UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

# ASPECTS TECHNIQUES RELIÉS AUX MESURES DE CONTRAINTES EN FORAGE PROFOND

ÉLIANE CABOT
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 MINÉRAL)
SEPTEMBRE 1999

© Éliane Cabot, 1999.

National Library of Canada
Acquisitions and Bibliographic Services
395 Wellington Street
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

Bibliothèque nationale du Canada
Acquisitions et services bibliographiques
395, rue Wellington
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

Your file Votre référence

Our file Notre référence

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.

0-612-48842-X

Canada

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire intitulé :

ASPECTS TECHNIQUES RELIÉS AUX MESURES DE CONTRAINTES EN FORAGE PROFOND

Présenté par : CABOT Éliane

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

A été dûment accepté par le jury d'examen suivant :

M. AUBERTIN Michel, Ph. D., président

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

M. CORTHÉSY Robert, Ph. D., membre et codirecteur de recherche

M. BLAIS Michel, M. Sc. A., membre

# REMERCIEMENTS

Les présents travaux de recherches ont pu être réalisés au laboratoire de mécanique des roches de l'École Polytechnique de Montréal ainsi qu'au laboratoire de recherche souterrain d'Énergie Atomique du Canada Limitée grâce à des subventions provenant à la fois du conseil de recherches en sciences naturelles et en génie du Canada (CRSNG) et de l'entreprise participante. L'auteure tient à remercier ces organismes pour leur appui financier et/ou technique.

L'auteure est aussi très reconnaissante envers sa directrice de recherche, Maria Helena Leite, pour la qualité de son enseignement. Sa franchise et sa simplicité furent grandement appréciées lors de nos nombreux entretiens. Il en est de même pour son codirecteur de recherche, Robert Corthésy, qui a contribué à l'avancement du projet, particulièrement en ce qui concerne les travaux expérimentaux.

L'auteure tient aussi à remercier le technicien de laboratoire, André Ducharme, pour son support technique, sa patience et sa créativité lors de la mise au point et de la réalisation des essais. De même, elle remercie M. Denis Fortier, M. Rolland DuMontet et le personnel concerné de l'atelier de mécanique appliquée pour leur expertise et les nombreux services rendus.

Finalement, l'auteure accorde une pensée toute spéciale à ses amis, collègues et membres de sa famille pour leurs témoignages de confiance et leurs précieux encouragements au cours de ces dernières années d'études.

# RÉSUMÉ

En 1969, Leeman mettait au point la cellule du « doorstopper », basée sur le principe de récupération, pour permettre la détermination de contraintes absolues dans les massifs rocheux lorsque les paramètres de déformabilité de la roche étaient connus. Au fil des années, différents auteurs ont apporté un grand nombre de modifications à la cellule standard afin d'élargir son champ d'application. Ainsi, une méthodologie de mesure de contraintes à grande profondeur, a été mise au point conjointement par l'École Polytechnique de Montréal et l'Énergie Atomique du Canada Limitée au cours des années 1996-1997. Il s'agit du « Deep Doorstopper Gauge System » (« DDGS »). Toutefois, certains aspects techniques relatifs à la réalisation et à l'interprétation de mesures de contraintes profondes demeurent sans réponse. Dans le cadre de ce projet de recherche, les participants se sont plus particulièrement attardés à l'identification d'un adhésif approprié, à l'étude de l'influence de la pression hydrostatique sur le système de mesure et à l'analyse de l'effet du poids des tiges sur la détermination des contraintes en fond de trou.

Pour permettre de surmonter les difficultés de collage des cellules de mesure « doorstoppers modifiés » dans des trous profonds (1000 m) et inondés, des adhésifs présélectionnés ont été testés en laboratoire afin de vérifier leur adhérence au caoutchouc et au substrat, leur viscosité, leurs durées d'ouvrabilité et de cure, leur résistance à l'arrachement, de même que leur aptitude à transmettre des déformations. Sur la douzaine d'adhésifs testés, un seul d'entre eux a su répondre aux critères préétablis: le V*ersilok Hi 410/17* de Lord Corporation.

Les performances de l'adhésif retenu ont pu être vérifiées lors de mesures de contraintes *in situ* dans des trous subverticaux de 50 m de profondeur forés à partir d'une galerie souterraine localisée à 420 m sous la surface. Ces essais ont été réalisés à Pinawa, au

Manitoba, grâce à la collaboration et la participation du laboratoire souterrain d'Énergie Atomique du Canada Limitée (ÉACL). Les résultats obtenus se sont révélés très encourageants.

Deux aspects relatifs à l'interprétation des mesures de contraintes profondes ont aussi été étudiés. En premier lieu, celui de l'influence de la pression hydrostatique de l'eau de forage sur la réponse du système de mesure, puis en second lieu, l'effet du poids des tiges sur le champs de contraintes en fond de trou. Les expériences en laboratoire, réalisées pour évaluer le premier phénomène, portent à croire que le système de mesure n'est pas affecté par des pressions hydrostatiques inférieures ou égales à 6,2 MPa; au delà, des expériences supplémentaires seraient nécessaires pour conclure. Pour ce qui est du deuxième phénomène à l'étude, il a été modélisé de façon numérique à l'aide du logiciel FLAC. Les simulations effectuées permettent de conclure que le poids des tiges à grande profondeur diminue légèrement les déformations récupérées lors du carottage. En termes quantitatifs, l'utilisation du modèle numérique de référence (négligeant le poids des tiges) surestime au maximum de 1,29 % (selon la valeur du coefficient de Poisson) les contraintes en fond de trou lorsque en réalité le poids non déjaugé de 500 m de tiges de calibre HQ3 est supporté par le fond du forage.

# ABSTRACT

In 1969, Leeman created the doorstopper cell to determine stresses in rock masses. Since then, many authors contributed to improve this technique. In 1996, the common efforts of École Polytechnique de Montréal as well as Atomic Energy of Canada Limited allowed researchers to extend its application to deep (1000m) water filled boreholes with the design of the « Deep Doorstopper Gauge system » (DDGS). Since we had to overcome a few difficulties with this project, the author has decided to focus on the search of a potential adhesive to glue the modified doorstopper cell to the borehole bottom, to study the effect of water pressure on data logging systems as well as the rod pressure effect on calculations of stresses at the borehole bottom.

Pre-selected adhesives have been tested in laboratory to verify their bonding quality to rubber and wet rock, their viscosity, their potlife and curing period, their peeling strength as well as their ability to transmit strain. Out of twelve (12) adhesives tested, only one (1) met the previous requirements, the Lord Corporation Versilok 410/17.

The selected adhesive has been tested in a 50 m long subvertical water filled borehole within the Underground facilities of Atomic Energy of Canada Limited. The test results were successful.

Further laboratory testing showed that water pressure has a negligible effect on the data logging system when it is lower or equal to 6,2 MPa.

Finally, numerical analysis showed that recovered strain slightly diminish with rod pressure. In terms of stresses at the borehole bottom, an overestimation of 1,29 % is realised when the pressure caused by the weigh of 500 m of HQ3 rods are neglected in the calculation.

# TABLE DES MATIÈRES

**REMERCIEMENTS** ..... **iv**

**RÉSUMÉ** ..... **v**

**ABSTRACT** ..... **vii**

**LISTE DES TABLEAUX** ..... **xi**

**LISTE DES FIGURES** ..... **xii**

**LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS** ..... **xiii**

**LISTE DES ANNEXES** ..... **xvii**

**CHAPITRE 1 : INTRODUCTION** ..... **1**

1.1 Mise en situation ..... 1

1.1.1 Techniques basées sur le principe de rétablissement ..... 2

1.1.2 Techniques basées sur le principe de fracturation ..... 2

1.1.3 Techniques basées sur le principe de récupération ..... 3

1.2 Objectifs de la recherche ..... 8

**CHAPITRE 2 : ÉVALUATION D'ADHÉSIFS POTENTIELS** ..... **9**

2.1 Critères de sélection ..... 9

2.2 Adhésifs recensés dans la littérature ..... 10

2.3 Caractérisation des propriétés physiques et mécaniques en laboratoire ..... 12

2.3.1 Viscosité et temps d'ouvrabilité ..... 13

2.3.2 Période de cure ..... 13

2.3.3 Résistance mécanique ..... 14

2.3.4 Aptitude à la transmission des déformations ..... 14

2.4 Résultats d'essais ..... 15
2.4.1 Viscosité, temps d'ouvrabilité et période de cure ..... 15
2.4.2 Résistance mécanique ..... 17
2.4.3 Aptitude à la transmission des déformations et effets du temps ..... 19

**CHAPITRE 3 : PERFORMANCE *IN SITU* DE L'ADHÉSIF RETENU ..... 24**

3.1 Méthodologie de mesures de contraintes avec le « DDGS » ..... 24

3.2 Résultats d'essais ..... 25
3.2.1 Courbes de récupération ..... 26
3.2.2 Paramètres de déformabilité ..... 26
3.2.3 Tenseur de contraintes *in situ* ..... 31

**CHAPITRE 4 : ÉTUDE DE L'INFLUENCE DE DEUX CONDITIONS EN FORAGE PROFOND SUR LE CALCUL DES CONTRAINTES ..... 37**

4.1 Influence de la pression hydrostatique sur le système de mesure ..... 37
4.1.1 Objectifs de l'étude ..... 37
4.1.2 Études complémentaires ..... 37
4.1.3 Procédures expérimentales ..... 38
4.1.3 Résultats ..... 41

4.2 Influence du poids des tiges sur les contraintes en fond de trou ..... 43
4.2.1 Objectifs de l'étude ..... 43
4.2.2 Simulations numériques ..... 44
4.2.3 Résultats ..... 45

**CHAPITRE 5 : DISCUSSION ..... 49**

5.1 Essais en laboratoire ..... 49
5.1.1 Présélection d'adhésifs potentiels ..... 49
5.1.2 Essais de résistance mécanique ..... 49
5.1.3 Essais de chargement biaxial isotrope ..... 50

5.2 Calcul des contraintes ..... 50

5.3 Simulations numériques ..... 51

**CHAPITRE 6 : RECOMMANDATIONS ..... 52**

6.1 Essais en laboratoire ..... 52

6.1.1 Essais de résistance mécanique ..... 52

6.1.2 Essais de chargement biaxial isotrope ..... 52

6.2 Mesure de contraintes *in situ* ..... 52

6.3 Simulations numériques ..... 53

**CHAPITRE 7 : CONCLUSION ..... 54**

**RÉFÉRENCES ..... 56**

# LISTE DES TABLEAUX


Tableau 2.1 Viscosité, ouvrabilité et cure des adhésifs présélectionnés 16

Tableau 2.2 Résistance en traction directe et en flexion du Versilok 410/17 17

Tableau 2.3 Modules de Young de l'aluminium - HBM X-60 (REF) 20

Tableau 2.4 Modules de Young de l'aluminium - Versilok 410/17 21

Tableau 2.5 Modules de Young de l'aluminium - Versilok 410/17 (10/1,5) 23

Tableau 3.1 Paramètres de déformabilité des carottes récupérées 31

Tableau 3.2 Tenseur partiel de contraintes *in situ* dans le repère N, E, +/-V 35

Tableau 3.3 Tenseur de contraintes principales secondaires par rapport à N 35

Tableau 4.1 Détails des essais triaxiaux 40

Tableau 4.2 Effet du poids des tiges sur le tenseur de contraintes en fond de trou 46

Tableau 4.3 Influence de $\nu$ sur le calcul du RPR 48

Tableau 4.4 Influence de $\nu$ sur les contraintes en fond de trou 48

# LISTE DES FIGURES


Figure 2.1 Modules de Young de l'aluminium selon les adhésifs testés 21

Figure 2.2 Étude préliminaire de l'évolution du comportement du V410/17 (10/1,5) 23

Figure 3.1 Définition du RPR sur la courbe de récupération 34

Figure 3.2 Relations RPR-SR en fonction du coefficient de Poisson 34

Figure 4.1 Coupe transversale d'une cellule de chargement triaxial 38

Figure 4.2 Diagramme de chargement 40

Figure 4.3 Effet de la pression hydrostatique sur le système de mesure - MB 200 42

Figure 4.4 Effet de la pression hydrostatique sur le système de mesure - V410/17 43

Figure 4.5 Grille de modélisation 45

Figure 4.6 Effet du poids des tiges sur les déformations récupérées en fond de trou 46

Figure 4.7 Influence de la valeur de $\nu$ sur les courbes de récupération affectées de $P_t$ 47

# LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

| | |
|---|---|
| $A$ : | Section d'application d'une force |
| CSIR : | « Council for Scientific and Industrial Reasearch (South Africa) » |
| CT : | Court terme |
| CV: | Coefficient de variation (%) |
| $d$ : | Longueur effective du bras de levier |
| $D_p$ : | Invariant de déformations au pic |
| $D_r$ : | Invariant de déformations récupérées |
| DDGS : | « Deep Doorstopper Gauge System » |
| $[D]^{-1}$ : | Inverse de la matrice des paramètres de déformabilité |
| ÉACL : | Énergie Atomique du Canada Limitée |
| $E$ : | Module de Young d'un corps isotrope |
| $E_o$ : | Module de Young d'un corps isotrope mesuré au temps t = 0 |
| $E_1$ : | Module de Young dans le plan d'isotropie |
| $E_1'$ : | Module de Young apparent dans le plan d'isotropie |
| $E_2$ : | Module de Young dans la direction normale au plan d'isotropie |
| $E_2'$ : | Module de Young apparent dans la direction normale au plan d'isotropie |
| $E_{Ref}$ : | Module de Young d'un corps isotrope spécifié par le fabriquant à titre de référence |
| $F$ : | Force appliquée à la rupture |
| FS: | Facteur de sécurité |
| $g$: | Accélération gravitationnelle |
| $G_2$ : | Module de cisaillement dans la direction normale au plan d'isotropie |
| $I$ : | Moment d'inertie pour une section circulaire |
| $I_1$ : | Invariant de déformation égale à la somme de $\varepsilon_0$ et $\varepsilon_{90}$ |
| $I_2$ : | Invariant de déformation égale à la somme de $\varepsilon_{45}$ et $\varepsilon_{135}$ |

| | |
|---|---|
| $h$: | Profondeur absolue du point de mesure |
| HBM : | Hottinger Baldwin Measurements |
| $H1,H2,H3,H4$: | Facteurs de concentration de contraintes en fond de trou |
| $J_0,J_{45},J_{90},J_{135}$ : | Jauges du « doorstopper » |
| L : | Profondeur de l'essai à partir du collet |
| LT : | Long terme |
| $M$ : | Moment fléchissant |
| MAI : | Module d'Acquisition Intelligent |
| MB : | « M-Bond » |
| NA : | Non Applicable |
| N, E, +/-V : | Repères géographiques : Nord, Est, Subverticale |
| $P$ : | Pression |
| $P_i$ : | Pression initiale |
| $P_f$ : | Pression finale |
| $P_{max}$ : | Pression maximale |
| $P_o$ : | Pression d'eau s'exerçant en fond de trou et sur les parois de forage |
| $P_t$ : | Pression exercée par le poids des tiges en forage |
| $P_z$ : | Pression appliquée dans la direction de l'axe z, d'un repère xyz |
| $\Delta p$ : | Différentiel de pression |
| $r$ : | *R*ayon du « doorstopper » |
| R/D : | Ratio des proportions de résine versus durcisseur dans le mélange |
| REF : | Référence |
| RPR : | « Recovered to pic ratio » : Ratio des invariants moyens de déformations récupérés sur ceux au pic définis sur la courbe de récupération |
| $SR$ : | « Stress ratio » : Ratio de la contrainte *in situ* parallèle à l'axe de forage sur la moyenne de celles perpendiculaires à ce dernier |
| STD: | Standard |
| t: | Temps écoulé après la cure de l'adhésif |
| USBM : | « United States Bureau of Mines » |

| | |
|---|---|
| $y_{max}$ : | Distance maximale à l'axe neutre |
| $\alpha$ : | Pendage du trou de forage |
| $\alpha_l$ : | Angle que fait la contrainte principale majeure en fond de trou avec le Nord géographique |
| $\varepsilon$ : | Déformation normale |
| $\{\varepsilon\}$: | Vecteur colonne de déformations |
| $\varepsilon_1, \varepsilon_3$ : | Déformations principales (essais brésilien) |
| $\varepsilon_{90}, \varepsilon_0, \varepsilon_{45}, \varepsilon_{135}$ : | Déformations suivant les axes des jauges du « doorstopper »: vertical, horizontal, à 45 et à 135 degrés par rapport à l'axe horizontal |
| $\varepsilon_{Pic}$ : | Déformation correspondant au pic de la courbe de récupération |
| $\varepsilon_{Récupéré}$ : | Déformation correspondant au plateau de la courbe de récupération |
| $\gamma$ : | Poids volumique moyen de la roche |
| $\rho_w$ : | Masse volumique de l'eau |
| $\nu$ : | Coefficient de Poisson d'un corps isotrope |
| $\nu_1$ : | Coefficient de Poisson dans le plan d'isotropie |
| $\nu_1'$ : | Coefficient de Poisson apparent dans le plan d'isotropie |
| $\nu_2$ : | Coefficient de Poisson dans la direction normale au plan d'isotropie |
| $\nu_2'$ : | Coefficient de Poisson apparent dans la direction normale au plan d'isotropie |
| $\sigma$ : | Contrainte normale |
| $\Delta\sigma_v$ : | Gradient de contraintes verticales |
| $\{\sigma\}$ : | Vecteur colonne de contraintes |
| $\overline{\sigma_x}, \overline{\sigma_y}, \overline{\tau_{xy}}$ : | Contraintes en fond de trou ou contraintes au point de mesure |
| $\overline{\sigma_x}_{initiale}$ : | Contraintes en fond de trou avant carottage |
| $\overline{\sigma_x}_{pic}$ : | Contraintes en fond de trou correspondant au pic des déformations sur la courbe de récupération |

| | |
|---|---|
| $\overline{\sigma_x}$ finale : | Contraintes en fond de trou correspondant au plateau des déformations sur la courbe de récupération |
| $\overline{\sigma_1}, \overline{\sigma_2}$ : | Contraintes principales en fond de trou |
| $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$ : | Contraintes *in situ* |

# LISTE DES ANNEXES

Annexe A : Caractérisation des adhésifs en laboratoire 60
Annexe B : Courbes de chargement biaxial sur l'aluminium 68
Annexe C : Mesures de contraintes avec le « DDGS » 77
Annexe D : Courbes de récupération 85
Annexe E : Courbes de rechargement biaxial sur les carottes récupérées 89
Annexe F : Régressions linéaires des courbes de rechargement biaxial 93
Annexe G :Caractérisation des paramètres de déformabilité en laboratoire 97
Annexe H : Courbes de chargement diamétral sur les carottes récupérées 101
Annexe I : Caractérisation du système de mesure sous pression hydrostatique 105
Annexe J : Courbes de chargement triaxial – Adhésif standard (MB 200) 110
Annexe K : Courbes de chargement triaxial – Adhésif retenu (Versilok 410/17) 115
Annexe L : Calculs d'erreurs relatives sur les propriétés déterminées en laboratoire 118

# CHAPITRE 1
# INTRODUCTION

## 1.1 Mise en situation

Il existe dans les massifs rocheux des contraintes d'origine naturelle et/ou induite. Les contraintes naturelles proviennent essentiellement des forces gravitationnelles et tectoniques. Toutefois, la présence de discontinuités géologiques dans le massif, de l'échelle microscopique (microfissures) à l'échelle continentale (failles, contacts lithologiques), peut aussi modifier la distribution des contraintes naturelles en créant des zones de concentration et de relâchement de contraintes. Les contraintes induites résultent, quant à elles, de la superposition des phénomènes naturels et de l'action humaine, plus particulièrement, lors de la réalisation d'excavations souterraines.

En mécanique des roches, la connaissance de l'état de contraintes *in situ*, absolu ou relatif, permet de :

- Établir la géométrie et, dans certain cas, l'orientation optimale des excavations, afin de limiter la quantité de soutènement à mettre en place et de diminuer les risques d'instabilités structurales et/ou d'excès de contraintes;
- Vérifier si le modèle de design ou encore les hypothèses à sa base sont valables, en comparant la réponse du massif rocheux en termes de répartition de contraintes mesurées par rapport à celle prévue par le design;
- Surveiller la stabilité d'un ouvrage au cours de sa durée de vie.

La méthodologie de design en mécanique des roches (Gill, 1982) recommande d'effectuer la mesure des contraintes *in situ* dès que l'étude du site et son zonage géoménique ont été complétés.

La majorité des techniques de mesures de pression de terrain recensées dans la littérature (Amadei et Stephansson, 1997) peuvent être regroupées en trois catégories, selon le principe de base utilisé. On distingue ainsi les techniques basées sur les principes de rétablissement, de fracturation ou encore de récupération.

