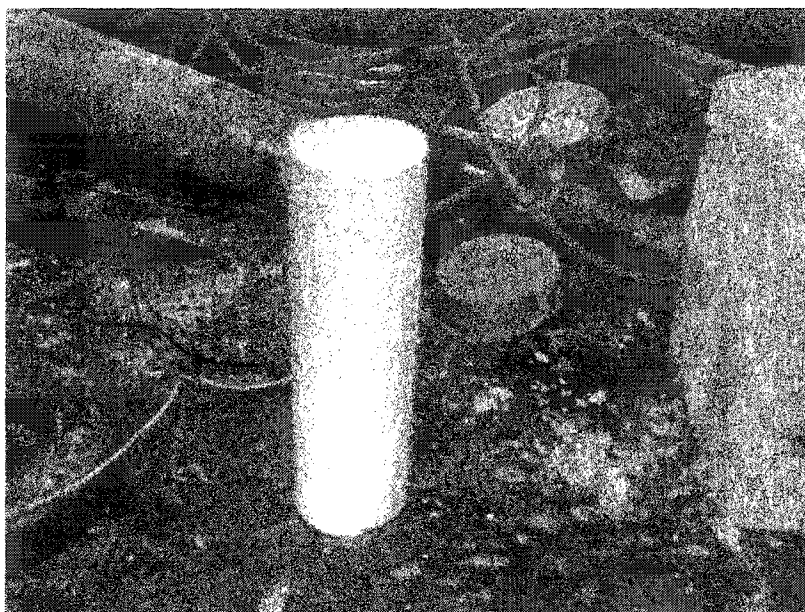


Photo B.1: Échantillon a testé avec le doorstopper modifié

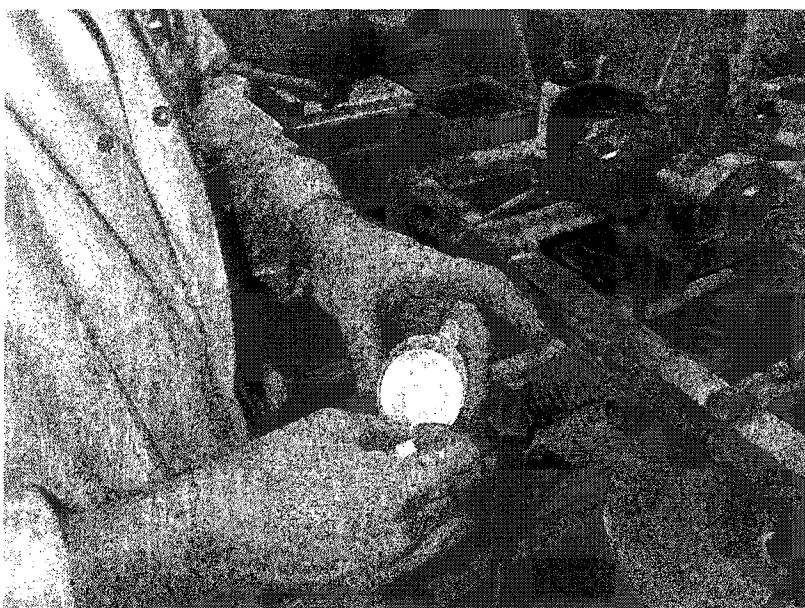


Photo B.2: Préparation de la colle

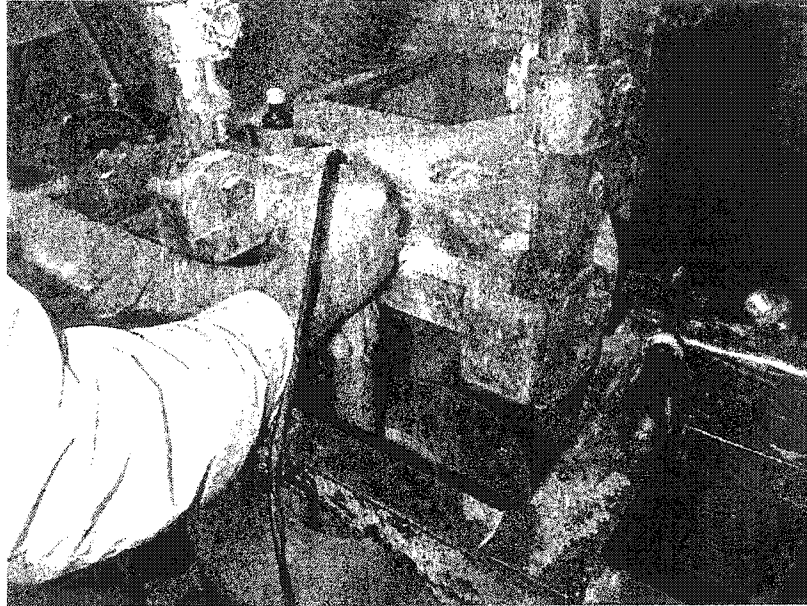


Photo B.3: Collage du doorstopper modifié

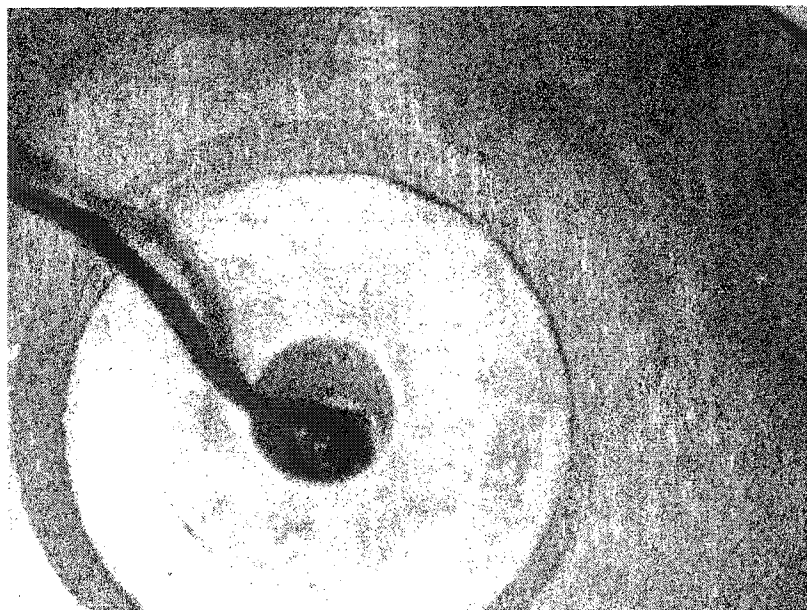


Photo B.4: Doorstopper collé au centre de l'échantillon



Photo B.5: Membrane en caoutchouc

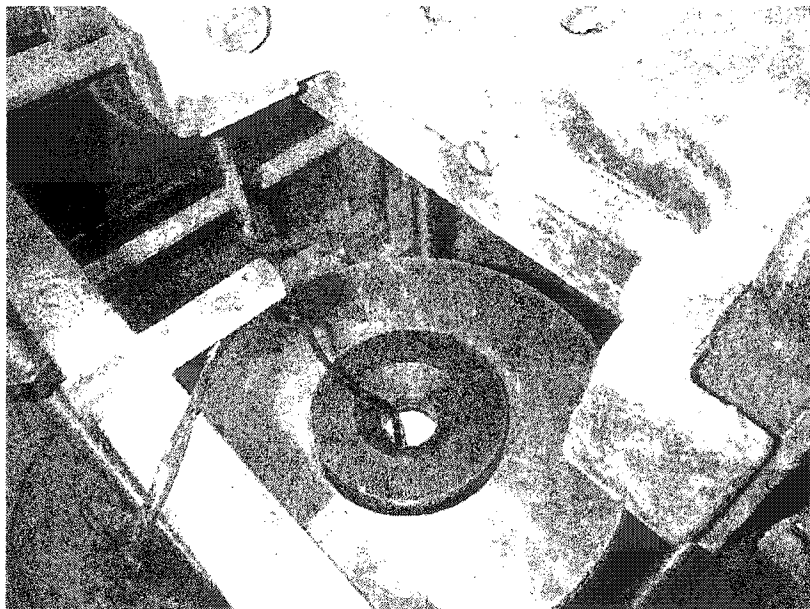


Photo B.6: Disque en acier



Photo B.7: Cellule de charge

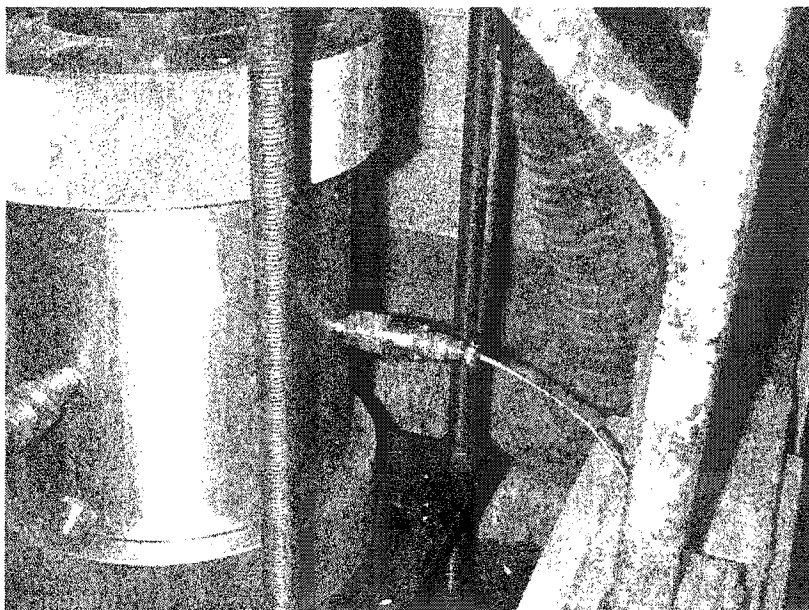


Photo B.8: Capteur de pression

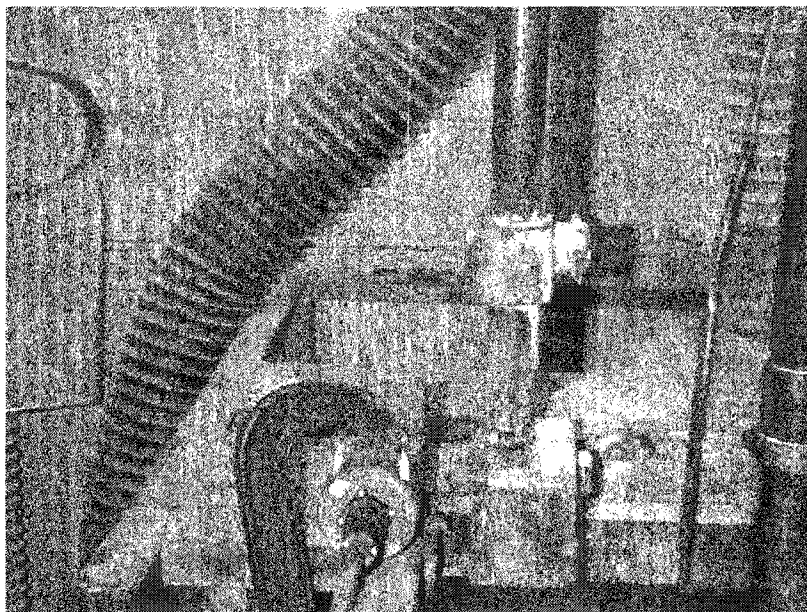


Photo B.9: Potentiomètre