### *1.1.1 Techniques basées sur le principe de rétablissement*

Le principe de rétablissement consiste à relâcher une contrainte principale par saignée et à en mesurer les déplacements résultants à l'aide de repères. L'application d'une pression, supposée égale à la contrainte en place, normalement à la saignée ramène les repères à leurs positions initiales. Pour ce faire, l'utilisation d'un vérin plat est approprié. On suppose simplement que les dimensions de la saignée dans laquelle le vérin est inséré sont petites devant les dimensions de la section droite du prisme considéré.

L'utilisation de cette technique s'avère avantageuse uniquement lors de la détermination de contraintes à la paroi d'excavations dans des puits, tunnels ou des galeries. Ses coûts sont comparables aux autres techniques de mesures. Elle nécessite cependant la connaissance de l'orientation des contraintes principales et ne permet pas la mesure de contraintes en tension.

### *1.1.2 Techniques basées sur le principe de fracturation*

Pour ce qui est des techniques reposant uniquement sur le principe de fracturation, telles le « borehole breakout » (écaillage) et le « disking » (remaniement des carottes), leur utilisation, surtout qualitative, n'est envisageable qu'à très grande profondeur ou dans des zones fortement sollicitées. L'écaillage du massif se produira dans une direction perpendiculaire à l'axe du trou et parallèle à la direction de la contrainte principale mineure tandis que le « disking », s'observera perpendiculairement à l'axe du trou.

D'autres techniques, qualifiées d'hybrides, puisque reposant à la fois sur les principes de fracturation et de rétablissement, présentent un intérêt lors de la réalisation de mesures profondes, dans un massif peu fracturé où la contrainte verticale est la contrainte principale majeure. Cependant, lors de l'interprétation des mesures, la nécessité de connaître la loi de comportement du massif, le critère de rupture et les paramètres qui y sont associés (résistance en tension) limite leur utilisation.

Ces techniques consistent à amener une partie du massif rocheux à la rupture en appliquant une pression, soit par l'intermédiaire d'un fluide maintenu entre deux obturateurs (fracturation hydraulique), soit à l'aide d'un dilatomètre, afin de déterminer la ou les contraintes qui ont engendré cette rupture. Le forage est supposé parallèle à l'une des contraintes principales. La fracture se propagera suivant le trajet qui requiert le moins d'énergie, soit perpendiculairement à la contrainte principale mineure pour un massif homogène isotrope.

### *1.1.3 Techniques basées sur le principe de récupération*

Le principe de récupération regroupe certainement le plus grand nombre des techniques existantes. Pour mieux les caractériser, trois sous-classes peuvent être identifiées. On distingue les méthodes où sont mesurées, suite à des saignées, les variations de :

- Diamètres de forage
- Déformations à la paroi latérale des sondages
- Déformations en fond de trou des sondages

Dans la première catégorie, la cellule du USBM est une des techniques les plus utilisées en Amérique du Nord. Elle consiste à enregistrer dans trois sondages d'orientation distinctes des variations de diamètre d'un avant trou après qu'un trou concentrique à

celui-ci, et d'un diamètre supérieur, ait été foré. La connaissance des propriétés de déformabilité des roches permet de déterminer les contraintes au point de mesure.

Les lectures se font par contacts directs puisque des palpeurs servent à mesurer les déplacements observés. De plus, les essais peuvent être réalisés dans des sondages inondés, situés à de faibles (20 cm) et moyennes (30 m) profondeurs. Le massif doit cependant être peu ou non fracturé. L'obtention d'un tenseur tridimensionnel nécessite la réalisation de mesures dans trois trous non parallèles.

La cellule de Leeman ou du CSIR est particulièrement reconnue comme technique de mesure s'identifiant à la deuxième catégorie. Cette méthode permet de mesurer, de façon simultanée, les déformations en trois points de la paroi d'un forage. Les mesures s'effectuent à partir de trois rosettes comportant chacune quatre jauges de déformation à fils résistants. Une fois les rosettes collées dans un avant trou, on procède au surcarottage de la cellule. Les contraintes en place ne peuvent être déterminées que si les propriétés de déformabilité des roches sont connues.

La cellule de Leeman s'utilise dans les mêmes conditions que celles spécifiées pour la technique du USBM à une exception près. Les trous de forage doivent être secs pour procéder au collage des jauges. La cellule de Leeman présente un avantage considérable sur celle du USBM; celui de ne nécessiter qu'un seul trou de forage pour déterminer l'état de contrainte tridimensionnel. De plus, les travaux d'ÉACL sur cette cellule (CSIR modifiée) permettent maintenant d'effectuer des mesures en continu.

Parmi les techniques répertoriées dans la troisième catégorie, celle du « doorstopper » a rapidement fait ses preuves. Elle consiste à aplanir et polir la surface du fond de trou à l'aide de taillants appropriés avant d'y coller une rosette composée de quatre jauges de déformation à fils résistants orientées à 45° les unes des autres. Une fois l'adhésif durci, une lecture initiale des jauges est effectuée avant de procéder au relâchement des

contraintes par prolongation de forage. Une nouvelle lecture des jauges est ensuite prise, et par différence, on obtient les déformations récupérées.

La courte distance de surcarottage nécessaire au relâchement des contraintes permet l'utilisation du « doorstopper » dans des massifs fracturés. Tout comme la cellule du USBM, la détermination de l'état de contrainte tridimensionnel du massif rocheux nécessite la connaissance des propriétés de déformabilité des roches et la réalisation de mesures dans trois sondages d'orientation distincte.

Depuis son apparition en 1969, la technique du « doorstopper » a grandement évolué. De nouveaux avantages s'offrent maintenant à son utilisateur :

- Le raffinement des méthodes d'interprétation (Corthésy, 1982; Corthésy et al., 1993a) permet de considérer le comportement non idéal des roches (isotropie transversale, non linéarité, hétérogénéité) dans la détermination du tenseur de contrainte *in situ*;

- Des modifications apportées à la cellule du « doorstopper standard » (Gill et al., 1988), dorénavant appelée « doorstopper modifié », permettent de mesurer les déformations en continu dans des trous inondés de moyennes profondeurs; les courbes de récupération obtenues peuvent alors servir d'outil de diagnostic et ainsi permettre de témoigner de la qualité des mesures lorsque comparées aux courbes théoriques; il faut noter que si la concordance entre les invariants de déformations, telle que suggérée par Gray et Toews en 1974, demeure insuffisante pour statuer sur la qualité des mesures, la non concordance entre eux constitue un critère de rejet;

- Le système de compensation partielle des effets thermiques engendrés par les variations de températures du fluide de forage proposé par Gill et al. (1988), est remplacé par l'intégration d'un thermistor à la base de la cellule, permettant de suivre

en tout temps les variations de température de la roche en fond de trou et ainsi de corriger en conséquence les courbes de récupération (Corthésy et al., 1990);

- L'utilisation de la méthode du RPR (Corthésy et al., 1994) permet, lorsque les mesures sont effectuées en continu, de réduire de trois à deux le nombre de trous de forage d'orientations distinctes nécessaire à la détermination du tenseur de contraintes tridimensionnel, et ce sans émettre d'hypothèse quant à la contrainte axiale; cette méthode permet, de plus, l'obtention d'un tenseur partiel de contraintes dans le plan perpendiculaire à l'axe de forage à partir d'un seul trou sans qu'aucune hypothèse ne soit émise quant à la composante de contrainte dans cette direction.

- La mise au point d'une nouvelle technologie (Leite et al., 1996a), où le câblage électrique est remplacé par un micro-ordinateur intra-forage fonctionnant à piles (Module d'Acquisition Intelligent ou MAI), permet à la technique du « doorstopper modifié » d'élargir ses champs d'application à :

  - La détermination des contraintes absolues dans des trous plus profonds, à partir de la technique du « Deep Doorstopper Gauge System » ou « DDGS », et ce avec une qualité accrue des mesures (Thompson et al., 1997);

  - La détermination des contraintes relatives pour le suivi à long terme de différents ouvrages de génies civil et minier (Corthésy et al.,1997);

- Les effets de la pression hydrostatique sur les facteurs de concentration de contraintes en fond de trou de même que sur les courbes de récupération peuvent être pris en considération lors de l'interprétation des mesures de contraintes dans des trous profonds et inondés à partir de la méthode du RPR (Leite et al., 1997).

Il ressort de cette brève mise en situation que les techniques de mesures de pressions de terrains basées sur le principe de récupération sont les plus avantageuses. Parmi, ces dernières, on constate que l'utilisation du « doorstopper modifié » est particulièrement versatile. Contrairement aux autres techniques présentées, celle-ci s'utilise dans les massifs fracturés, en présence ou absence d'eau et ce à des profondeurs variables.

Tel que mentionné précédemment, la connaissance des contraintes *in situ*[1] est nécessaire à l'optimisation de la taille, des dimensions et de l'orientation d'excavations souterraines. Lorsque celles-ci sont localisées à grandes profondeurs, l'étude de site requiert la réalisation de mesures de contraintes en forages profonds. Or, parmi les méthodes de mesures actuelles, celles basées sur le principe de fracturation demeurent très restrictives en raison des nombreuses hypothèses émises (loi de comportement, critère de rupture, orientation des contraintes principales). Parmi celles basées sur le principe de récupération, la technique du « doorstopper modifié » apparaît comme l'une des plus avantageuses. Toutefois, les récents développements du « Deep Doorstopper Gauge System » ou « DDGS » démontrent que la méthodologie nécessite quelques ajustements. Ainsi, on a pu constater, lors d'essais préliminaires à 500 m de profondeur dans un trou subvertical et inondé, que:

- La duré de vie des piles du module d'acquisition (MAI) était insuffisante;
- Les joints d'étanchéité de ce module étaient défaillants;
- Le mécanisme de rétraction de l'outil d'installation devait être modifié;
- Le nettoyage de la surface en fond de trou était inadéquat;
- Le taux de rendement des adhésifs utilisés était très faible.

---

[1] L'expression "contraintes *in situ" est* employée dans ce document pour référer aux contraintes du massif rocheux existant au voisinage du point de mesure, ce dernier étant localisé à l'extérieur des zones d'influence d'ouvrages adjacents.

Les efforts actuels d'amélioration de la technique du « DDGS » s'orientent plus particulièrement vers l'identification d'un adhésif performant dans un tel environnement. De plus, la tolérance du système de mesure à la pression hydrostatique et l'influence du poids des tiges lors du carottage sur la détermination des contraintes en fond de trou, restent à déterminer.

## 1.2 Objectifs de la recherche

Les difficultés rencontrées lors de la réalisation de mesures de contraintes à grandes profondeurs à l'aide de la technique du « doorstopper modifé » ont amené à définir les objectifs de recherche suivants :

- Identifier et tester des adhésifs potentiels permettant de coller les cellules de « doorstopper modifé » en fond de trous de forage profonds (1000 m) et inondés;
- Évaluer l'effet de la pression hydrostatique sur la réponse du système de mesure;
- Évaluer l'effet du poids des tiges lors du carottage sur les contraintes en fond de trou.

# CHAPITRE 2
# ÉVALUATION D'ADHÉSIFS POTENTIELS

De façon générale, les adhésifs permettent d'assembler des pièces constituées de matière différentes, sans qu'on ait à les percer ou à les porter à une température élevée. Leur classification s'établit suivant l'origine des produits qui les constituent, ou suivant les mécanismes chimiques responsables de leur durcissement. On distingue entre autres :

- Les *adhésifs d'origine animale, végétale et minérale*, constituées de colloïdes en solution dans un solvant s'évaporant à l'air;
- Les *adhésifs thermoplastiques*, telles les résines polyacryliques, dont la plasticité est conservée sous l'effet de la chaleur;
- Les *adhésifs thermodurcissables*, telles les résines époxy et les aminoplaste-urée-formol, dont la plasticité disparaît après un chauffage prolongé.

Les adhésifs thermoplastiques redeviennent plastiques lorsque chauffées alors que les adhésifs thermodurcissables, même s'ils présentent une plasticité qui augmente avec la température, se solidifient de façon irréversible en refroidissant.

Les adhésifs thermoplastiques au même titre que les thermodurcissables sont mis en œuvre à l'aide d'un durcisseur ou d'un accélérateur qui active la réaction chimique des composants en présence (Mindscape, 1995).

## 2.1 Critères de sélection

Pour réaliser efficacement des mesures de contraintes profondes dans les massifs rocheux à partir de la technique du « DDGS », l'adhésif sélectionné devra présenter les

caractéristiques suivantes :

- Adhérer à la cellule de mesure (jauge, caoutchouc) et au substrat (roche);
- Présenter une viscosité acceptable telle que l'adhésif demeure en place lors de l'installation de l'instrument de mesure dans des trous subverticaux;
- Posséder une durée d'ouvrabilité minimale de 25 min. à 10-15 °C pour permettre à l'instrument d'être acheminé en fond de trou avant que l'adhésif n'ait débuté sa prise;
- Durcir complètement en moins de 2 h, sous l'eau à 12°C, compte tenu de la durée de vie des piles du Module d'Acquisition Intelligent (MAI) qui n'est que de 4 h;
- Présenter une résistance suffisante à l'arrachement en traction directe puis en flexion afin de résister aux sollicitations *in situ*;
- Transmettre adéquatement les déformations récupérées lors du carottage et lors des recharges aux jauges de déformation.

À prime abord, les fiches techniques des produits publiées par les fabricants permettront de d'établir si les adhésifs sélectionnés répondent aux quatre (4) premiers critères. Par la suite, des essais en laboratoire permettront de valider leur utilisation dans des conditions s'apparentant à celles *in situ*.

## 2.2 Adhésifs recensés dans la littérature

En 1969, Leeman fait mention de deux types d'adhésifs à jauges testées dans le cadre de mesure de contrainte à l'aide du « doorstopper ». Soient :

- l' *Araldite* de CIBA, qui malgré un temps de cure relativement long, s'est avéré fort efficace;
- le *P.R 9244/04* de Phillips, adhésif à jauge instantané utilisé avec succès dans les gisements de charbon.

Les mesures de Leeman sont effectuées dans des trous peu profonds (20 m) et à sec. Pour coller la cellule sur de la roche mouillée, Leeman suggère l'addition d'un agent de couplage, le *Silane No. A 1120* de Union Carbide, ajouté à de l'alcool pur dans le but d'assécher la surface.

En 1979, Hiltscher et al. soulignent l'existence de deux types d'adhésifs particulièrement adaptés au collage sous l'eau et disponibles en industrie. Il s'agit d'adhésifs à base de résine époxy et celles à base de résine acrylique. Les premières sont reconnues pour avoir un temps de cure relativement long à base température (10 °C et moins) alors que les secondes possèdent l'avantage d'une utilisation plus flexible. Leur temps de durcissement se contrôle bien, même à basse température, en modifiant la quantité de catalyseur dans le mélange.

En 1988, Gill et al. présentent les modifications apportées à la technique du « doorstopper » pour réaliser des mesures de contraintes dans des trous inondés. L'adhésif recommandé est le *Sikadur Hi-Mod* de Sika nullement affectée par l'eau environnante. Toutefois, comme il s'agit d'un époxyde, 24 h sont nécessaires à la cure de l'adhésif exposé à une température de 4 °C.

En 1993 (b), Corthésy et al. adoptent l'adhésif *Versilok Hi 406/17* de Lord pour compléter une campagne de mesures de contraintes au laboratoire d'Énergie Atomique du Canada Limitée. Les essais sont réalisés à l'aide de la technique du « doorstopper modifié » dans des trous inondés d'une profondeur variant de 15 à 25 m, à partir d'une chambre située à 420 m sous le niveau de la surface. Le temps de cure de cette résine acrylique à basse température est d'une heure. Cependant, comme sa durée d'ouvrabilité n'est que de 6 à 10 min. à température ambiante, son utilisation risque d'être limitée dans des trous plus profonds.

En 1997, Thompson et al. suggèrent l'utilisation d'un adhésif à base de Silikal, Péroxyde benzoïque, Silane et poudre de silice pour réaliser des mesures de contraintes à l'aide du « DDGS » à plus de 500 m de profondeur. Cet adhésif combine les conditions idéales d'utilisation, soit une durée d'ouvrabilité suffisante et un temps de cure relativement court, sous l'eau, à base température. Toutefois, il nous est impossible de s'en procurer, le produit d'origine n'étant plus commercialisé. Les échantillons en stock à l'entrepôt de l'ÉACL, datant déjà de plusieurs années, ne permettent pas, tel que rapporté à la section 2.4.1, de reproduire les conditions favorables initialement obtenues par Hiltscher et al. (1979).

## 2.3 Caractérisation des propriétés physiques et mécaniques en laboratoire

Suite à cette revue de la littérature, et selon les critères établis à la section 2.1, les adhésifs suivants ont été présélectionnés, à partir de fiches techniques des principaux fournisseurs, afin d'être testés en laboratoire :

- Loctite : 100NS, 105CL, 140FL, 420HP, 520NS, Weld;
- Versilok Hi Mod : 406/17, 410/17;
- Biodur 561;
- Hottinger Baldwin Measurements (HBM) X-60;
- Sika Hi-Mod 31;
- Silikal R-41, Péroxyde benzoïque, Silane (vieux échantillons disponibles).

Les adhésifs présélectionnés ont été mis à l'épreuve dans des conditions s'apparentant à celles rencontrées *in situ*. Les procédures d'essais, décrites dans les paragraphes qui suivent, sont illustrées à l'annexe A.

*2.3.1 Viscosité et temps d'ouvrabilité*

Les mélanges sont effectués en respectant les proportions des composants données par le manufacturier. Afin de faciliter les opérations, les proportions massiques, et non volumiques, sont utilisées. À cet effet, une balance électronique de 2,5 kg à +/- 0,001 g est utilisée. La préparation des adhésifs s'effectue sous une hotte pour des raisons de sécurité.

Une fois les composants pesés, ils sont conditionnés à une température de 15 °C et vigoureusement mélangés durant environ 30 s jusqu'à l'apparition d'une couleur et texture uniforme. Le mélange est maintenu dans ces conditions pendant 5 min. afin de simuler les manipulations qui auront lieu sous terre avant la réalisation de l'essai, soit le mélange des composants et l'application de l'adhésif sur la cellule du « doorstopper ».

À ce moment, on évalue qualitativement la viscosité du mélange. Suite à l'application de l'adhésif sur une cellule de « doorstopper » ou encore sur un cylindre d'acier, utilisé en remplacement pour des raisons économiques, les échantillons sont placés à l'air libre dans une chambre à température contrôlée (12 °C) durant 20 min., afin de simuler la descente de l'instrument de mesure en fond de trou.

Au terme de ces manipulations, totalisant 25 minutes, la texture de l'adhésif est observée et décrite. Le degré de durcissement et l'absence de prise de l'adhésif sont évalués visuellement et à l'aide d'un couteau, afin de déterminer son aptitude au collage.

*2.3.2 Période de cure*

Suite à l'évaluation de l'ouvrabilité de l'adhésif, on détermine si la cure rencontre les critères de sélection préétablis. Les cellules de « doorstoppers » sont alors pressées contre une extrémité, préalablement polie, d'une carotte de granite de Lac du Bonnet provenant

de Pinawa au Manitoba. Pour respecter les conditions *in situ*, ces dernières sont placées dans un bac et submergées dans de l'eau tempérée à 12 °C. De plus, une charge d'environ 105 N est appliquée sur la cellule de façon à simuler le poids de l'équipement sus-jacent (MAI, outil d'installation, câble de forage). Après une période de deux heures, les spécimens sont retirés de l'eau et soumis à des essais de résistance mécanique.

### *2.3.3 Résistance mécanique*

La résistance à l'arrachement des adhésifs est évaluée par l'essai en traction directe. Des essais de flexion sont aussi réalisés pour estimer la résistance de l'adhésif à d'éventuels accrochages du MAI en forage.

L'essai en traction directe permet de mesurer la force axiale nécessaire à la rupture du liant à l'aide d'un dynamomètre de 222 N, gradué aux 4,5 N. Une pompe hydraulique sert alors à appliquer la force requise.

Au cours de l'essais de flexion, la carotte est positionnée à horizontale et un bras de levier de 0,165 m de longueur, pesant 15 N, relie la cellule du « doorstopper » au dynamomètre.

### *2.3.4 Aptitude à la transmission des déformations*

L'aptitude des adhésifs à transmettre les déformations est vérifiée indirectement en soumettant des carottes d'aluminium, dont les propriétés sont connues, à des essais de chargement biaxial isotrope à l'aide de la cellule de Hoek. L'aluminium utilisé présente un module de Young de référence de 70 GPa et un coefficient de Poisson de 0,33 (Marsh, 1983). À titre de comparaison, les essais sont aussi reproduits avec un adhésif populaire en extensométrie : le X-60 de Hottinger Baldwin Measurements.

Avant de procéder aux essais, les précautions suivantes sont prises afin d'éviter d'endommager l'équipement :

- Après avoir établi les connections entre la cellule du « doorstopper » et le MAI, on protège ce dernier par un manchon d'aluminium, du diamètre de la carotte (HQ3) afin de reprendre la charge à sa place;

- Le manchon et la carotte d'aluminium sont maintenus en place à l'aide de ruban adhésif recouvert d'une feuille de laiton dont les extrémités sont aussi fixées.

Les essais se font dans une chambre à température contrôlée (12 °C).

Durant l'essai, l'éprouvette est soumise à un cycle de chargement-déchargement au taux de 100 kPa/s jusqu'à 4500 kPa. Des paliers de 30 s sont effectués tous les 500 kPa afin de permettre au système de mesure de se stabiliser. Les déformations engendrées sont mesurées en continu et enregistrées toutes les 5 s à l'aide du MAI.

La mise en charge de la cellule de Hoek s'effectue à l'aide d'une pompe électrique alors que la lecture de la pression se fait par un manomètre gradué aux 100 kPa.

## 2.4 Résultats d'essais

### *2.4.1 Viscosité, temps d'ouvrabilité et période de cure*

Le tableau 2.1 montre que la viscosité et la durée d'ouvrabilité de la majorité des adhésifs testés est acceptable, alors que le temps de cure constitue le critère le plus restrictif. En effet, certains adhésifs se sont décomposés sous l'eau, alors que d'autres ont été expulsés sous la charge appliquée ou n'ont présenté aucune adhésion au substrat. Ainsi, parmi la

douzaine d'adhésifs testés, seuls les échantillons de Versilok 410/17 répondent aux critères définis initialement et ce pour trois combinaisons non standard de résine et durcisseur testées, soit les combinaisons 10/1,5 , 10/1,75 et 10/2.

Tableau 2.1 Viscosité, ouvrabilité et cure des adhésifs présélectionnés

| Adhésifs | | Ratios | Viscosité | Ouvrabilité | Cure | Notes | Conclusion |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| Série | Identification | R/D | | (min.) | (h) | | |
| Loctite | 100NS | STD | Acceptable | 5 | < 0,5 | 1 | Rejeté |
| - | 105CL | STD | Acceptable | 5 | < 0,5 | 1 | Rejeté |
| - | 140FL | STD | Élevée | > 25 | NA | 2 | Rejeté |
| - | 420HF | STD | Acceptable | > 25 | >2 | 3,4 | Rejeté |
| - | 520NS | STD | Acceptable | 25 | >2 | 3,4 | Rejeté |
| - | Weld | STD | Très élevée | 15 | < 0,5 | 1 | Rejeté |
| Versilok Hi Mod | 406/17 | 10/1 – STD | Acceptable | 7 | >2 | 6 | Rejeté |
| - | - | 10/0,2 | Acceptable | 25 | >2 | 5 | Rejeté |
| - | 410/17 | 10/1 – STD | Acceptable | 25 | >2 | 5 | Rejeté |
| - | - | 10/1,5 | Acceptable | > 25 | 2 | 6 | Accepté |
| - | - | 10/1,75 | Acceptable | 25 | 2 | 6 | Accepté |
| - | - | 10/2 | Acceptable | 25 | 2 | 6 | Accepté |
| Biodur | 561 | STD | Très élevée | 25 | >2 | 4 | Rejeté |
| HBM | X-60 | STD | Acceptable | 5 | 2 | 6,7 | Rejeté |
| Sika Hi-Mod | 31 | STD | Très élevée | > 25 | >2 | 4 | Rejeté |
| Silikal | R-41 | STD | Très faible | 5 | < 0,5 | 1 | Rejeté |

Notes :

1 : réaction exothermique quasi instantanée

2 : décomposition sous l'eau

3 : expulsion sous le poids appliqué

4 : durcissement partiel

5 : durcissement quasi total

6 : durcissement total

7 : aucune adhésion au substrat

*2.4.2 Résistance mécanique*

Les résultats d'essais de traction directe et de flexion effectués sur le Versilok 410/17 selon les différentes proportions de résine et durcisseur testés, sont montrés au tableau 2.2. Seulement trois séries d'essais en traction directe et deux en flexion ont pu être réalisées.

Tableau 2.2 Résistance en traction directe et en flexion du Versilok 410/17

| | Contrainte à la rupture (kPa) | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| **Ratios R/D** | **Traction directe** | | | | **Flexion** | | |
| *Essais* | *A* | *B* | *C* | *Moyenne* | *D* | *E* | *Moyenne* |
| **10/1** | 74 | 93 | 111 | 93 | 220 | - | - |
| **10/1,5** | 231 * | - | - | - | 818 | 818 | 818 |
| **10/1,75** | 74 | 185 | - | 129 | - | - | - |
| **10/2** | 231 * | 56 | - | >143 | 1020 | 1515 | 1267 |

* : La capacité du dynamomètre est excédée sans qu'il n'y ait rupture du liant

\- : Essais non réalisés

L'expression de la résistance à la traction directe est obtenue en divisant la force à la rupture appliquée ($F$) par la section d'application ($A$), soit la surface du « doorstopper » ayant un rayon r. On a donc :

$$\sigma = \frac{F}{A} \text{ où } A = \pi r^2 \qquad [2\text{-}1]$$

La résistance à la flexion est évaluée à partir de l'équation d'une poutre encastrée de section circulaire uniforme. Soit :

$$\sigma_{max} = \frac{My_{max}}{I} \text{ avec } M = Fd \text{ et } I = \frac{\pi r^4}{4} \qquad [2\text{-}2]$$

avec :

$M$ = moment fléchissant

$F$ = force à la rupture

$d$ = longueur du bras de levier

$y_{max}$ = distance maximale à l'axe neutre

$I$ = moment d'inertie pour une section circulaire

r = rayon du « doorstopper »

Dans ce cas, on suppose que la distance à l'axe neutre est équivalente au rayon de la cellule du « doorstopper ».

Pour tous les essais réalisés, on constate que la rupture du liant se produit à l'interface rocheuse, la quasi totalité de l'adhésif demeurant sur la surface du « doorstopper ».

Les valeurs de résistance en traction directe et en flexion, mesurées pour les différents ratios de R/D, sont très variables. En effet, la résistance de l'adhésif en traction varie de 56 kPa à plus de 231 kPa pour une valeur moyenne supérieure à 122 kPa, ceci en considérant que dans deux cas, la capacité du dynamomètre a été excédée avant la rupture du liant.

La résistance de l'adhésif en flexion varie de 220 kPa à 1515 kPa, pour une valeur moyenne de 768 kPa . On constate également que la résistance de l'adhésif augmente avec la quantité de durcisseur utilisée dans le mélange. Toutefois, cette tendance ne peut être totalement confirmée, ni quantifiée, considérant le peu de résultats et surtout le fait qu'elle n'ait pas été observée de façon aussi évidente lors des essais de traction.

L'erreur relative calculée sur la détermination des résistances précédentes est respectivement de 2,5 % pour l'essai de traction directe et de 7,8 % pour l'essai de flexion. Pour plus de détails, se référer à l'annexe L.

Pour estimer l'ordre de grandeur de la résistance requise lors d'essais *in situ*, on évalue le cas extrême de sollicitation en flexion engendré par le poids non déjaugé de l'ensemble « doorstopper » - MAI. Sachant que la masse de l'instrument est de 0,618 kg et que la distance de son centroïde à l'interface rocheuse est de 0,2032 m, on obtient, à partir de l'équation [2-2], une valeur de 301 kPa. Ainsi, parmi les combinaisons de résine et durcisseur testées, seules celles dont le rapport R/D est supérieur ou égal à 10/1,5 apparaissent acceptables.

### *2.4.3 Aptitude à la transmission des déformations et effets du temps*

Le programme d'essais en laboratoire comporte au total seize (16) essais de compression biaxiale isotrope réalisés sur une éprouvette d'aluminium dont quatre (4) utilisant l'adhésif X-60 et douze (12) le Versilok 410/17.

Les courbes contraintes-déformations ($\sigma$-$\varepsilon$ ) de ces essais sont présentées à l'annexe B (courbes de chargement seulement).

Les relations $\sigma$-$\varepsilon$ observées sont linéaires mais présentent, pour chaque niveau de pression, des déformations qui varient d'une jauge à l'autre. Ces variations, attribuées à l'erreur expérimentale, sont discutées au chapitre 5.

Pour juger de l'aptitude de l'adhésif à transmettre les déformations, on utilise le module de Young de l'aluminium mesuré lors d'essais de chargement biaxial isotrope, lequel peut être évalué à partir de la pente du graphique contrainte-déformation, si l'on accepte d'utiliser le $\nu$ de référence du matériau, soit 0,33 (Marsh, 1983). En effet, étant donné que l'état de contrainte plan prévaut dans un essai de chargement biaxial isotrope on a :

$$\varepsilon = (1-\nu)\frac{P}{E} \qquad [2\text{-}3]$$

D'où l'on tire :

$$E = \frac{1-\nu}{\varepsilon/P} = \frac{0{,}67}{pente} \qquad [2\text{-}4]$$

avec:

ε = déformations mesurées par chacune des jauges du « doorstopper »

P = pression de confinement de la cellule de Hoek

E = module de Young mesuré

ν = coefficient de Poisson

Les tableaux 2.3 et 2.4 présentent les modules de Young de l'aluminium pour chacun des essais de chargement biaxial effectués. Le premier comprend les résultats d'essais réalisés avec l'adhésif de référence (X-60), alors que le second indique les résultats pour ceux réalisés avec l'adhésif Versilok 410/17. Pour ternir compte des délais encourus sur le chantier, le tableau 2.4 regroupe sommairement les performances de l'adhésif, à court terme (moins d'une heure après la cure de l'adhésif) puis à long terme (plus d'une heure après la cure de l'adhésif) pour ce qui a trait à la transmission de déformations.

L'erreur expérimentale liée à la détermination du module de Young est estimée à 7,1 %. Le détail du calcul d'erreur est présenté à l'annexe L.

Tableau 2.3 Modules de Young de l'aluminium - HBM X-60 (REF)

| Module de Young (GPa)- Adhésif de référence (X-60) | | | |
|---|---|---|---|
| 70,15 | 71,11 | 69,39 | 67,47 |

La procédure assurant la cure de l'adhésif de référence (X-60) diffère de celle expliquée à la section 2.3.2. Les recommandations du manufacturier préconisant une cure de 5 min. à l'air libre et à température ambiante, ont été respectées.

Tableau 2.4 Modules de Young de l'aluminium - Versilok 410/17

| Module de Young (Gpa) – Versilok 410/17 | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|
| Propriété à court terme ( t <1h) | | | Propriété à long terme ( t > 1h) | | |
| *10/1,5* | *10/1,75* | *10/2* | *10/1,5* | *10/1,75* | *10/2* |
| 66,80 | 66,62 | 69,87 | 72,07 | 75,10 | 87,70 |
| 68,34 | 62,88 | 71,69 | 75,50 | 74,30 | 84,40 |

La variable t symbolise le temps écoulé après la cure de l'adhésif.

Afin d'évaluer la dispersion relative des résultats présentés aux tableaux précédents, la figure 2.1 montre les valeurs du module de Young obtenues pour chacun des essais effectués, par rapport à la valeur de référence du module de Young de l'aluminium testé ($E_{Ref}$).

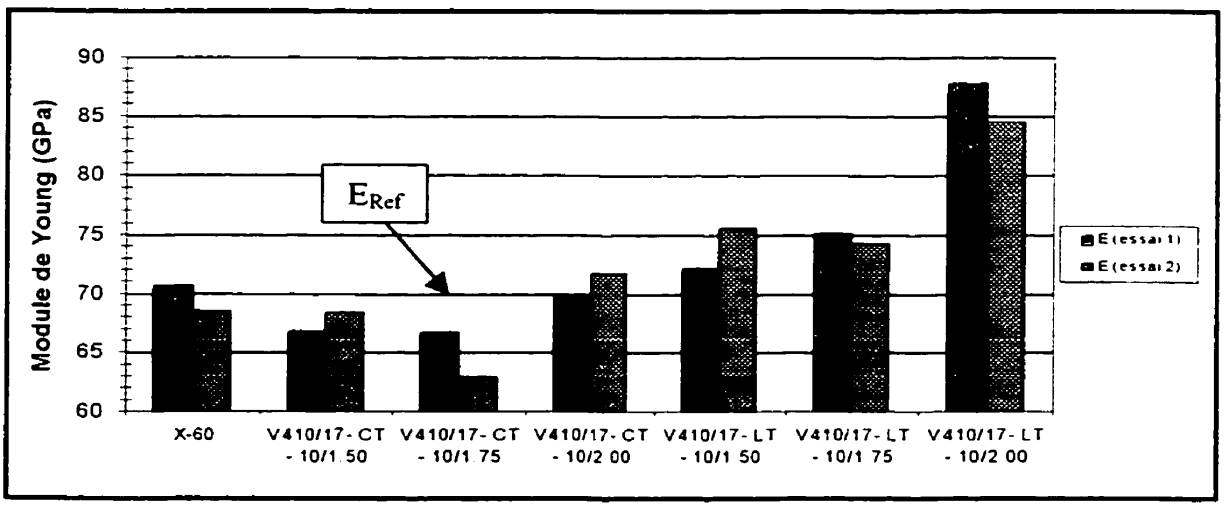



Figure 2.1 Modules de Young de l'aluminium selon les adhésifs testés

On constate que l'adhésif X-60 donne en moyenne un module légèrement inférieur au module de référence, soit de 1,35 %. De plus, on remarque qu'à court terme le Versilok 410/17 a tendance à sous-estimer le module de l'aluminium testé (jusqu'à 9,25 %) alors qu'à long terme, il a tendance à le surestimer (jusqu'à 22,9 %). Le pourcentage des déformations transmises auraient tendance à décroître avec le temps. Afin de statuer sur

cette tendance, d'autres essais seraient requis pour voir si elle se maintient.

Même si le ratio de R/D de 10/2 donne à court terme une valeur plus juste du module de Young, on privilégie, l'utilisation du ratio 10/1,5 car ses performances globales (à court terme et à long terme) permettent d'obtenir le module se rapprochant le plus du $E_{Ref}$.

Pour les essais à venir, on privilégie l'utilisation du Versilok 410/17 dans les proportions massiques 10/1,5 essentiellement car il présente une durée d'ouvrabilité supérieure aux deux autres ratios à performances mécaniques comparables (résistance à la flexion et transmission des déformations).

Étant donné que la détermination des contraintes *in situ* dépend non seulement des déformations récupérées sur le terrain lors de la saignée mais aussi des déformations mesurées subséquemment en laboratoire pour la détermination des paramètres de déformabilité de la roche, il est essentiel de s'assurer que l'adhésif transmette les déformations du massif dans les mêmes proportions à court terme comme à long terme, et ce, indépendamment du pourcentage de déformations transmises. Si ce n'est pas le cas, tel que suggéré par les résultats du tableau 2.4 et de la figure 2.1, il devient indispensable de caractériser l'évolution du comportement de l'adhésif dans le temps afin d'établir les facteurs de correction appropriés.

À cet effet, une série d'essais supplémentaires de chargement biaxial a été effectuée avec le Versilok 410/17 (R/D =10/1,5). Le tableau 2.5 et la figure 2.2 présentent les résultats obtenus sous forme de rapport entre le module de Young déterminé à un temps t donné (E) et le module de Young déterminé immédiatement après période de cure initiale de deux heures ($E_o$). On constate que six heures après la cure initiale de l'adhésif, son comportement semble se stabiliser. La transmission des déformations est alors de 2 % inférieures à la valeur initiale, toutefois, des essais complémentaires sont requis pour confirmer ces observations préliminaires.

Tableau 2.5 Modules de Young de l'aluminium - Versilok 410/17 (10/1,5)

| Temps après la cure initiale de l'adhésif (h) | 0 | 0,5 | 0,8 | 1,75 | 2 | 3,25 | 3,75 | 4,25 | 4,75 | 6 | 21,5 |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| E (GPa) | 65,98 | 66,81 | 68,38 | 74,32 | 73,81 | 71,42 | 70,27 | 68,68 | 69,14 | 67,31 | 67,13 |
| $E/E_o$ | 1,00 | 1,01 | 1,04 | 1,13 | 1,12 | 1,08 | 1,07 | 1,04 | 1,05 | 1,02 | 1,02 |

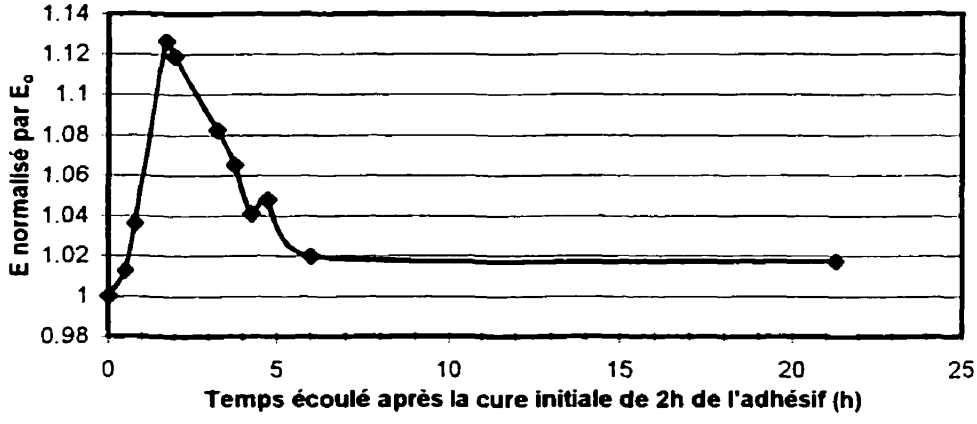



Figure 2.2 Étude préliminaire de l'évolution du comportement du V410/17 (10/1,5)

# CHAPITRE 3
# PERFORMANCE *IN SITU* DE L'ADHÉSIF RETENU

Suite aux résultats d'évaluation d'adhésifs potentiels, il a été convenu d'utiliser le produit Versilok 410/17 afin de réaliser des mesures de contraintes *in situ* à partir de la technique du « doorstopper modifié ». À cet effet, un programme d'essais a été mis sur pied au laboratoire souterrain d'Énergie Atomique du Canada Limitée (Pinawa, Manitoba) durant les mois d'octobre et novembre 1998.

## 3.1 Méthodologie de mesures de contraintes avec le « DDGS »

L'équipement requis de même que les procédures d'essais spécifiques au « Deep Doorstopper Gauge System » sont décrits en détails par Thompson et al. (1997). Les seules modifications apportées concernent l'adhésif sélectionné. Au lieu de travailler avec le Silikal R-41, le Péroxyde benzoïque, le Silane et la poudre de silice, on a mis à l'épreuve le Versilok 410/17 dans les proportions massiques 10/1,5 (R/D). Pour des détails sur l'interprétation des mesures, voir Corthésy et al. (1993).

En résumé, la méthodologie de mesures de contraintes avec le « DDGS »consiste à :

- Acheminer, à l'aide d'un outil d'installation monté sur câble d'acier, le MAI et la cellule de « doorstopper modifié » à l'intérieur de tiges et carottier de type HQ lorsque la configuration du système de mesure et l'application d'adhésif sur la cellule du « doorstopper modifé » ont été effectuées;
- Déterminer, lorsque l'instrument atteint la surface en fond de trou, la position des jauges à l'aide d'un mécanisme gravitationnel localisé dans la partie supérieure de l'outil d'installation;
- Une fois l'instrument en fond de trou, attendre deux heures que l'adhésif fasse prise;

- Retirer l'outil d'installation et procéder à une lecture initiale des jauges;
- Relâcher les contraintes dans le massif rocheux par prolongation de forage et enregistrer en continu la température et les déformations du massif en fond de trou;
- Récupérer la carotte et l'instrument de mesure afin de télécharger les données d'essais et réaliser en laboratoire des essais de compression biaxiale et diamétrale permettant l'évaluation des propriétés de déformabilité de la roche en place.

Les principales étapes d'essais de même que l'équipement spécifique utilisé sont illustrées aux figures de l'annexe C.

Au total, treize (13) essais ont été réalisés en forage (calibre HQ3) dans un seul et unique trou, foré à partir d'une chambre souterraine localisée à 420 m sous le niveau de la surface. La direction et le pendage du trou sont respectivement de 296,36 ° N et de +75,58 °. Les essais ont été effectués entre les profondeurs de 50 à 100 m mesurées par rapport au collet du trou.

### 3.2 Résultats d'essais

Sur l'ensemble des treize (13) essais réalisés, huit (8) essais ont donné des résultats exploitables. Les essais éliminés l'ont été suite à de fausses manipulations en forage, à de mauvais contacts perturbant l'alimentation du MAI, à la présence de débris en fond de trou avant le collage de la cellule ou à une défaillance des mécanismes d'étanchéité au sein du système de mesure. Aucun essai n'a été rejeté dû aux mauvaises performances de l'adhésif contrairement aux essais préliminaires, réalisés avec le Silikal R-41, le Péroxyde benzoïque, le Silane et la poudre de silice, où le taux de réussite n'était que de 12 % (Thompson et al., 1997).