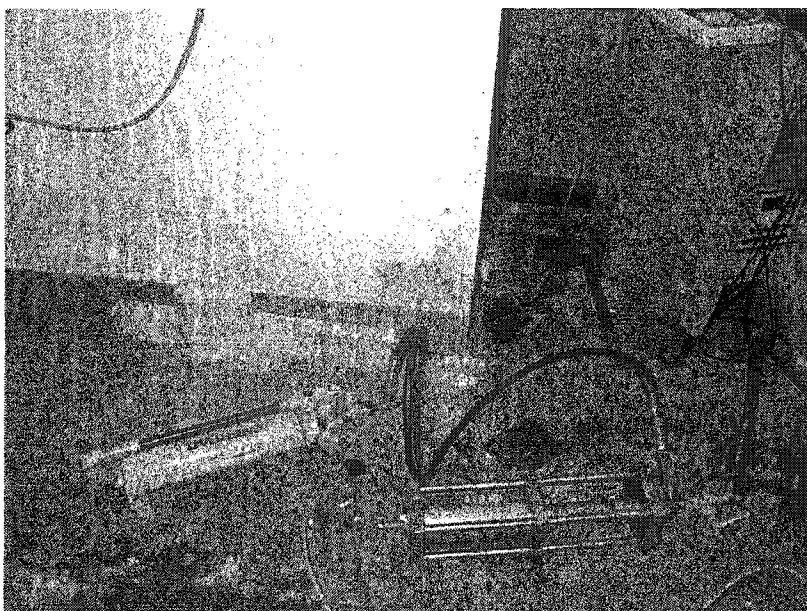


Photo B.10: Pompe hydraulique et amplificateur de pression

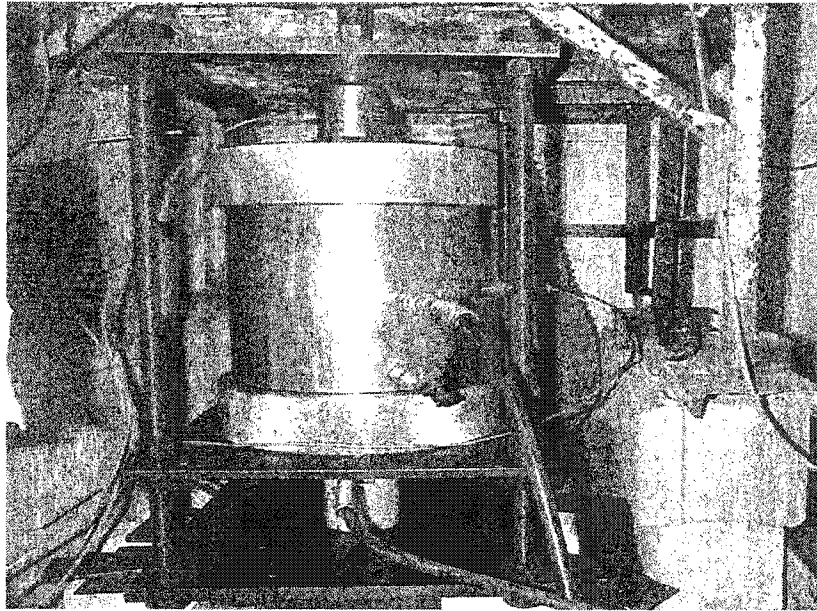


Photo B.11: Montage final avec le Doorstopper modifié

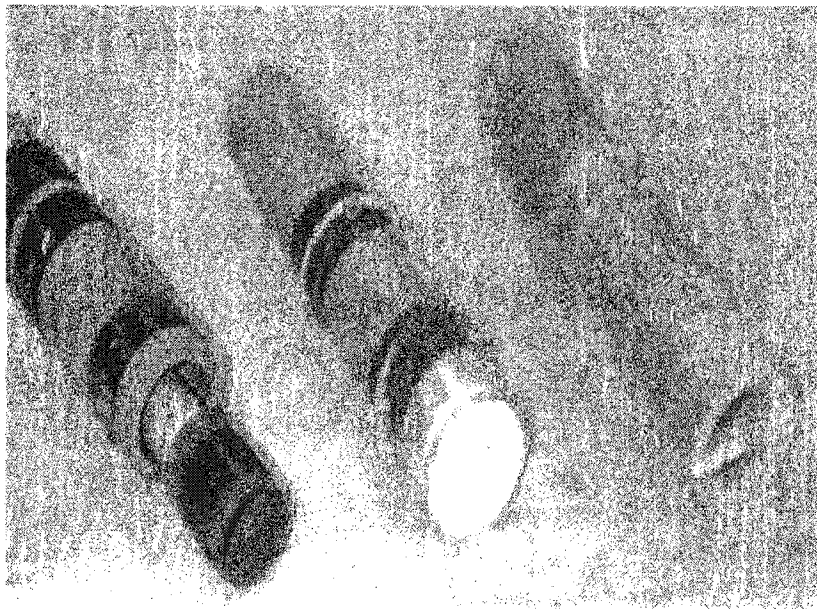


Photo B.12: Instruments pour coller le doorstopper et usiner le fond de trou

ANNEXE C

EXEMPLE D'UN FICHIER DE COMMANDES DE FLAC

config axisymmetry

gr 60 100

mo ss

gen 0,0 0,410 22,410 22,0 i=1,26 j=1,101

gen 22,0 22,410 72,410 72,0 i=26,61 j=1,101

gen ratio 1.07,0.96 i=1,26 j=1,65

gen ratio 1.07,0.96 i=26,61 j=1,65

gen ratio 1.07,1.07 i=1,26 j=65,101

gen ratio 1.07,1.07 i=26,61 j=65,101