Les carottes récupérées des deux (2) derniers essais n'étant pas disponibles pour fin d'a-

nalyses supplémentaires au laboratoire de mécanique des roches de l'École Polytechnique, seuls les résultats des six (6) premiers essais réussis sont présentés ci-après; soient ceux réalisés à des profondeurs comprises entre 54 et 56 m par rapport au collet.

### *3.2.1 Courbes de récupération*

Les courbes de récupération obtenues pour chacun des essais retenus sont présentées à l'annexe D.

Sur chacun des graphiques, on retrouve la réponse individuelle des jauges de même que celle des invariants de déformation ($I_1$ et $I_2$). Dans tous les cas, les effets de la température sont négligeables étant donné l'amplitude des déformations récupérées. De plus, ces dernières sont considérées positives puisque résultant d'un état de décompression.

La cassure post pic observée sur la majorité des courbes, provient d'une augmentation de la vitesse de rotation des tiges en cours de forage (5 mm/min. à 27,5 mm/min.).

### *3.2.2 Paramètres de déformabilité*

Pour évaluer les contraintes en fond de trou à partir des déformations récupérées, les paramètres de déformabilité de la roche en place doivent être caractérisés. En raison des résultats d'essais de chargement biaxial isotrope (présentés ultérieurement), on suppose que la roche est anisotrope. La relation $\sigma$-$\varepsilon$ pour une roche homogène, au comportement linéaire et transversalement isotrope, est définie comme suit :

$$\{\varepsilon\} = [D]^{-1} \cdot \{\sigma\} \qquad [3\text{-}1]$$

où :

- $\{\varepsilon\}$ et $\{\sigma\}$ sont respectivement des vecteurs colonnes de déformations et de contraintes dans un repère orthonormé où (xz) constitue le plan d'isotropie et (y) l'axe normal à ce plan;

$$\{\varepsilon\} = \{\varepsilon_x, \varepsilon_y, \gamma_{xy}\} \qquad [3\text{-}2]$$

$$\{\sigma\} = \{\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}\} \qquad [3\text{-}3]$$

- $[D]^{-1}$ est l'inverse de la matrice des paramètres de déformabilité (Wittke, 1990)

$$[D]^{-1} = \begin{bmatrix} 1/E_1 & -\nu_2/E_2 & 0 \\ -\nu_2/E_2 & 1/E_2 & 0 \\ 0 & 0 & 1/G_2 \end{bmatrix} \qquad [3\text{-}4]$$

où :

- $E_1$ et $E_2$ représentent respectivement les modules de Young dans le plan d'isotropie et dans la direction normale au plan d'isotropie;
- $\nu_1$ et $\nu_2$ 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'expression de $G_2$ s'obtient de l'équation suivante :

$$G_2 \cong \frac{E_2}{(1 + E_2/E_1 + 2\nu_2)} \quad \text{(Barden, de Wittke, 1990)} \qquad [3\text{-}5]$$

Les paramètres de déformabilité de la roche s'obtiennent à partir des résultats de deux essais supplémentaires effectués en laboratoire sur la carotte récupérée : l'essai de chargement biaxial isotrope et l'essai brésilien. Étant donné que durant ces essais les mesures sont réalisées dans un seul plan, les propriétés déterminées sont apparentes; c'est à dire qu'elles sont mesurées dans des plans qui peuvent différer des plans principaux d'anisotropie.

L'essai de chargement biaxial isotrope permet ainsi d'identifier les modules de Young apparents de la roche ( $E_1'$, $E_2'$ ) tandis que l'essai brésilien permet d'en déterminer les coefficients de Poisson apparents ( $\nu_1'$, $\nu_2'$ ). On suppose ici que $\nu_1' = \nu_2' = \nu'$ car d'après Batugin et Nirenburg (1972), la différence entre $\nu_1$ et $\nu_2$ est négligeable pour une roche granitique. Cette hypothèse simplifie de beaucoup la tâche puisque la détermination de $\nu$ dans des directions parallèles et perpendiculaires au plan d'isotropie réel nécessiterait des essais supplémentaires faisant appel à des mesures de déformations dans d'autres plans que celui du fond du trou.

A- Essais de chargement biaxial isotrope

À la différence des essais de chargement biaxial réalisés antérieurement sur l'aluminium (section 2.3.4), à partir de la cellule de Hoek, les essais de laboratoire suivants sont caractérisés par :

- L'acquisition des déformations et de la pression en simultané sur un poste de lecture (Fluke) au rythme d'une lecture par seconde;
- Un cycle de chargement-déchargement de l'éprouvette jusqu'à 20 MPa, aux taux de 67 kPa/s pour le premier intervalle de 10 MPa, puis de 100 kPa/s pour le second;
- L'utilisation d'un capteur de pression possédant une capacité maximale de 35 MPa;

- L'utilisation de feuilles d'aluminium autocollantes maintenant la carotte et le manchon métallique solidaires et, pour plus de sécurité, l'utilisation d'un étau venant renforcer le lien précédent;
- La mise en place de blocs de bois à chacune des extrémités de la carotte et du manchon métallique sortant de la cellule, minimisant la rigidité du système précédent.

Les courbes de rechargement biaxial sont présentées à l'annexe E. Aucune correction n'est effectuée pour les effets de température, celle-ci demeurant stable à 12 °C.

La non linéarité et l'anisotropie obtenues ont déjà été observées par Barla (1974) comme étant caractéristiques du comportement des granites à faibles et moyens niveaux de contraintes. Le même auteur démontre qu'à haut niveau de contraintes ce comportement disparaît suite à la fermeture des microfissures présentes dans la roche. De plus, pour fin de calculs, l'effet d'hystérésis observé nous amène à considérer la portion en déchargement des courbes afin de simuler la décompression survenant sur le site.

Les déformations récupérées (section 3.2.1) étant supérieures à celles obtenues au cours des essais de rechargement biaxial isotrope, une extrapolation est requise pour évaluer les paramètres de déformabilité. Comme la relation contrainte-déformation de ces matériaux est considérée linéaire à haut niveau de contraintes (Barla, 1974), on suggère d'effectuer une régression linéaire à partir des 10 à 12 dernières lectures de chaque essai, soient celles correspondants aux pressions maximum appliquées. Ces droites seront ensuite utilisées pour déterminer les modules tangents et le coefficient de Poisson de la roche.

L'annexe F présente les droites obtenues.

B- Essais brésiliens

Corthésy et al. (1993) décrivent en détails les procédures de l'essai brésilien de même que le modèle d'interprétation associé pour la détermination des paramètres de déformabilité.

Les principales caractéristiques de l'équipement utilisé sont les suivantes :

- Piston hydraulique de 18,1 tonnes métriques, alimenté par une pompe électrique;
- Capteur de pression de 17 MPa monté à l'entrée du piston, en pont complet sur un poste de lecture de type Vishay P3500;
- Cellule de « doorstoper modifié » mesurant les déformations induites;
- MAI, enregistrant les déformations induites;
- Feuilles de teflon, aux contacts de la carotte et des plateaux de la presse, pour améliorer la distribution de la charge.

La charge maximale appliquée est choisie de façon à ne pas engendrer la rupture de l'échantillon. La résistance en tension de la roche est évaluée à partir de celle en compression établie par Martin et Read (1996) sur le même site de mesure (URL)[2]. Un aperçu du montage est donné à l'annexe G.

La relation entre les déformations principales majeures et mineures obtenue pour chacune des carottes récupérées est présentée à l'annexe H.

Le tableau 3.1 résume les propriétés de déformabilité apparentes des carottes récupérées.

---

[2] Martin et Read (1996) évaluent, à l'aide d'esais en laboratoire, la résistance en compression uniaxiale du granite de Lac du Bonnet à 210 MPa. Sa résistance en tension est estimée à 70 MPa.

Tableau 3.1 Paramètres de déformabilité des carottes récupérées

| Profondeur au collet (m) | $E_1'$ (GPa) | $E_2'$ (GPa) | $\nu'$ |
|---|---|---|---|
| | | | |
| 54,41 | 33,27 | 30,22 | 0,24 |
| 54,61 | 34,39 | 30,40 | 0,18 |
| 54,815 | 43,88 | 38,23 | 0,15 |
| 55,43 | 35,04 | 25,63 | 0,08 |
| 55,63 | 40,47 | 34,81 | 0,14 |
| 55,84 | 39,86 | 31,56 | 0,14 |

L'erreur relative expérimentale sur la mesure des modules de Young est évaluée à 2,1 % alors que celle sur le coefficient de Poisson est estimée à 4,6 %. Pour plus de détails sur le calcul de ces erreurs, se référer à l'annexe L.

### *3.2.3 Tenseur de contraintes in situ*

Contrairement à d'autres techniques de mesures, telles celles des cellules de Leeman et celles du USBM, il n'existe pas, avec la technique du « doorstopper », de solution analytique pour passer des contraintes au point de mesure ($\overline{\sigma_x}, \overline{\sigma_y}, \overline{\tau_{xy}}$) aux contraintes *in situ* ($\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$). Des modèles physiques et numériques sont alors utilisés pour évaluer les facteurs de concentration de contraintes en fond de trou ($H_1, H_2, H_3, H_4$).

Lorsqu'aucune pression hydrostatique n'est appliquée au point de mesure, Rahn (1984) démontre, pour un matériau homogène isotrope linéaire, que :

$$\overline{\sigma_x} = H_1\sigma_x + H_2\sigma_y + H_3\sigma_z \qquad [3\text{-}6]$$

$$\overline{\sigma_y} = H_2\sigma_x + H_1\sigma_y + H_3\sigma_z \qquad [3\text{-}7]$$

$$\overline{\tau_{xy}} = \tau_{xy} / H_1 - H_2 \qquad [3\text{-}8]$$

où $H_1$, $H_2$ et $H_3$ sont données par les relations empiriques suivantes:

$$H_1 = 1{,}32 + 0{,}08\nu(1+\nu) \qquad [3\text{-}9]$$

$$H_2 = -0{,}12 + 0{,}18\nu(1+2{,}55\nu) \qquad [3\text{-}10]$$

$$H_3 = -1{,}09(0{,}33+\nu) \qquad [3\text{-}11]$$

Lorsqu'une pression hydrostatique est appliquée au point de mesure, Leite et al. (1996b) démontre que les équations [3-6] et [3-7] sont de la forme :

$$\overline{\sigma_x} = H_1\sigma_x + H_2\sigma_y + H_3\sigma_z - H_4P_o \qquad [3\text{-}6b]$$

$$\overline{\sigma_y} = H_2\sigma_x + H_1\sigma_y + H_3\sigma_z - H_4P_o \qquad [3\text{-}7b]$$

où $H_4$ , obtenu par simulation numérique, et $P_0$ sont de la forme:

$$H_4 = 0{,}1862 + 0{,}61\nu \qquad [3\text{-}12]$$

$$P_o = \rho_w gL\sin\alpha \qquad [3\text{-}13]$$

avec :

$\rho_w = 1$ g/cm$^3$

$g = 9{,}81$ m/s$^2$

$L$ = profondeur du point de mesure mesurée à partir du collet

$\alpha$ = pendage du trou

$P_o$ représentant la pression hydrostatique s'exerçant au point de mesure.

Étant donné que l'ensemble des mesures ont été effectuées dans un seul trou de forage subvertical, on doit poser une hypothèse quant à la valeur de la contrainte parallèle à

l'axe du trou ( $\sigma_z$ ) puisqu'il y a plus d'inconnues que d'équations. Le choix de cette hypothèse s'effectue à partir de l'analyse des trois possibilités suivantes:

- $\sigma_z = \gamma h$ [3-14]

où $\gamma = 0{,}027$ MN/m$^3$ représente le poids volumique moyen de la roche;

- $\sigma_z = \Delta\sigma_v h$ [3-15]

où $\Delta\sigma_v = 0{,}0506$ MPa/m représente le gradient de contraintes verticales mesurées, en 1991, à partir du niveau 420 m du laboratoire souterrain d'Énergie Atomique du Canada Limitée, à Pinawa au Manitoba.

- $\sigma_z = \dfrac{SR(\sigma_x + \sigma_y)}{2}$ [3-16]

où $SR$ est déterminé par la méthode du RPR (Corthésy et al., 1994).

Dans ce dernier cas, l'information nécessaire à la détermination de $\sigma_z$ provient de la courbe de récupération et consiste à déterminer la relation qui existe entre le RPR, défini comme étant le rapport de la moyenne des invariants de déformations récupérées ($D_r$) sur la moyenne des invariants de déformations au pic ($D_p$), et le SR, représentant le rapport des contraintes *in situ*.

$$RPR(\nu) = \frac{D_r}{D_p} \qquad [3\text{-}17]$$

$$SR = \frac{\sigma_z}{\dfrac{\sigma_x + \sigma_y}{2}} \qquad [3\text{-}18]$$

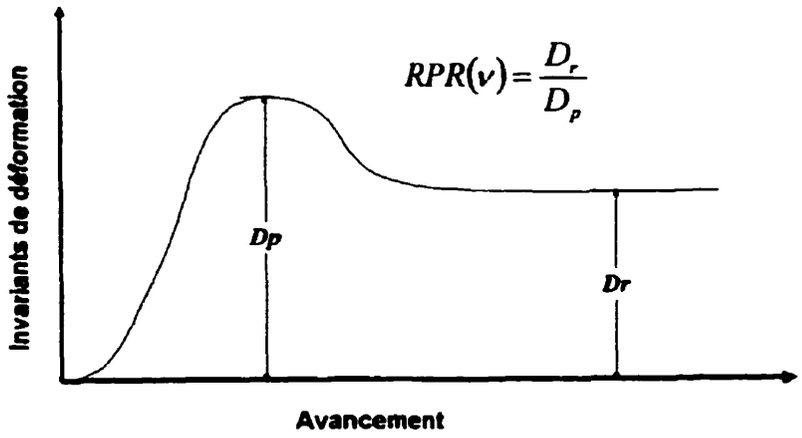



Figure 3.1 Définition du RPR sur la courbe de récupération

La relation entre les paramètres SR et RPR fournit une équation supplémentaire qui, ajoutée aux équations [3-6b], [3-7b] et [3-8], forme un système de quatre équations à quatre inconnues. Les relations obtenues en fonction du coefficient de Poisson sont présentées sous forme graphique à la figure 3.2. Pour plus de détails, le lecteur peut se référer aux articles de Corthésy et al. (1994) et Leite et al. (1996c).

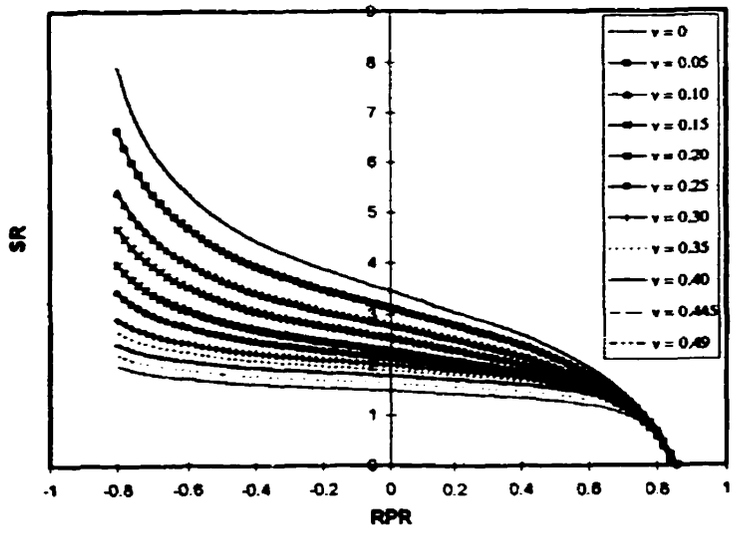



Figure 3.2 Relations RPR-SR en fonction du coefficient de Poisson

Les contraintes *in situ* déterminées aux équations [3-6b] à [3-8], sont orientées géographiquement à partir de la position des jauges durant l'essai. À cet effet, la procédure décrite par Thompson et al. (1997) établi la position d'une jauge de référence ($J_{90}$) en fonction de l'azimut du trou, à l'aide d'un mécanisme gravitationnel localisé dans la partie supérieure de l'outil d'installation.

Le tableau 3.2 présente, pour chaque essai, le tenseur partiel de contraintes *in situ* dans le repère Nord Est Subvertical (N, E, +/- V) alors que le tableau 3.3 montre le tenseur de contraintes principales secondaires calculées par rapport au Nord géographique; $\alpha_1$ étant l'angle que fait $\overline{\sigma_1}$ avec le Nord géographique. Dans ces tableaux, les contraintes sont exprimées en MPa et les profondeurs d'essais en mètres.

Tableau 3.2 Tenseur partiel de contraintes *in situ* dans le repère N, E, +/-V

| Test (m) | $\sigma_z$ (gravitaire) – MPa | | | | $\sigma_z$ (gradient) – MPa | | | | RPR | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | N | E | ± V | $\tau_{xy}$ | N | E | ± V | $\tau_{xy}$ | N | E | ± V | $\tau_{xy}$ |
| 54,41 | 46,91 | 45,26 | 12,76 | 0,16 | 52,25 | 50,59 | 23,92 | 0,16 | | | | |
| 54,61 | 44,03 | 39,24 | 12,77 | 0,20 | 48,90 | 44,11 | 23,93 | 0,20 | | | | |
| 54,81 | 52,19 | 46,91 | 12,77 | 1,03 | 56,86 | 51,59 | 23,94 | 1,03 | | | | |
| 55,43 | 40,67 | 40,79 | 12,79 | 3,91 | 44,75 | 44,88 | 23,97 | 3,91 | 37,13 | 37,25 | 3,10 | 3,91 |
| 55,63 | 45,59 | 43,81 | 12,79 | 1,61 | 50,20 | 48,42 | 23,98 | 1,61 | 45,88 | 44,10 | 13,50 | 1,61 |
| 55,84 | 45,91 | 51,48 | 12,80 | -2,57 | 50,47 | 56,05 | 23,99 | -2,57 | 43,86 | 49,43 | 7,77 | -2,57 |

Tableau 3.3 Tenseur de contraintes principales secondaires par rapport à N

| Test (m) | $\sigma_z$ (gravitaire) - MPa | | | | $\sigma_z$ (gradient) – MPa | | | | RPR | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | $\overline{\sigma_1}$ | $\overline{\sigma_2}$ | $2\alpha_1$ (°) | $\sigma_z$ | $\overline{\sigma_1}$ | $\overline{\sigma_2}$ | $2\alpha_1$ (°) | $\sigma_z$ | $\overline{\sigma_1}$ | $\overline{\sigma_2}$ | $2\alpha_1$ (°) | $\sigma_z$ |
| 54,41 | 46,93 | 45,24 | 10,86 | 12,76 | 52,27 | 50,58 | 10,86 | 23,92 | | | | |
| 54,61 | 44,04 | 39,23 | 4,77 | 12,77 | 48,91 | 44,11 | 4,77 | 23,93 | | | | |
| 54,81 | 52,38 | 46,72 | 21,40 | 12,77 | 57,06 | 51,39 | 21,40 | 23,94 | | | | |
| 55,43 | 44,64 | 36,82 | 90,94 | 12,79 | 48,73 | 40,90 | 90,94 | 23,97 | 41,10 | 33,28 | 90,94 | 3,10 |
| 55,63 | 46,55 | 42,86 | 61,09 | 12,79 | 51,15 | 47,47 | 61,09 | 23,98 | 46,84 | 43,15 | 61,09 | 13,50 |
| 55,84 | 52,49 | 44,90 | 222,6 | 12,80 | 57,05 | 49,46 | 222,6 | 23,99 | 50,44 | 42,85 | 222,66 | 7,77 |

À la lecture des tableaux précédents, on constate que les directions des contraintes principales secondaires varient grandement avec la profondeur; phénomène qui peut s'expliquer par le faible écart qui existe entre les contraintes principales majeures et mineures. On remarque aussi que les valeurs de $\sigma_z$ obtenues à partir de la méthode du RPR, sont anormalement basses.

# CHAPITRE 4
# ÉTUDE DE L'INFLUENCE DE DEUX CONDITIONS EN FORAGE PROFOND SUR LE CALCUL DES CONTRAINTES

## 4.1 Influence de la pression hydrostatique sur le système de mesure

### *4.1.1 Objectifs de l'étude*

L'étude a pour but de compléter la mise au point de l'équipement nécessaire à la réalisation de mesures de contraintes à grande profondeur. Suite aux travaux de modélisation numérique de Leite et al. (1997), on peut, lors de l'interprétation des résultats, tenir compte de l'influence de la pression hydrostatique ($P_o$) sur les facteurs de concentrations de contraintes en fond de trou. On cherche maintenant à évaluer l'effet parasite qu'aurait cette pression sur le système de mesure des déformations, soit sur l'ensemble « doorstopper modifié » - MAI, afin d'apporter, s'il y a lieu, des corrections.

### *4.1.2 Études complémentaires*

En 1964, Miligan étudie l'influence de $P_o$ sur la mesure de déformations à partir de jauges à fils résistants collées sur des éprouvettes métalliques. En comparant le module de compressibilité de l'aluminium obtenu à une pression hydrostatique de 965 MPa (140 ksi) à celui calculé à partir des propriétés E et $\nu$ provenant d'essai en compression simple, il constate une dérive de 4,2 %. Quelques mois plus tard, Brace (1964) confirme la tendance en spécifiant que $P_o$ induit une déformation supplémentaire de l'ordre de 0,7 ppm/MPa lorsque des jauges à base de Constantan sont utilisées.

Étant donné l'ordre de grandeur des déformations mesurées en forage profond (1000 m), ces études mettent en évidence l'effet négligeable de $P_o$ sur la réponse des jauges à fils résistants lorsqu'elles constituent à elles seules un instrument de mesure.

*4.1.3 Procédures expérimentales*

Pour évaluer les effets parasites que pourrait causer la pression hydrostatique sur le système de mesure, on réalise en laboratoire le montage suivant (Figure 4.1) :

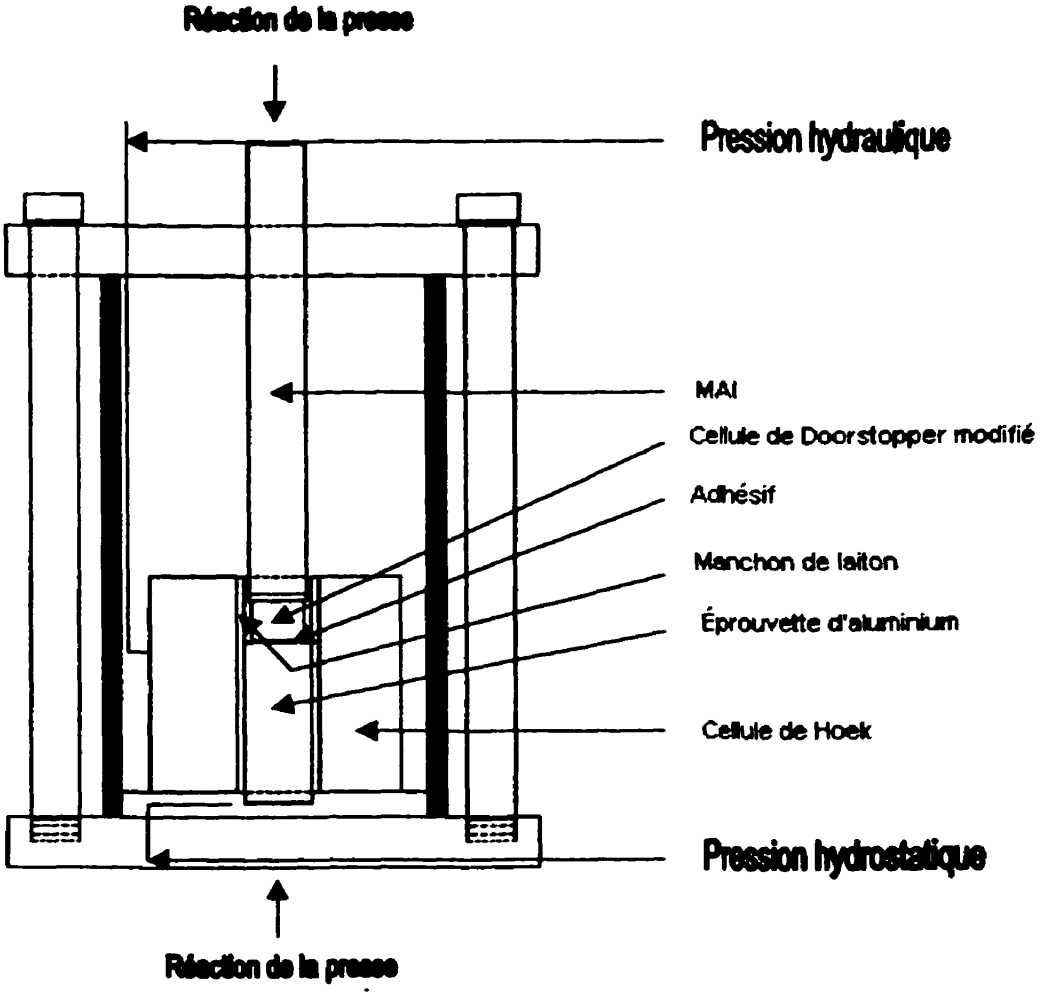



Figure 4.1 Coupe transversale d'une cellule de chargement triaxial

Pour évaluer la réponse du système de mesure soumis à des pressions hydrostatiques croissantes, on mesure la variation des déformations résultant de l'application d'une sollicitation mécanique, en l'occurrence la compression biaxiale isotrope, sur un matériau dont les propriétés sont connues.

L'équipement nécessaire au montage comprend :

- Une carotte d'aluminium (E = 70 GPa, $\nu$ = 0,33) sur laquelle on colle une cellule de « doorstopper modifié » à l'aide de l'adhésif MB 200 de Micro-measurements;
- Une cellule de chargement biaxial (cellule de Hoek) placée à l'intérieur d'une cellule de chargement triaxial;
- Une pompe électrique délivrant une pression hydraulique à la cellule biaxiale et une bonbonne d'azote comprimée permettant l'application d'une pression hydrostatique dans l'enceinte de la cellule triaxiale;
- Un capteur de pression pour chaque cellule;
- Un MAI, pour l'acquisition des déformations;
- Un système d'acquisition indépendant pour la pression (biaxiale et triaxiale);
- Une chambre d'acier recouvrant le MAI et jouant le rôle de piston;
- Un manchon en laiton permettant d'exposer la face instrumentée de la carotte à l'intérieur de la cellule de Hoek, sans risque d'éclatement de la membrane;
- Une presse externe sur laquelle repose la cellule triaxiale permettant de contrer le déplacement du piston sous confinement hydrostatique.

Le montage détaillé est illustré aux figures de l'annexe I .

La méthodologie d'essai est la suivante (figure 4.2) :

- Réaliser un essai de compression biaxiale isotrope sur l'aluminium à pression hydrostatique nulle; ce qui permet d'obtenir la relation expérimentale $\sigma$-$\varepsilon$;
- Appliquer une pression hydrostatique dans le cellule triaxiale, en tout temps inférieure à celle de la cellule de Hoek, afin d'éviter le décollement de la membrane de cette dernière, et par le fait même, des fuites d'huile;
- Pour différentes pressions hydrostatiques, faire varier la pression de la cellule de Hoek de $P_i$ jusqu'à $P_{max}$ et revenir à une pression $P_f$ égale à $P_i$.

Les déformations induites sur la face supérieure de la carotte, instrumentée d'un « doorstopper », sont mesurées puis enregistrées en continu à l'aide du MAI. L'acquisition des pressions s'effectue cependant sur un système indépendant.

Au total sept essais ont été réalisés. La pression hydrostatique appliquée variait de 0 à 6,2 MPa ($P_o = P_z$), par palliers d'environ 1 MPa, alors que la pression de la cellule de Hoek variait en continue de 0 à 10,3 MPa selon le cas ($P_i \Rightarrow P_{max} \Rightarrow P_f$). Le tableau 4.1 résume les conditions d'essais et la figure 4.2 illustre l'état de chargement de l'éprouvette.

Tableau 4.1 Détails des essais triaxiaux

| | Pressions (MPa) | | |
|---|---|---|---|
| Essais | Cellule de Hoek | | Cellule triaxiale |
| No | $P_i = P_f$ | $P_{max}$ | $P_z$ |
| 1 | 0,0 | 10,3 | 0,0 |
| 2 | 2,1 | 10,3 | 1,0 |
| 3 | 3,1 | 10,3 | 2,1 |
| 4 | 4,1 | 10,3 | 3,1 |
| 5 | 5,2 | 10,3 | 4,1 |
| 6 | 6,2 | 10,3 | 5,2 |
| 7 | 7,2 | 10,3 | 6,2 |

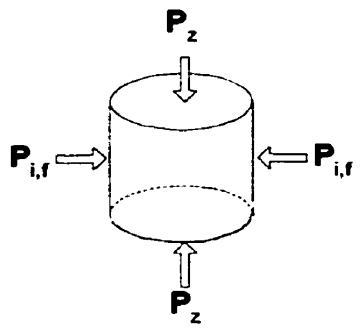



Figure 4.2 Diagramme de chargement

*4.1.3 Résultats*

L'expression analytique des déformations absolues mesurées sur l'aluminium à partir des jauges du « doorstopper », pour un essai de compression biaxiale isotrope réalisé à pression hydrostatique constante, est donnée par l'équation suivante :

$$\varepsilon = \frac{P(1-\nu)}{E} - \frac{P_z \nu}{E} \qquad [4\text{-}1]$$

où:

$E$ = module de Young d'un corps isotrope
$P$ = pression biaxiale (cellule de Hoek)
$P_z = P_o$ = pression hydrostatique
$\nu$ = coefficient de Poisson d'un corps isotrope

Étant donné que la valeur de $P_z$ est constante pour un essai donné, l'accroissement de déformations mesurées est directement lié à l'augmentation de la pression hydraulique de la cellule biaxiale. Si l'on initialise les jauges de déformations après application de la pression hydrostatique, on retrouve l'expression d'un chargement biaxial isotrope mentionnée précédemment. Soit :

$$\Delta\varepsilon = \frac{\Delta P}{E} - \nu\frac{\Delta P}{E} = \Delta P\left(\frac{1-\nu}{E}\right) \qquad [2\text{-}3]$$

Quelque soit l'état de chargement mentionné au tableau 4.1, on constate que la pente des graphiques σ-ε doit être théoriquement identique. Ainsi, si la pente de ces graphique diffère d'un essais à l'autre, on peut conclure que la pression hydrostatique influence le système de mesure.

Les représentations graphiques des résultats d'essais biaxiaux réalisés à différentes pressions hydrostatiques sont illustrées à l'annexe J.

L'erreur relative expérimentale sur la pente des graphiques σ-ε varie de 2 % à 6,4 %, selon la pression hydrostatique appliquée au cours de l'essai. Se référer à l'annexe L pour plus de détails sur le calcul de cette erreur.

La figure 4.3 regroupe les résultats d'essais. On constate, pour chacune des jauges du « doorstopper », que la dérive du rapport normalisé de ε/P en fonction de $P_z$ varie entre 1 et 5 % et qu'en moyenne, l'erreur demeure inférieure à 3,5 %. L'effet de la pression hydrostatique sur le système de mesure apparaît donc négligeable jusqu'à 6,2 MPa. Au delà, il faudrait effectuer d'autres essais pour se prononcer. Il n'a pas été possible de poursuivre les essais à des pressions supérieures suite au bris d'un joint d'étanchéité ayant endommagé le MAI utilisé.

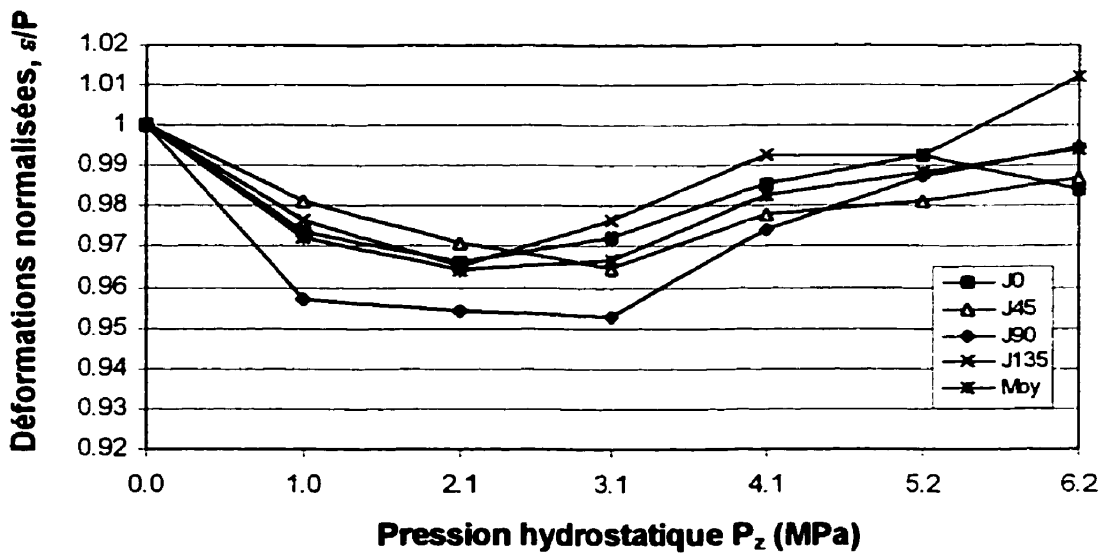



Figure 4.3 Effet de la pression hydrostatique sur le système de mesure – MB 200

À titre de vérification supplémentaire, les mêmes essais ont été réalisés avec l'adhésif retenu au chapitre précédent, soit le Versilok 410/17 dans les proportions 10/1,5. Les résultats d'essais sont présentés à la figure 4.4. Ils permettent de confirmer que l'adhésif et le système de mesure répondent adéquatement jusqu'à une pression de confinement de 4,1 MPa. Les courbes de σ-ε correspondantes sont répertoriées à l'annexe K. Il est à noter que les résultats des jauges 45° et 135° sont à rejeter en raison d'un surplus d'adhésif faisant contact avec le manchon de laiton.

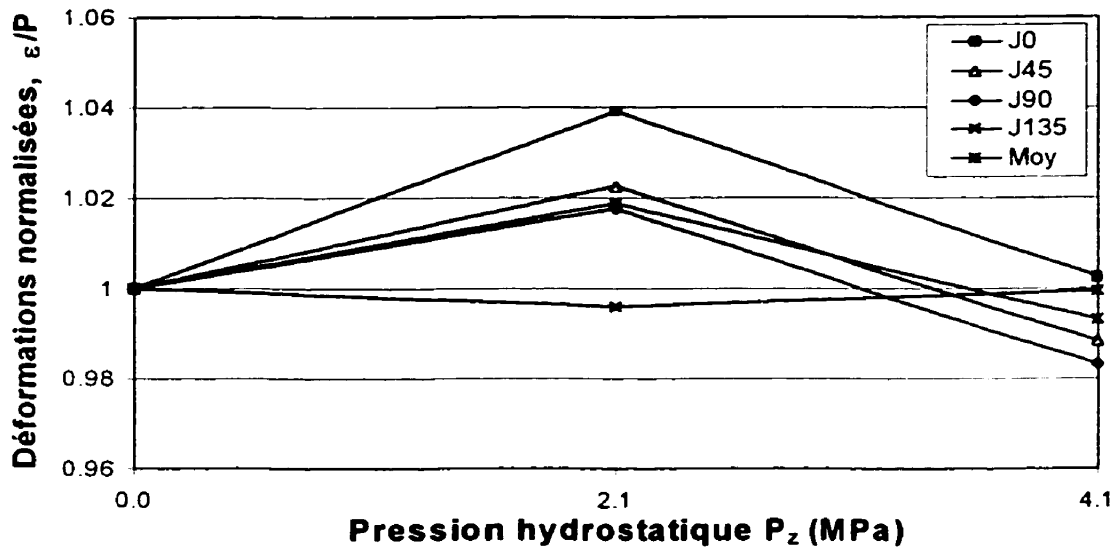



Figure 4.4 Effet de la pression hydrostatique sur le système de mesure – V410/17

## 4.2 Influence du poids des tiges sur les contraintes en fond de trou

### *4.2.1 Objectifs de l'étude*

On sait que les déformations récupérées de même que les paramètres de déformabilité obtenus en laboratoire sont directement liés aux contraintes en fond de trou. De plus, compte tenu de la grande profondeur des mesures, on s'interroge sur l'influence du poids des tiges lors de la détermination des contraintes en fond de trou.

*4.2.2 Simulations numériques*

On choisit d'étudier l'effet du poids des tiges sur la détermination des contraintes en fond de trou à grande profondeur à l'aide de simulations numériques. Quelques analyses sont conduites avec FLAC, un logiciel de différences finies explicites, du Groupe de consultants Itasca. Le choix de ce logiciel est justifié par la facilité qu'il offre à simuler les techniques de relâchement des contraintes par carottage (fonction « mod nul »).

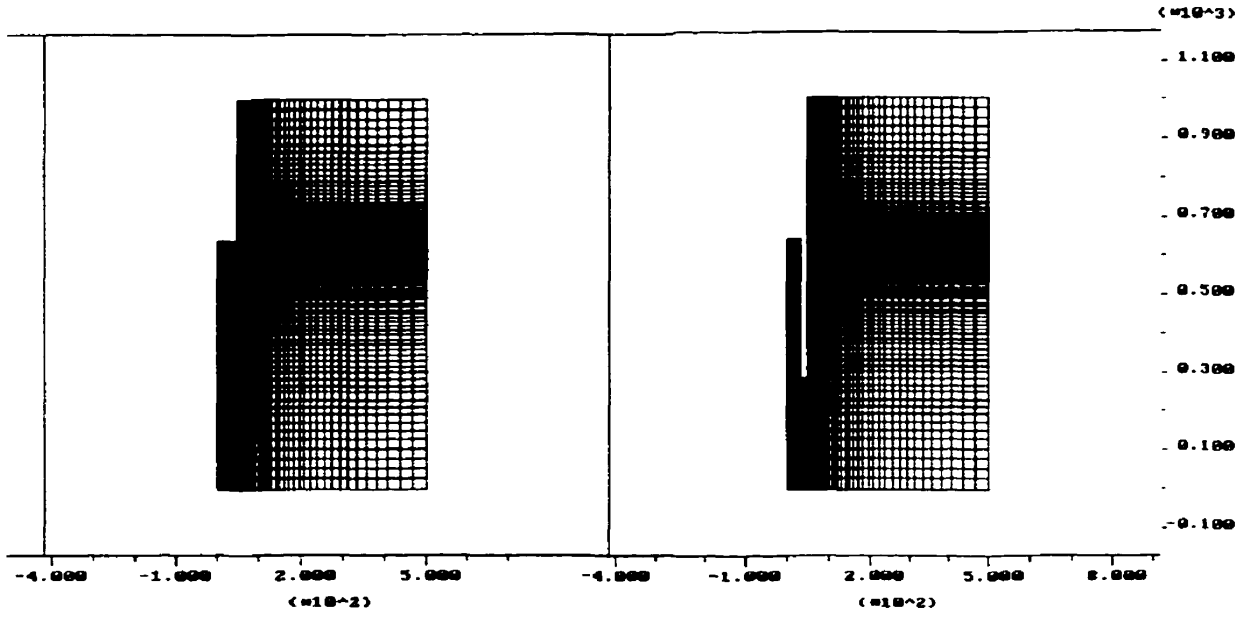
À cet effet, le modèle de Leite et al. (1997) est utilisé à quelques modifications près. L'excavation du sondage est d'abord simulée jusqu'au point de mesure, soit à une profondeur arbitraire de 500m. L'état d'équilibre peut être atteint pour deux situations distinctes :

1. Situation négligeant le poids des tiges (Référence)
2. Situation considérant uniquement l'effet du poids des tiges;

Suite à l'excavation du trou, on procède, pour chacune des situations précédentes, au relâchement des contraintes par prolongement de forage. Ceci s'effectue en augmentant progressivement le nombre d'éléments « nuls » à la paroi de forage.

La grille de modélisation, illustrée à la figure 4.5, est axisymétrique et présente un total de 6000 éléments. L'axe x est à l'horizontale alors que l'axe z est à la vertical. Le massif rocheux est supposé élastique, linéaire et homogène. L'état de contraintes préalables, aux limites du modèle, de même que les propriétés de déformabilité des roches sont estimées à partir d'essais réalisés en 1996 au laboratoire souterrain d'Énergie Atomique du Canada Limitée. Les sondages étaient alors subverticaux et forés à partir du niveau 420 m à une profondeur maximale de 520 m. Les résultats obtenus permettent de poser les hypothèses de modélisation suivantes: $\sigma_x = \sigma_y = 80$ MPa et $\sigma_z = 50$ MPa. Les propriétés élastiques sont quant à elles évaluées à 32,5 GPa pour le module de Young et à 0,1 pour le

coefficient de Poisson. D'après les fiches techniques du manufacturier, le poids non déjaugé des tiges de calibre HQ3 est évalué à 56,8 KN pour une longueur de 500 m, ce qui corresponds à une pression locale en fond de trou de 13,3 MPa. Cette valeur demeure conservatrice étant donné qu'en réalité la friction le long des parois de forage s'y soustrait.




a) Avant carottage b) Après carottage

Figure 4.5 Grille de modélisation

*4.2.3 Résultats*

Pour valider le modèle, on compare les valeurs des contraintes en fond de trou obtenues au cours de la première simulation avec celles données par la littérature (Rahn, 1984). La simulation donne $\overline{\sigma_x} = \overline{\sigma_y} = 75{,}04$ MPa alors que le modèle suggéré par Rahn (équations 3-6 et 3-7) prévoit 75,08 MPa.