ini x=18.2 i=23

prop den 2700 bu 7.24e9 sh 8.59e9 ctable 1 ftable 2

prop fric=40.67 coh=4.13e6 ten=1.8e6

table 1 0,4.13e6 0.03,1.9e6

table 2 0,40.67 0.03,16

fix y j=1

mo null i=1,25 j=65,100

solve

```
def parametres  
  
  loop i (1,izones)  
  
    loop j (1,jzones)  
  
      if state(i,j) >0 then  
  
        shear_mod(i,j)=4.4e9  
  
        bulk_mod(i,j)=7.33e9  
  
      endif  
  
    end_loop  
  
  end_loop  
  
end
```

```
def supstep  
  
  parametres  
  
  if ns=0 then  
  
    ns=1  
  
  end_if  
  
  command  
  
  step ns  
  
end_command
```

```
end

def supsolve

loop kk (1,nsups)

supstep

end_loop

end

apply sxx=-23e6 i=61

apply syy=-5e6 j=101 i=26,61

set ns=25 nsups=2000

supsolve

his xdis i=2 j=65

his xdis i=3 j=65

his xdis i=4 j=65

his sxx i=1 j=64

his sxx i=2 j=64

his shear_mod i=1 j=64

his shear_mod i=2 j=64
```

```
his shear_mod i=3 j=64
```

```
his bulk_mod i=1 j=64
```

```
his bulk_mod i=2 j=64
```

```
his bulk_mod i=3 j=64
```

```
HIS UNBAL
```

```
save rup523.sav
```

```
ini xdis=0
```

```
ini ydis=0
```

```
set ns=500 nsups=10
```

```
mo null i=23,25 j=64
```

```
supsolve
```

ANNEXE D

DÉTERMINATION DE LA POROSITÉ

La détermination de la porosité s'est effectuée selon les étapes suivantes:

Un petit échantillon représentatif du mélange est pesé, sa masse initiale est m_i
 $= 434.72 \text{ g}$

Il est ensuite mis à sécher au four à 110°C , sa masse est alors $m_f = 395.53 \text{ g}$

Ce qui donne une masse d'eau $M_w = 39.19 \text{ g}$

Sa teneur en eau $w = M_w / M_s = 9.9 \%$

Volume d'eau $V_w = M_w / \rho_w = 39.19 \times 10^{-3} / 1000 \text{ m}^3$

Volume total $V_t = [(\pi D^2)/4] \times L = 2.497 \times 10^{-4} \text{ m}^3$

La masse sèche $M_s = 395.53 \text{ g}$

$M_s = M_{\text{sable}} + M_{\text{gypse}}$

La masse volumique du sable $\rho_{\text{sable}} = 2.611 \times \rho_w = 2611 \text{ kg/m}^3$