Les contraintes en fond de trou sont présentées au tableau 4.2. On remarque que le poids des tiges a pour effet de diminuer la valeur de la contrainte initiale d'environ 1 MPa (1,35 %). Les contraintes finales évaluées à partir des simulations numériques sont quasi nulles alors que celles obtenues au pic de la courbe de récupération sont négatives (tension).

Tableau 4.2 Effet du poids des tiges sur le tenseur de contraintes en fond de trou

| Contraintes en fond de trou | Rahn (1984) | Référence | Effet du poids des tiges |
|---|---|---|---|
| $\overline{\sigma_x}$ initiale (MPa) | 75,08 | 75,04 | 74,07 |
| $\overline{\sigma_x}$ pic (MPa) | NA | -17,58 | -18,54 |
| $\overline{\sigma_x}$ finale (MPa) | 0 | 0,221 | 0,169 |

La figure 4.6 superpose les courbes de récupération caractérisant les deux simulations numériques précédentes. On constate que le poids des tiges à 500m de profondeur a pour effet de diminuer légèrement le plateau des déformations récupérées.

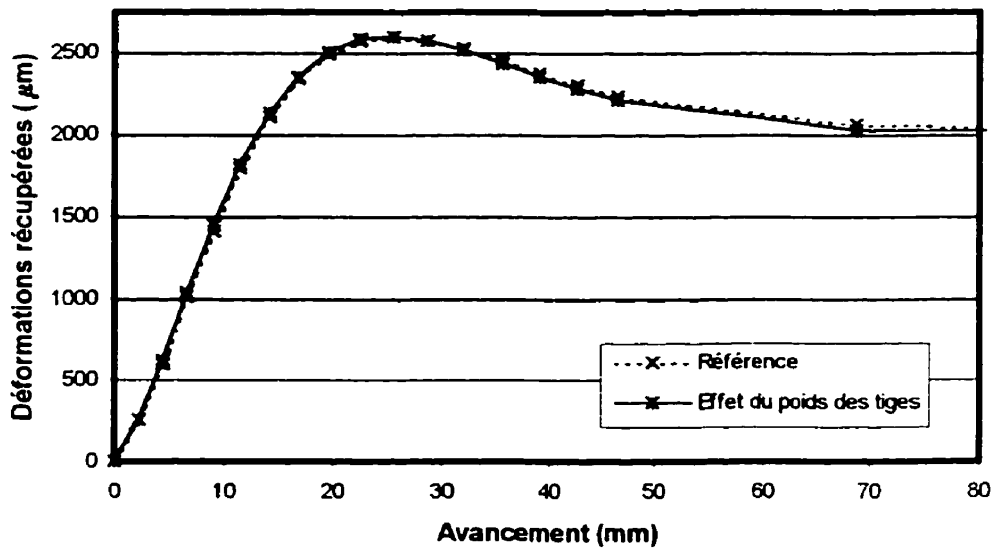



Figure 4.6 Effet du poids des tiges sur les déformations récupérées en fond de trou

Afin de caractériser l'influence du coefficient de Poisson sur l'allure de la courbe de récupération affectée du poids des tiges par rapport à la référence, une étude de sensibilité est effectuée. Douze (12) analyses numériques supplémentaires sont réalisées à partir des modèles précédents avec des coefficients de Poisson (v) compris entre 0 et 0,5. Les résultats sont présentés à la figure 4.7. De façon générale, on constate qu'avec l'augmentation de v, les déformations diminuent et que l'écart entre les valeurs au pic et celles récupérées décroît. De plus, tout comme mentionné précédemment (v = 0,1), on remarque que le poids des tiges ($P_t$) a pour effet de légèrement diminuer le plateau des déformations récupérées, mais cet effet s'estompe avec l'augmentation de v.

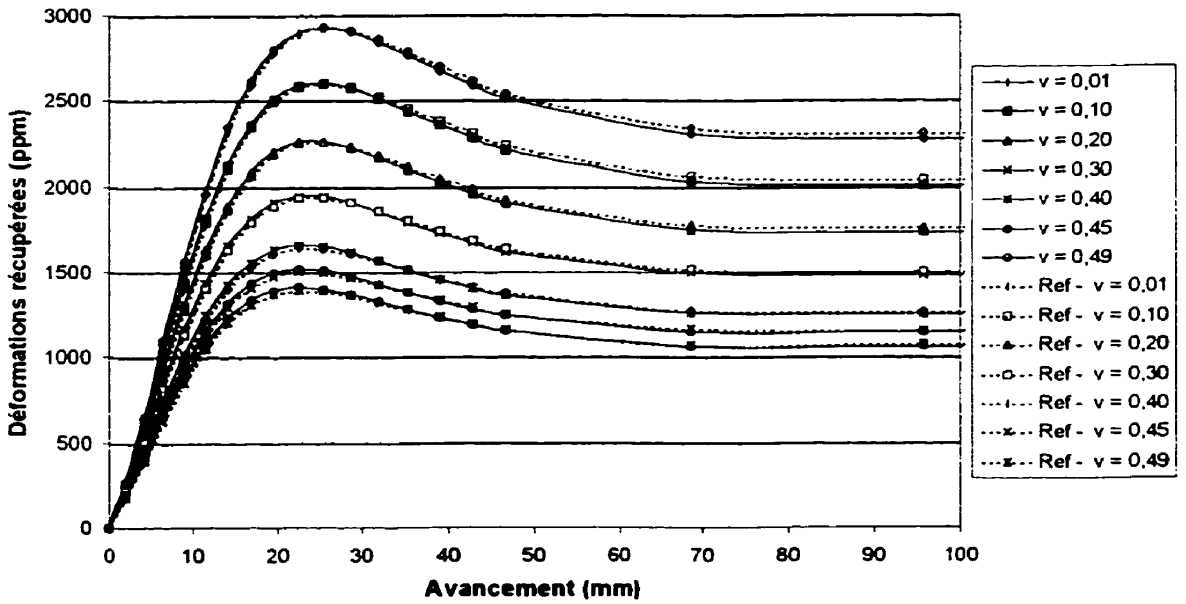



Figure 4.7 Influence de la valeur de v sur les courbes de récupération affectées de $P_t$

Le tableau 4.3 présente, en termes quantitatifs, l'effet du poids des tiges sur l'allure des courbes de récupération. En comparant les valeurs de RPR déterminées avec et sans l'effet du poids des tiges, on constate une différence maximale de l'ordre de 2%. De plus, l'écart au RPR de référence s'accroît avec v, sauf pour le cas extrême (v=0,49), où l'écart apparaît moindre.

Tableau 4.3 Influence de ν sur le calcul du RPR

| | Référence | | | Effet des tiges | | | Écart au |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| ν | $\varepsilon_{pic}$ | $\varepsilon_{récupéré}$ | RPR | $\varepsilon_{pic}$ | $\varepsilon_{récupéré}$ | RPR | RPR de référence (%) |
| 0.01 | 2927.9 | 2298.5 | 0.785 | 2923.9 | 2272.1 | 0.777 | -1.01 |
| 0.10 | 2601.8 | 2036.1 | 0.783 | 2599.5 | 2006.6 | 0.772 | -1.36 |
| 0.20 | 2258.6 | 1762.1 | 0.780 | 2259.1 | 1735.4 | 0.768 | -1.54 |
| 0.30 | 1936.7 | 1503.6 | 0.776 | 1940.7 | 1482.0 | 0.764 | -1.64 |
| 0.40 | 1636.6 | 1266.0 | 0.774 | 1644.1 | 1249.3 | 0.760 | -1.77 |
| 0.45 | 1495.6 | 1153.2 | 0.771 | 1505.0 | 1140.2 | 0.758 | -1.74 |
| 0.49 | 1385.2 | 1096.1 | 0.791 | 1396.7 | 1098.4 | 0.786 | -0.62 |

Le tableau 4.4 fait le point sur les contraintes initiales en fond de trou obtenues lors du processus de carottage pour différentes valeurs de ν testées. En comparant les valeurs modélisées pour l'effet du poids des tiges à celles du cas de référence, on observe la même tendance que pour les déformations récupérées (tableau 4.3), soit celle d'une diminution des contraintes initiales par rapport au cas de référence. Cette diminution s'amoindrit toutefois avec l'accroissement de ν.

Tableau 4.4 Influence de ν sur les contraintes en fond de trou

| Contraintes en fond de trou | ν = 0.01 | ν = 0.1 | ν = 0.2 | ν = 0.3 | ν = 0.4 | ν = 0.45 | ν = 0.49 |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| $\sigma_{initiales}$ (MPa) - Référence | 77.02 | 75.04 | 73.05 | 71.38 | 70.19 | 69.87 | 69.80 |
| $\sigma_{initiales}$ (MPa) – Effet des tiges | 76.04 | 74.07 | 72.13 | 70.54 | 69.51 | 69.31 | 69.33 |
| $\sigma_{initiales - Effet\ des\ tiges}$ / $\sigma_{initiales - Référence}$ (%) | 98.73 | 98.71 | 98.74 | 98.82 | 99.03 | 99.20 | 99.33 |

# CHAPITRE 5
# DISCUSSION

## 5.1 Essais en laboratoire

### *5.1.1 Présélection d'adhésifs potentiels*

Dans le cadre de cette étude, une recherche passablement exhaustive d'adhésifs potentiels a été réalisée sur « internet » et dans des publications spécialisées. Mais étant donné les rapides développements dans le domaine, il est fort probable que de nouveaux produits soient maintenant disponibles. La poursuite des recherches permettrait donc d'élargir le bassin d'adhésifs potentiels et ainsi d'optimiser leur présélection pour l'application concernée.

### *5.1.2 Essais de résistance mécanique*

Le programme d'essais n'a pas permis de quantifier précisément le degré d'adhérence ultime de l'adhésif au substrat en termes de traction pure autant en raison du petit nombre que du type d'essai réalisé. Le peu d'essais jumelé à la grande dispersion des résultats ne permet pas d'effectuer une analyse statistique concluante. De plus, le type d'essai en traction directe possède une grande variabilité (CV) intrinsèque pouvant atteindre 50 % indépendamment du matériel testé (Ingles et Frydman, 1963).

Par ailleurs, la faible dispersion des résultats d'essais en flexion, de même que la cohérence des valeurs d'une série d'essais à l'autre, confirment la variabilité intrinsèque relativement plus faible (CV = 25 %) de ce type d'essai (Ingles et Frydman, 1963).

Également, tout comme pour les essais réalisés sur un matériau tel le béton, les valeurs de résistances obtenues en traction sont inférieures à celles mesurées en flexion, quoique dans un rapport moindre (Wrigth et Garwood, 1952; Grieb et Werner, 1962).
Malgré le nombre restreint d'essais réalisés, la valeur moyenne de résistance en flexion (R/D = 10/1,5), diminuée de l'erreur expérimentale de l'essai (7,8 % , voir annexe L), demeure largement suffisante (FS > 2,35) pour résister au cas extrême de sollicitation en flexion pouvant survenir lors d'un essai *in situ*.

### *5.1.3 Essais de chargement biaxial isotrope*

Au cours des essais de chargement biaxial sur l'aluminium (section 2.4.3), quel que soit l'adhésif utilisé, les déformations mesurées à l'aide du MAI varient considérablement pour un niveau de pression donné. Il pourrait s'agir des effets d'une pression variable. En choisissant de réaliser les essais à plus de 4500 kPa, on accroît la norme des déformations mesurées, favorisant, ainsi, la diminution des fluctuations observées.

La série d'essais complémentaires réalisés sur le Versilok 410/17 (R/D = 1,5) met en évidence l'influence du temps écoulé entre les essais *in situ* et les essais au laboratoire en ce qui a trait à la détermination des contraintes *in situ*. Les résultats préliminaires portent à croire que les contraintes *in situ* sont surestimées au maximum de 12 % ( en t = 2 h ) et au minimum de 2 % ( lorsque t ≥ 6 h ).

## 5.2 Calcul des contraintes

À la section 3.2.2, l'utilisation de déformations extrapolées dans le calcul des paramètres de déformabilité à pour effet de surestimer le module de Young de la roche et, par le fait même, de surestimer les contraintes *in situ*. La possibilité d'avoir des montages

expérimentaux permettant d'égaler les niveaux de déformations mesurés *in situ*, améliorerait sans contredit la situation.

Les résultats obtenus au tableau 3.2, montrent que les contraintes verticales évaluées à partir de la troisième hypothèse, soit celle faisant intervenir le SR, sont anormalement faibles. Pour une raison encore inconnue, les valeurs du RPR obtenues s'approchent de la valeur limite (0,86). Ceci explique l'obtention de contraintes verticales tendant vers zéro. En raison de la profondeur absolue à laquelle les essais ont été réalisés, cette hypothèse de calcul ne peut être envisagée.

De plus, en comparant les résultats des deux premières hypothèses émises, on remarque que l'hypothèse d'une contrainte verticale égale au poids des terres donne une valeur de $\sigma_z$ deux fois moindre. D'autres mesures de contraintes effectuées dans le Bouclier Canadien, à pareille profondeur, semblent valider l'hypothèse du gradient de contrainte élevé par rapport au poids des terres (Brown et Hoek, 1978).

### 5.3 Simulations numériques

Les simulations effectuées à la section 4.2 permettent de conclure que l'effet du poids des tiges à grande profondeur diminue légèrement le plateau des déformations mesurées sur la courbe de récupération, d'autant plus que $\nu$ est faible. En termes quantitatifs, si l'on néglige le poids de 500 m de tiges de calibre HQ3 s'exerçant sur la face du trou, on surestime le RPR au maximum de 1,8 % (en $\nu = 0{,}4$) en utilisant le modèle numérique de référence. Ce qui se traduit par une légère diminution du SR, impliquant une augmentation des contraintes en fond de trou (au maximum de 1,29 %).

# CHAPITRE 6
# RECOMMANDATIONS

## 6.1 Essais en laboratoire

### *6.1.1 Essais de résistance mécanique*

Compte tenu de la grande variabilité de l'essai en traction directe et de la cohérence des résultats d'essais en flexion obtenus dans le cadre de la présente étude, des essais supplémentaires en flexion devraient être réalisés pour caractériser de façon plus précise la résistance de l'adhésif.

### *6.1.2 Essais de chargement biaxial isotrope*

En complément à la série d'essais de chargement biaxial isotrope effectuée dans le cadre de cette étude, des essais supplémentaires sont nécessaires pour vérifier le comportement à long terme de l'adhésif Versilok 410/17 (10/1,5). Ces essais permettront de confirmer l'évolution dans le temps du taux de transmission des déformations et d'établir les facteurs de correction à appliquer lors des essais *in situ* et en laboratoire.

## 6.2 Mesure de contraintes *in situ*

Avant d'effectuer les prochaines campagnes de mesures *in situ*, on suggère d'améliorer les procédures de rectification de la surface en fond de trou, les méthodes de polissage actuelles ayant tendance à laisser soit un pic, soit une légère dépression au centre de la surface. Superposées à ces irrégularités, les jauges pourraient s'endommager ou fausser les mesures.

Pour éviter le dépôt de particules non désirables en fond de trou avant le collage des jauges, on suggère d'augmenter la pression d'eau nécessaire au nettoyage préalable de la surface.

### 6.3 Simulations numériques

S'il advenait que des mesures plus profondes soient réalisées (tel était l'objectif initial), on suggère d'effectuer une série d'analyses numériques permettant de quantifier, pour différentes valeur de $\nu$, le facteur de concentration de contrainte en fond de trou associé au poids des tiges, étant donné que l'effet observé (augmentation des contraintes en fond de trou) devrait s'amplifier avec la profondeur. Dans ce cas, on suggère à l'utilisateur de prendre comme poids des tiges effectif le poids déjaugé des tiges, diminué des forces de friction le long des parois et augmenté ou diminué de la force hydraulique appliquée par le manipulateur en forage.

# CHAPITRE 7
# CONCLUSION

La réalisation de mesures de contraintes à grandes profondeurs à l'aide de la technique du « doorstopper modifé », soulève toujours de nombreuses préocupations. Dans le cadre de ce projet de recherche, l'auteure s'est plus particulièrement attardée à l'identification d'un adhésif approprié, à l'étude de l'influence de la pression hydrostatique sur le système de mesure et à l'analyse de l'effet du poids des tiges sur la détermination des contraintes en fond de trou.

Un programme d'essais en laboratoire a d'abord permis de sélectionner un adhésif, le Versilok 410/17, répondant aux critères prédéfinis suivants:

- Adhérence à la cellule de mesure et au substrat;
- Durée d'ouvrabilité minimale de 25 min. à 10-15 °C;
- Période de cure maximale de 2 h sous l'eau à une température de 12 °C;
- Résistance suffisante au cas extrême de sollicitations en flexion;
- Transmission adéquate des déformations

Il a été démontré que l'utilisation de cet adhésif est le plus adéquat « à court terme » (moins d'une heure après la cure) et dans les proportions de résine versus durcisseur de 10/1,5. Ses performances sont garanties par le manufacturier jusqu'à six mois après la réception du produit, à condition qu'il n'y ait pas contamination des échantillons de résine et durcisseur. Il est aussi recommandé de les entreposer dans une pièce tempérée à 24 °C.

La réalisation de mesures de contrainte *in situ* au laboratoire souterrain d'Énergie Atomique du Canada Limitée, a permis de mettre à l'essai l'adhésif retenu. Ses performances se sont révélées très prometteuses même si, pour des raisons bugétaires,

elles n'ont pu être vérifiées dans des sondages excédants 100 m de profondeur. On recommande donc l'utilisation du Versilok 410/17 pour des applications à grande profondeur, moyennant une étude plus approfondie quant à son comportement à long terme.

Pour minimiser les coûts de forage, les mesures de contraintes profondes sont souvent réalisées dans un seul trou. De plus, étant donné le mécanisme d'orientation gravitationnelle des carottes, ce dernier ne peut être que subvertical. Finalement, la technique de forage choisie, fait que le sondage demeure inondé en permanence. À cet effet, des essais de chargement triaxial en laboratoire ont été effectués afin d'analyser l'influence de la pression hydrostatique sur l'ensemble « doorstopper modifié » - MAI. Il a été démontré que celle-ci n'a aucun effet sur le système de mesure, lorsqu'elle est inférieure ou égale à 6,2 MPa, soit l'équivalent d'une colonne d'eau de 620 m de hauteur. Au delà, d'autres essais sont nécessaires pour se prononcer.

Finalement, des simulations numériques ont été effectuées afin de mettre en évidence l'effet du poids des tiges sur la détermination des contraintes en fond de trou. Pour un massif dont le comportement est idéal (homogène, linéaire, isotrope), le poids de 500 m de tiges de calibre HQ3, diminue légèrement la valeur correspondant au plateau de déformations mesurées sur la courbe de récupération obtenue en forage. En termes quantitatifs, le fait de négliger la présence des tiges en forage, surestime au maximum de 1,29 % (en $\nu = 0,1$) les contraintes en fond de trou. Une simplification qui apparaît à prime abord sécuritaire.

# RÉFÉRENCES

**Amadei, B. et Stephansson, O.** (1997). *Rock stress and its measurement*. Chapman Hall (eds). London. (ISBN 412 447 002).

**Barla, G.** (1974). *Rock Mechanics: Rock Anisotropy. Theory and laboratory testing*. 2e Édition. Müller. Springer-Verlag. NY. 32-169.

**Batugin, S. A. et Nirenburg, R. K.** (1972). *Approximate Relation between Elastic Constants of Anisotropic Rocks and the Anis. Parameters*. Sov. Min. Sci., 8, 5-8.

**Brace, W. F.** (1964). *Effect of Pressure on Electric-resistance Strain Gages*. Experimental Mechanics, 4 (7), 212-216.

**Brown, E. T. et Hoek, E.** (1978). *Trends in Relationship between Measured In Situ Stresses and Depth*. Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abst., 15, 211-215.

**Corthésy, R.** (1982). *Développement d'une méthode analytique d'interprétation des mesures de pressions de terrains par la technique du « doorstopper » pour les roches anisotropes et non linéaires*. Mémoire de M. Sc. A. École Polytechnique de Montréal, 1-66.

**Corthésy, R., Gill, D. E. et Nguyen, D.** (1990). *The « Modified Doorstopper Cell » Stress Measuring Technique*. Proc. Conf. on Stresses in Underground Structures, Ottawa, Canada. 23-32.

**Corthésy, R., Gill, D. E. et Leite, M. H.**. (1993a). *An Integrated Approach to Rock Stress Measurement in Anisotropic Non-linear Elastic Rock*. Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abst., 30 (4), 395-411.

**Corthésy, R., Gill, D. E., Leite, M. H. et Thompson, P. M.** (1993b) *Stress Measurements in High-Stress Zones Using the « Modified Doorstopper » Technique*. Can. Geotechnical J., 30, 991-1002.

**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*. Int. J. of Rock mech. Min. Sci. & Geomech. Abst., 31 (5), 507-516.

**Corthésy, R., Leite, M. H., Gill, D. E. et Nguyen, D.** (1997).*Use of the « Modified Doorstopper » – IAM Combination as a Stress Meter.* Proc. Int. Symp. Rock Stress, Kumamoto, Japan. Katsuhiko Sugawara & Yuzo Obara (eds). Balkema, Rotterdam. 71-76.

**Gill, D. E.** (1982). *Notes du cours 6.602, Mécanique des roches.* École Polytechnique de Montréal. Non publiées.

**Gill, D. E., Corthésy, R., Ouellet, J., Dubé, P. B. et Nguyen, D.** (1988). *Improvements to « Standard Doorstopper » and Leeman Cell Stress Measuring Techniques*. 2nd Int. Symp. on Field Measurements in Geomech., Sakurai (eds). Balkema, Rotterdam. 75-83.

**Gray, W. M. et Toews, N. A.** (1974) *Optimization of the Design and Use of a Triaxial Strain Cell for Stress Determination*. ASTM STP 554, 116-134.

**Grieb, W. E., et Werner, J.** (1962) *Comparison of the Splitting Tensil Strength of Concrete with Flexural and Compressive Strengths.* Public Roads, 32, 97-106.

**Hiltscher, R., Martna, J. et Strindell, L.** (1979) *The Measurement of Triaxial Rock Stresses in Deep Borehole and the Use of Rock Stress Measurements in the Design and Construction of Rock Openings*. Proc. 4th Int. Cong. Rock Mech., Montreux, 2, 227-234.

**Ingles, O. G. et Frydman, S.** (1963) *An Examination of Some Methods for Strength Measurements in Soils*. Proc. 4th Australia-New Zealand Conf. Soil Mech. Fond. Eng., Nouvelle Zélande. 213-219.

**Leeman, E. R.** (1969). *The « Doorstopper » and Triaxial Rock Stress Measuring Instruments Developed by the C.S.I.R.*. J. S. Afr. Inst. Min. Metall., 69 (2), 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. et 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. et Gill, D. E.** (1996c).*Field Application of the RPR In Situ Stress Calculation Method*. 2nd North American Rock Mech. Symp., Montréal. Aubertin, Hassani & Mitri (eds). Balkema, Rotterdam. 921-927.

**Leite, M. H., Corthésy, R., Gill, D. E. et Read, S. R.** (1997). *Some Aspects of a Stress Calculation Model for Deep Measurements Using the « Modified Doorstopper Cell »*. Proc. Int. Symp. Rock Stress, Kumamoto, Japan. Katsuhiko Sugawara & Yuzo Obara (eds). Balkema, Rotterdam. 65-70.

**Marsh, C.** (1983). *Notes de cours. ALCAN: Strength of Aluminium.* Université de Concordia. Non publiées.

**Martin, D. et Read, R. S.** (1996). *AECL Mine's by Experiment: A Test Tunnel in Brittle Rock.* 2nd North American Rock Mech. Symp., Montréal. Aubertin, Hassani & Mitri (eds). Balkema, Rotterdam. 13-24.

**Miligan, R. V.** (1964). *The Effect of High Pressure on Foil Strain Gages.* Experimental Mechanics, 4 (2), 25-36.

**Mindscape** (1995). *Grolier Multimedia Encyclopaedia.* Grolier Electronic Publish. Inc.

**Rahn, W.** (1984) *Stress Concentration Factors for the Interpretation of « Doorstopper » Stress Measurements in Anisotropic Rock.* Int. J. Rock Mech. Min. Sc. & Geomech. Abst., 21, 313-326.

**Thompson, P. M., Corthésy, R. et Leite, M. H.** (1997). *Rock Stress Determinations at Great Depth Using the « Modified Doorstopper Gauge ».* Proc. Int. Symp. Rock Stress, Kumamoto, Japan. Katsuhiko Sugawara & Yuzo Obara (eds). Balkema, Rotterdam. 59-64.

**Wittke, W.** (1990). *Rock Mechanics: Theory and Applications with Case Stories.* Springer-Verlag. NY. 42-49.

**Wright, P. J. F. et Garwood, F.** (1952) *The Effect of the Method of Test on the Flexural Strength of Concrete.* Mag. Con. Res., 4.

# - ANNEXE A -

## CARACTÉRISATION DES ADHÉSIFS EN LABORATOIRE

***Figure A.1*** *: Hotte & Équipement de base*

***Figure A.2*** *: Balance électronique*

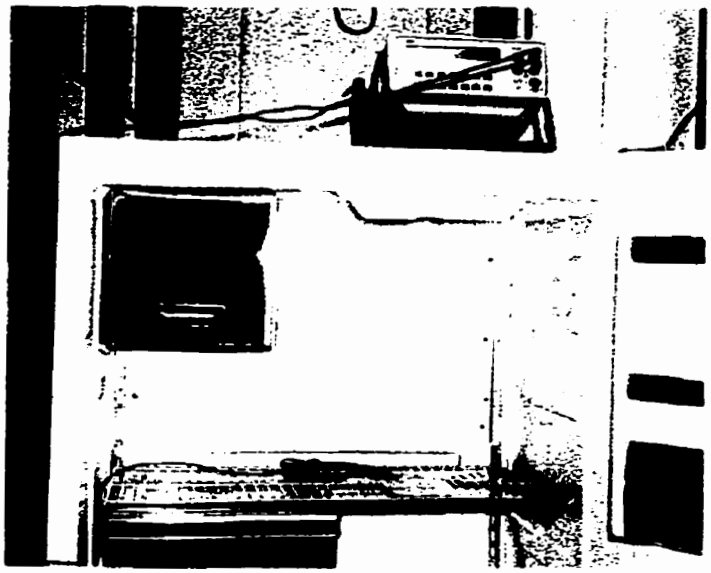


***Figure A.3*** *: Temps d'ouvrabilité (étape 1). cure de 5 minutes @ 15°C*

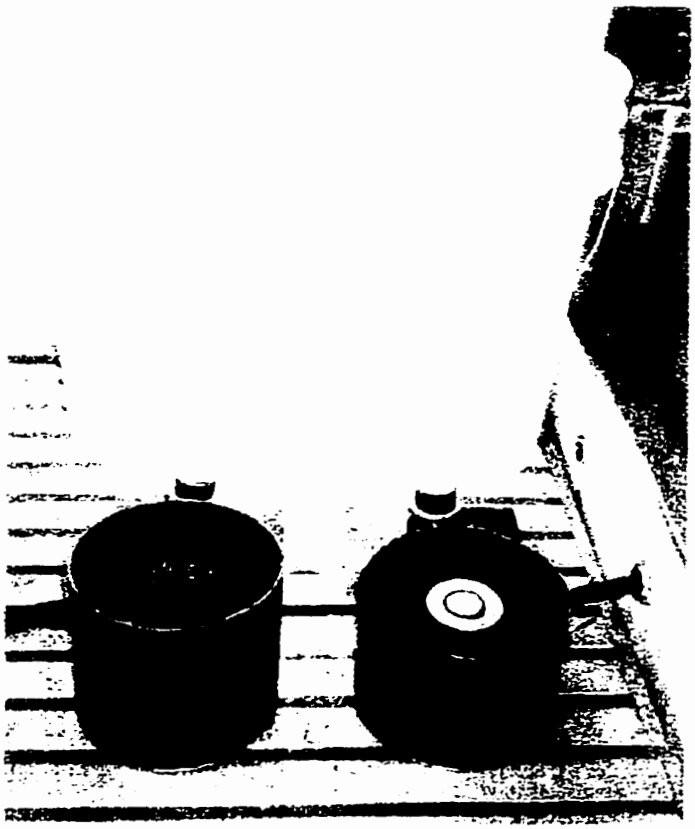


***Figure A.4*** *: Temps d'ouvrabilité (étape 2). cure de 20 minutes @ 12°C*

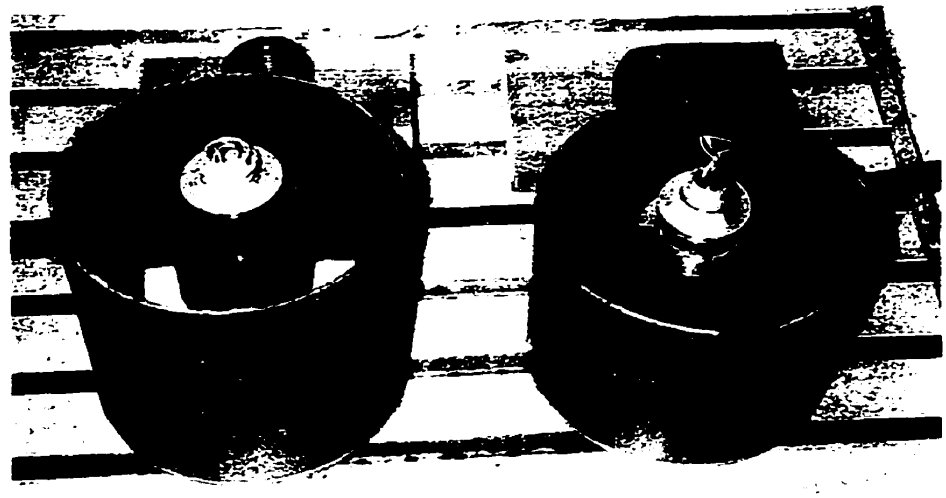
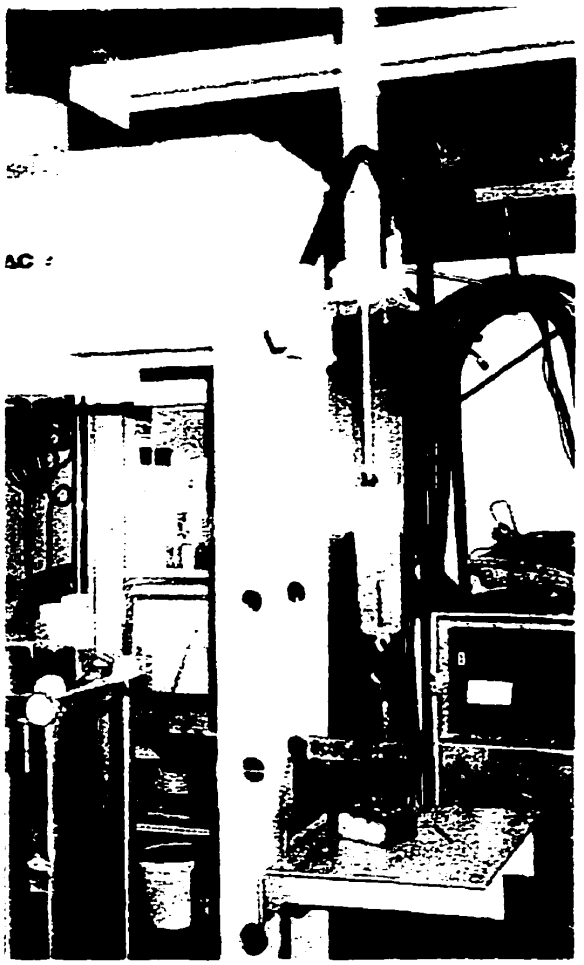
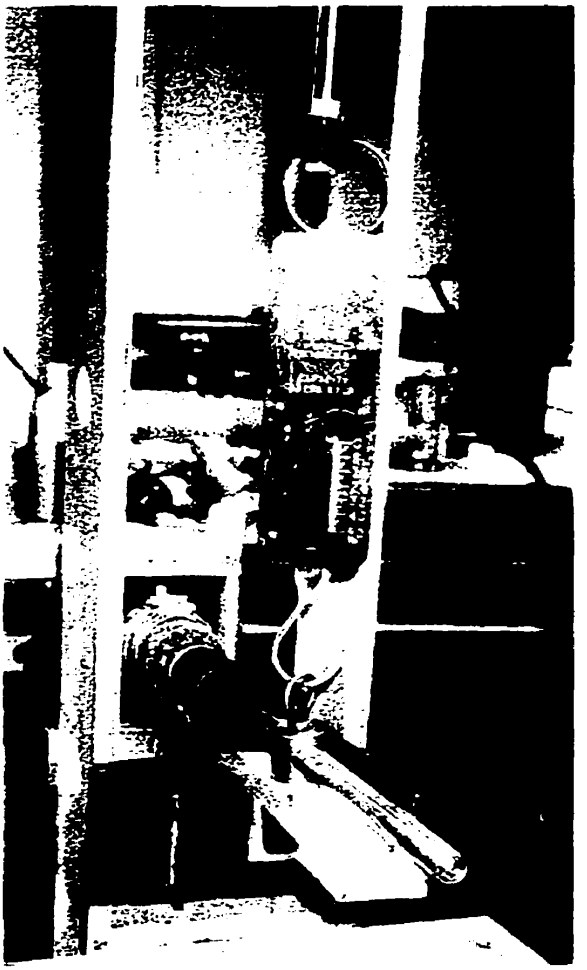


***Figure A.5*** *: Période de cure. 2h sous l'eau @ 12°C*

***Figure A.6*** *: Application d'une charge de 105N sur les cellules de doorstopper (Période de cure)*

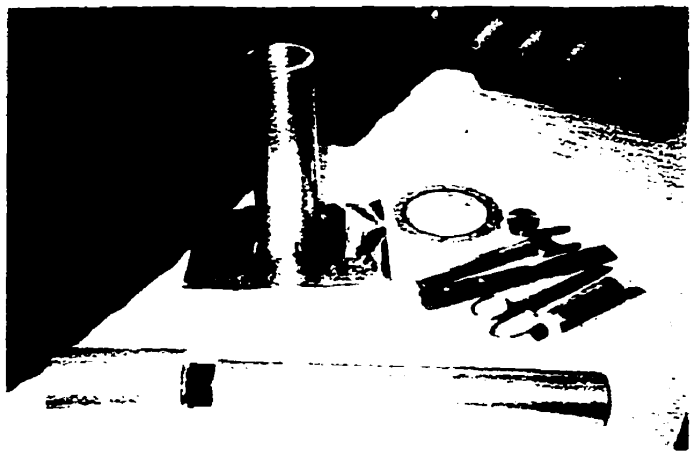


*a) Traction directe*

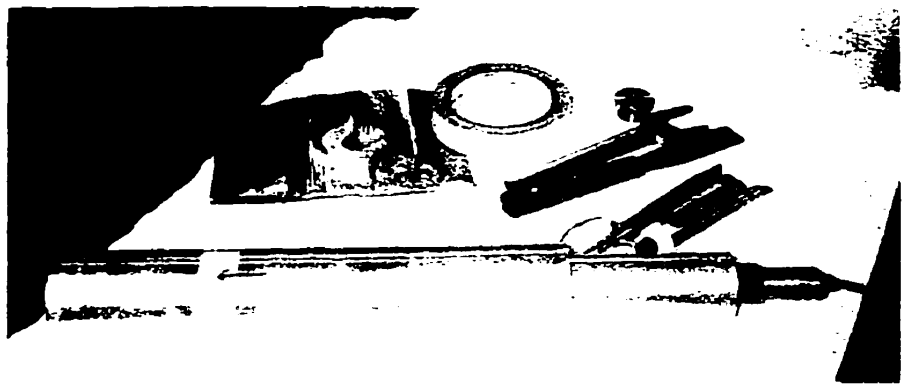


*b) Flexion*

***Figure A.7** : Essais de résistance mécanique*



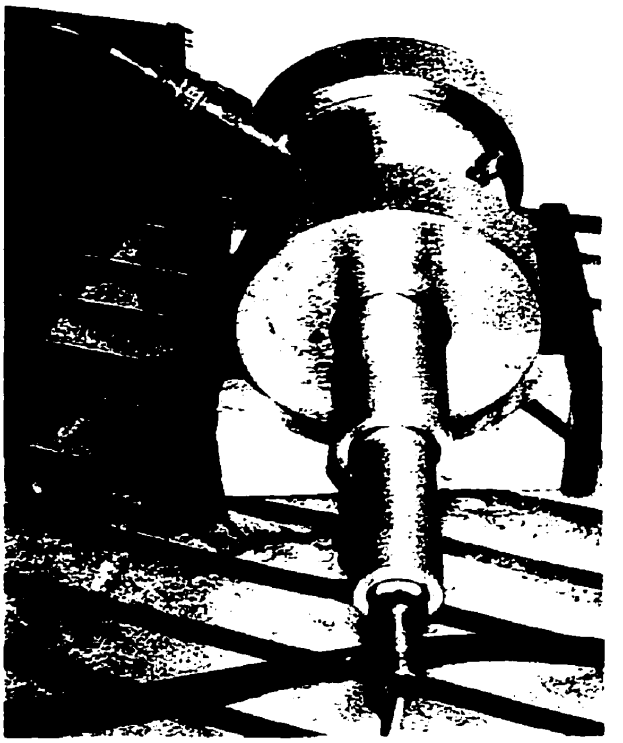
*a) Établissement des connections entre la cellule du doorstopper et le MAI*



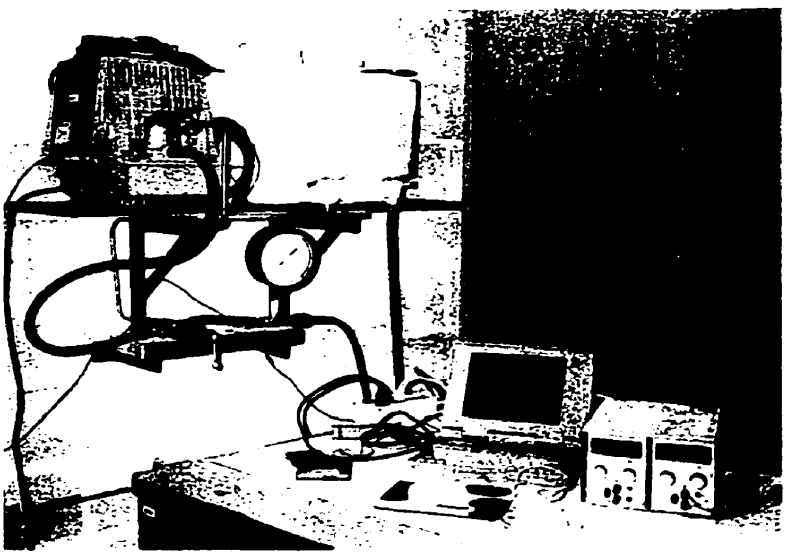
*b) Installation du manchon d'aluminium*

*c) Mise en place de la feuille de laiton*

***Figure A.8*** *: Essai de chargement biaxial. étapes préliminaires*



*a) Positionnement du MAI à l'intérieur de la cellule de Hoek*



*b) Pompe électrique, manomètre, alimentation & système d'acquisition de données*