La masse volumique du ciment de gypse $\rho_{\text{gypse}} = 3.106 \times \rho_w = 3106 \text{ kg/m}^3$

le ratio $M_{\text{sable}}/M_{\text{gypse}} = 1.489$

ce qui donne : $M_{\text{sable}} = 236.62 \text{ g}$ et $M_{\text{gypse}} = 158.91 \text{ g}$

Le volume de la matière sèche $V_s = V_{\text{sa}} + V_{\text{gy}} = [M_{\text{sa}} / (D_{\text{rsa}} \times \rho_w)] + [M_{\text{gy}} / (D_{\text{rgy}} \times \rho_w)] = 1.418 \times 10^{-4} \text{ m}^3$

Le volume des vides $V_v = V_t - V_s = 1.0791 \times 10^{-4} \text{ m}^3$

La porosité est alors $\eta = V_v / V_t = 43.2 \%$

ANNEXE E

RÉSULTATS DU MÉLANGE

HYDROCAL WHITE

AUTRES QUE CELUI RETENU À 33%

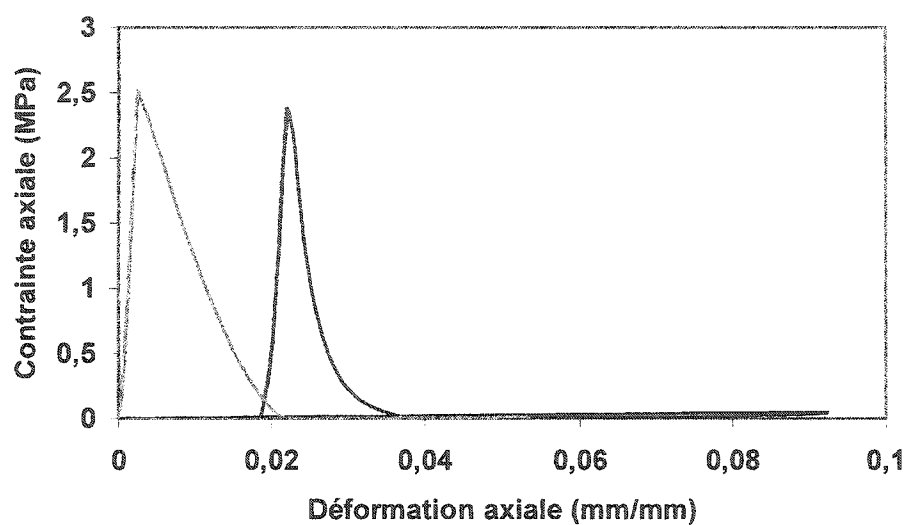


Figure E.1: Compression uniaxiale sur des échantillons à 10 % d'HW

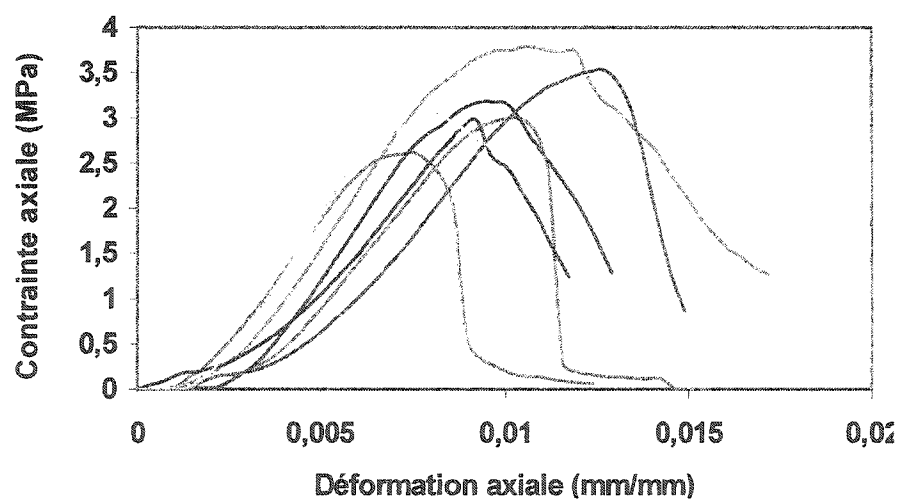


Figure E.2: Compression uniaxiale sur des échantillons à 14.25 % d'HW et consistance de 1.015

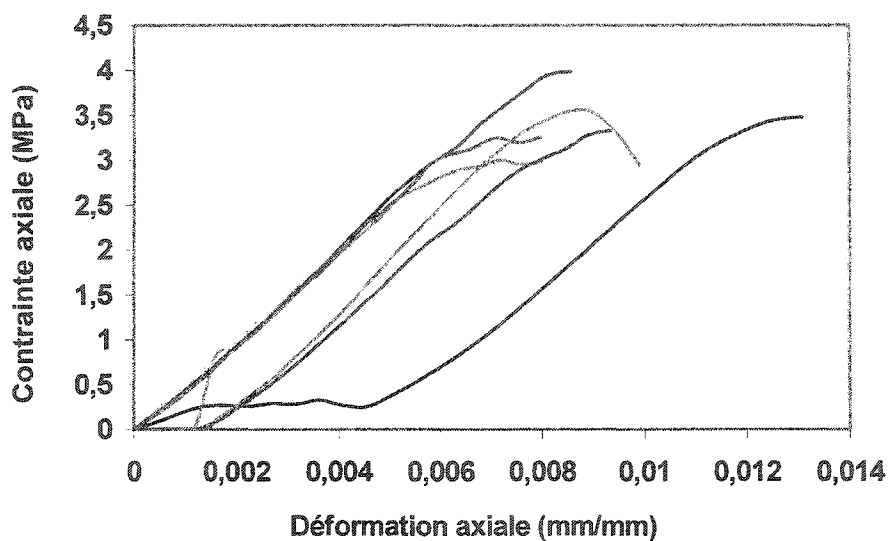


Figure E.3: Compression uniaxiale sur des échantillons à 14 % d'HW

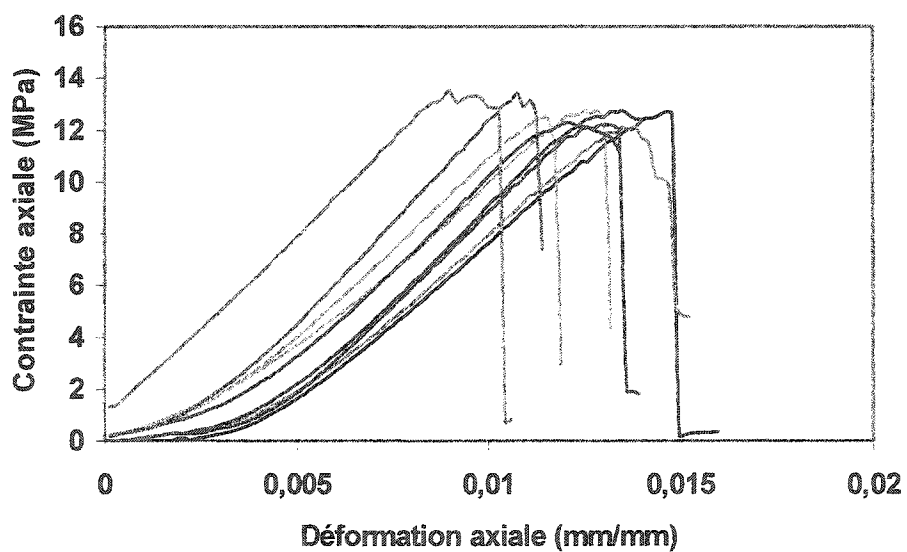


Figure E.4: Compression uniaxiale sur des échantillons à 23.8 % d'HW