***Figure A.9 :*** *Essai de chargement biaxial, montage final*

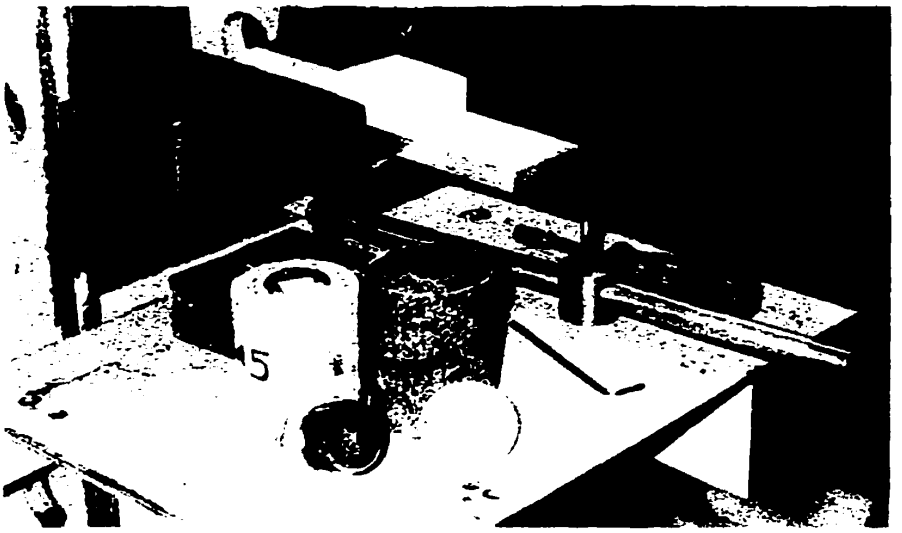


***Figure A.10*** *: Résultats d'essais de résistance en flexion*

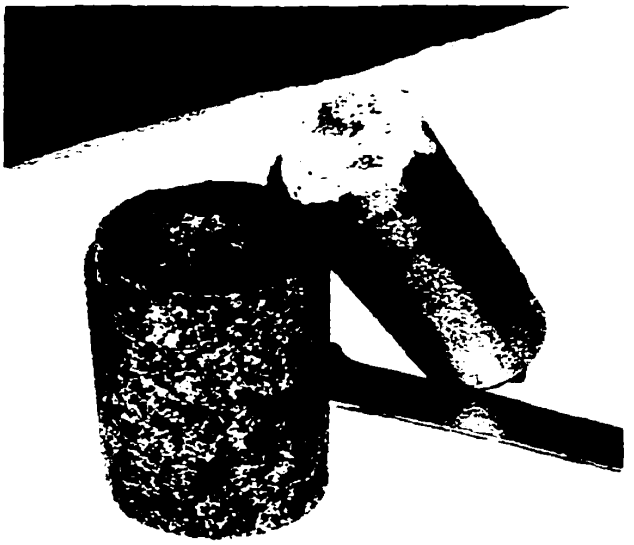


***Figure A.11*** *: Résultat d'essais de résistance en traction directe*

# - ANNEXE B -

## COURBES DE CHARGEMENT BIAXIAL SUR L'ALUMINIUM

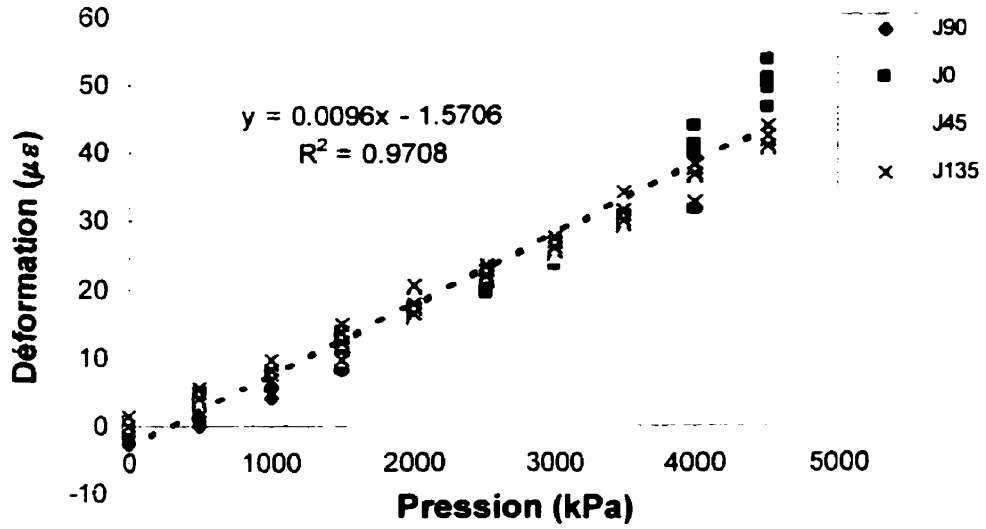



***Figure B.1*** *:Chargement biaxial – Essais 1 : Aluminium. X-60*

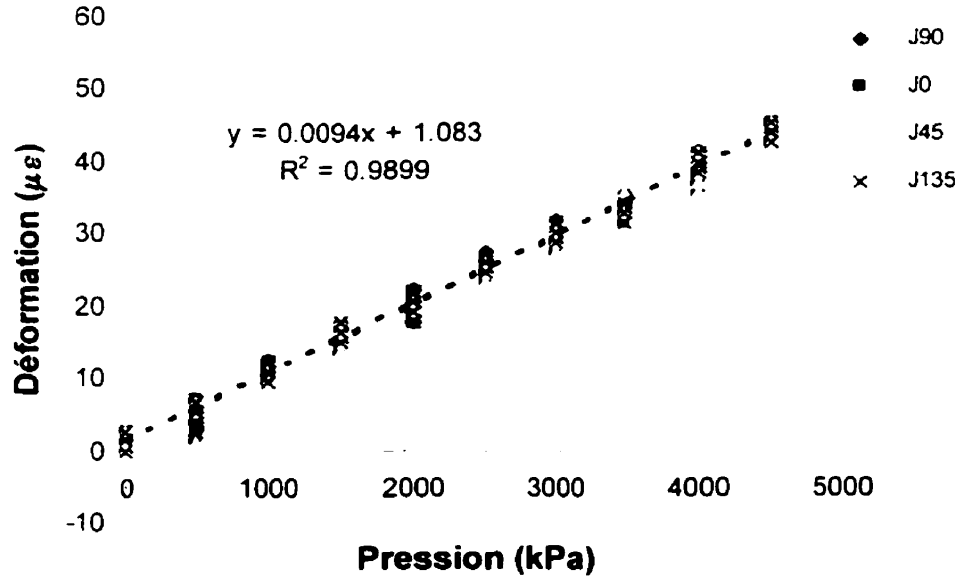



***Figure B.2*** *:Chargement biaxial – Essais 2 : Aluminium. X-60*

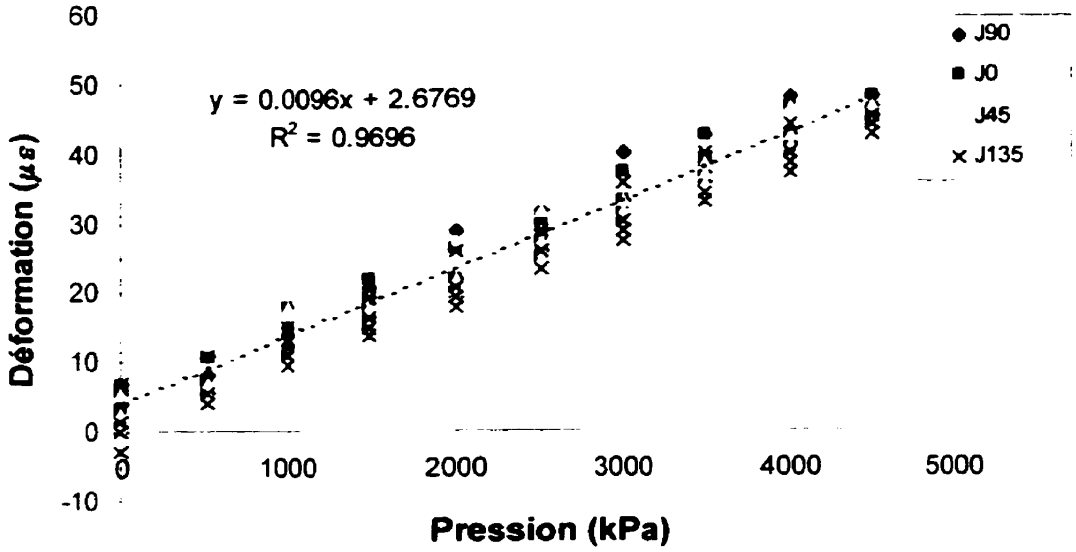



***Figure B.3*** *:Chargement biaxial – Essais 3 : Aluminium, X-60*

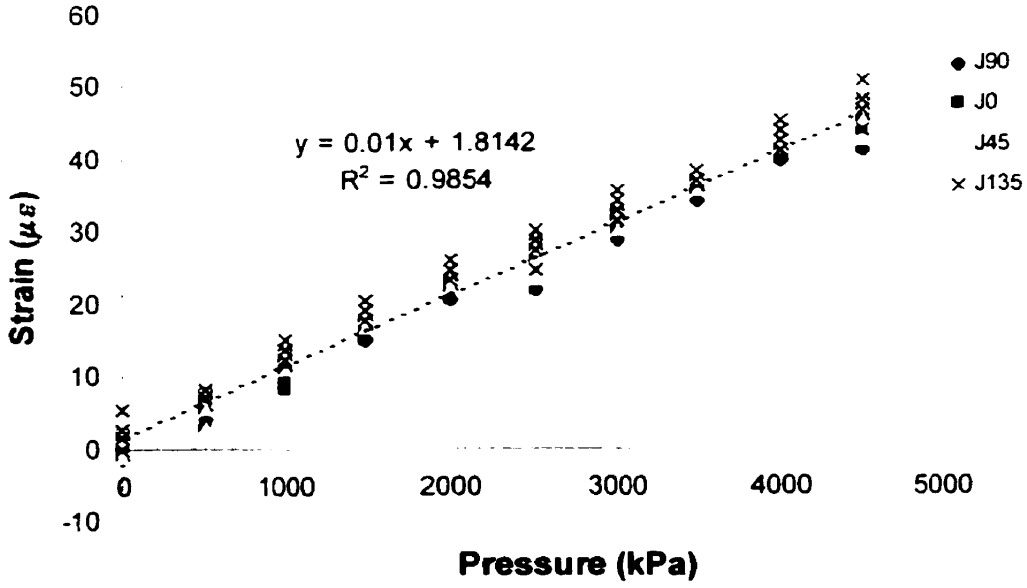
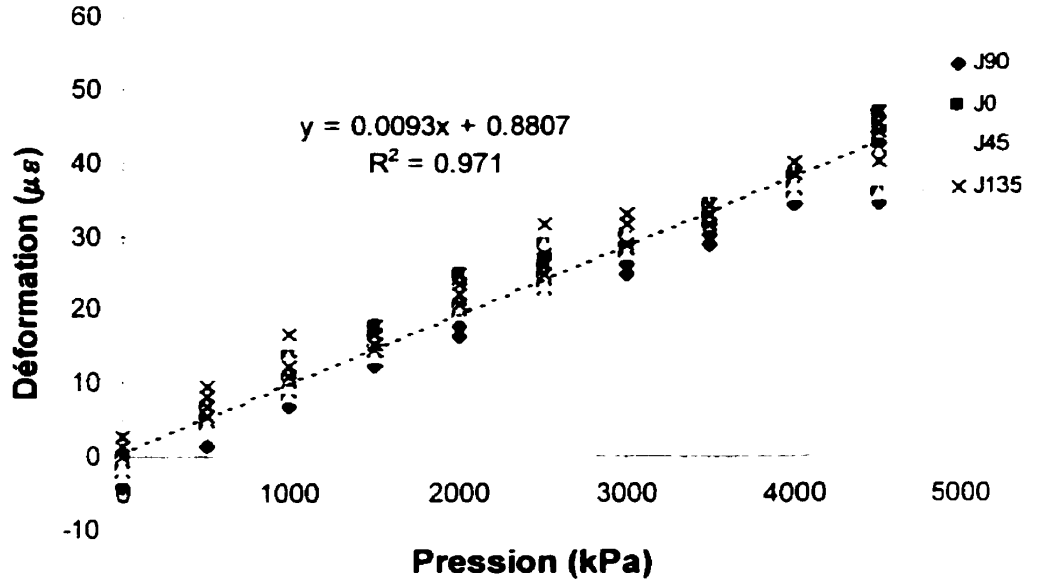
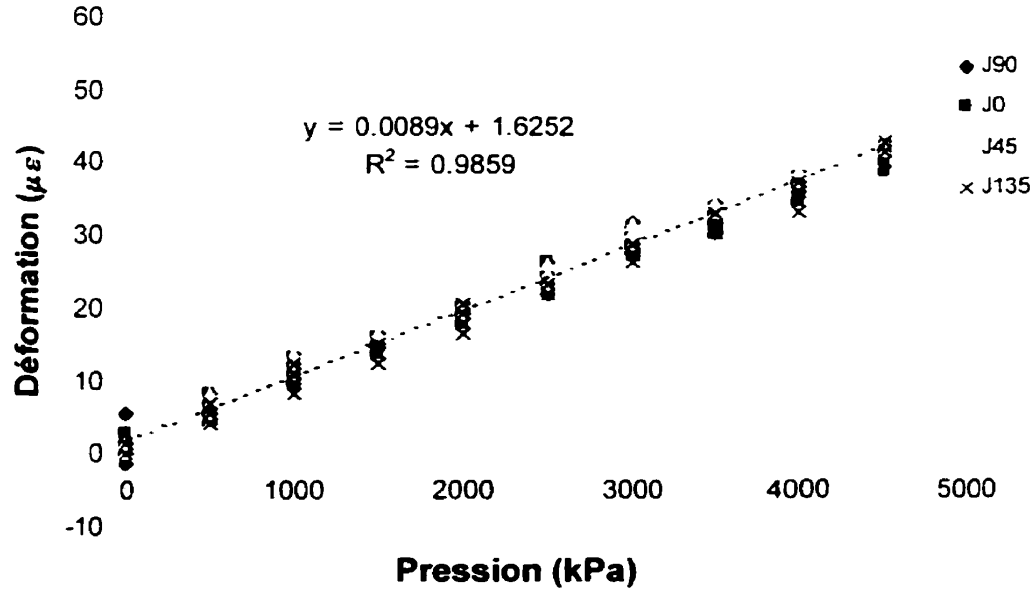



***Figure B.4*** *:Chargement biaxial – Essais 4 : Aluminium, X-60*

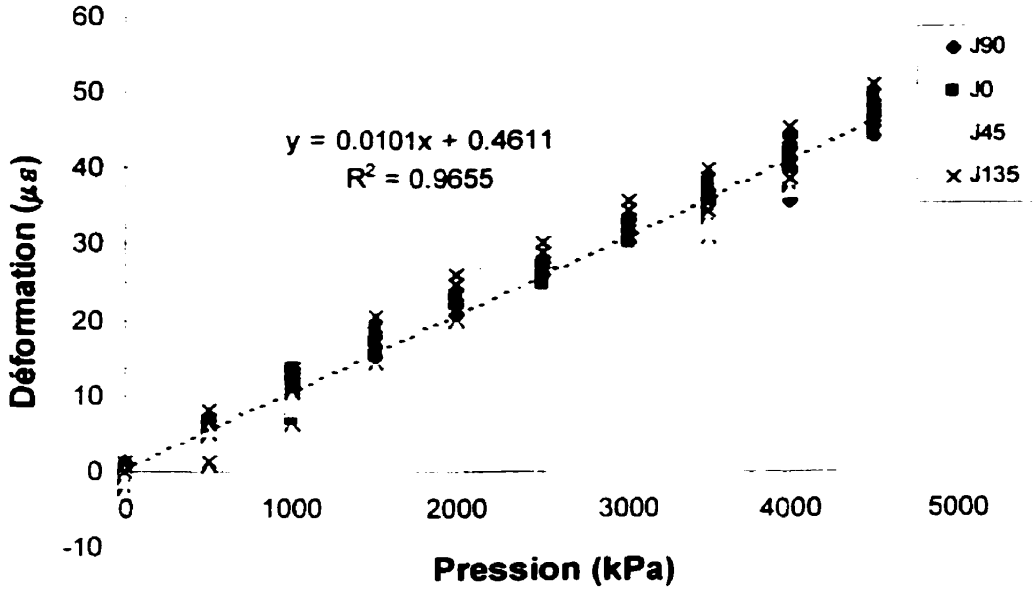



*a) Essai 1*

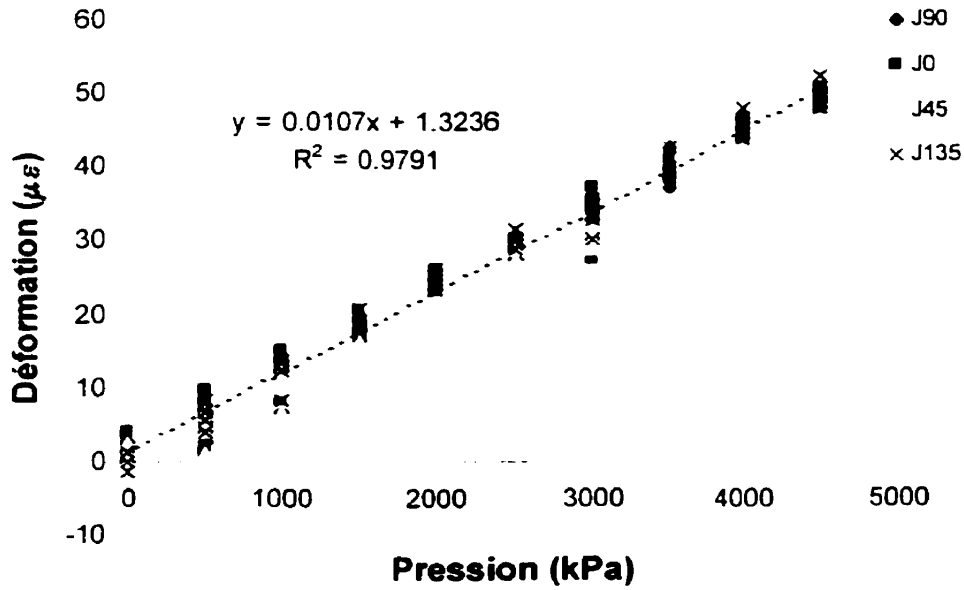



*b) Essai 2*

***Figure B.5*** *:Chargement biaxial – Aluminium, Versilok 410/17 R/D = 10/1.5 Court terme*

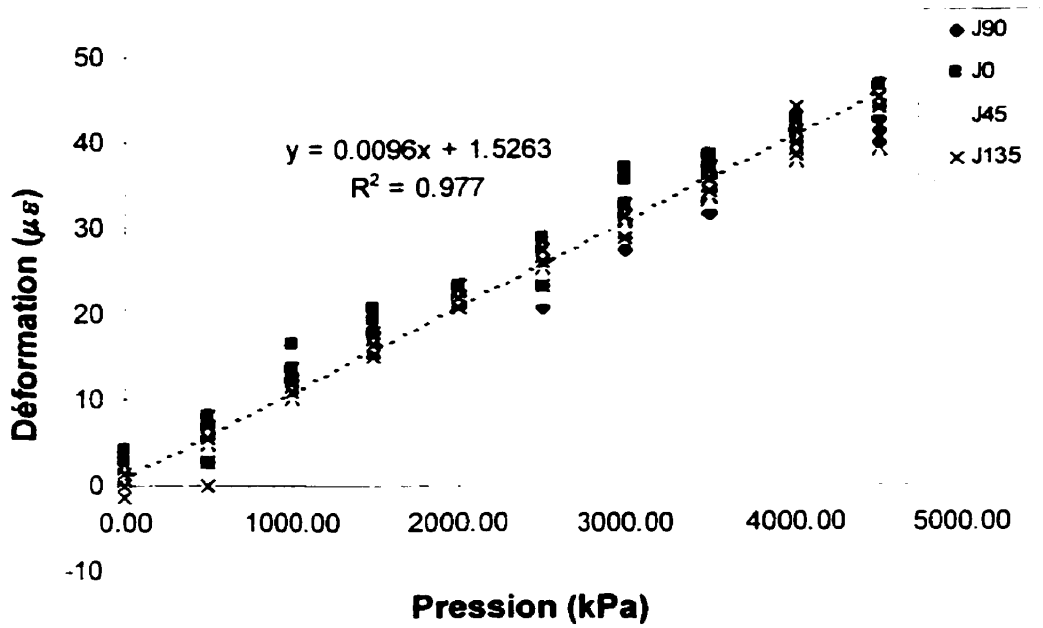



*a) Essai 1*

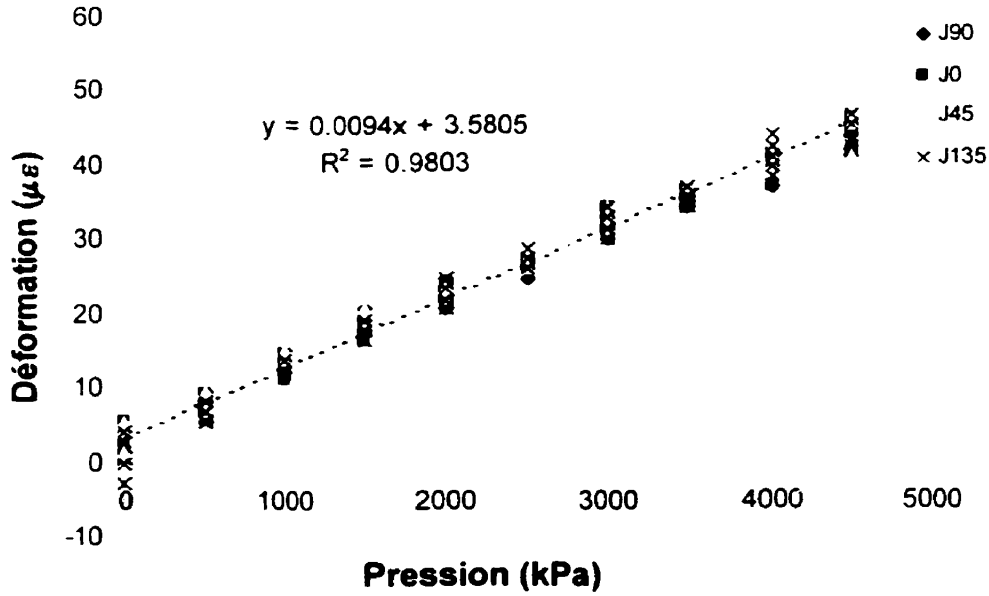



*b) Essai 2*

***Figure B.6*** *Chargement biaxial – Aluminium, Versilok 410/17 R/D=10/1.75 Court terme*

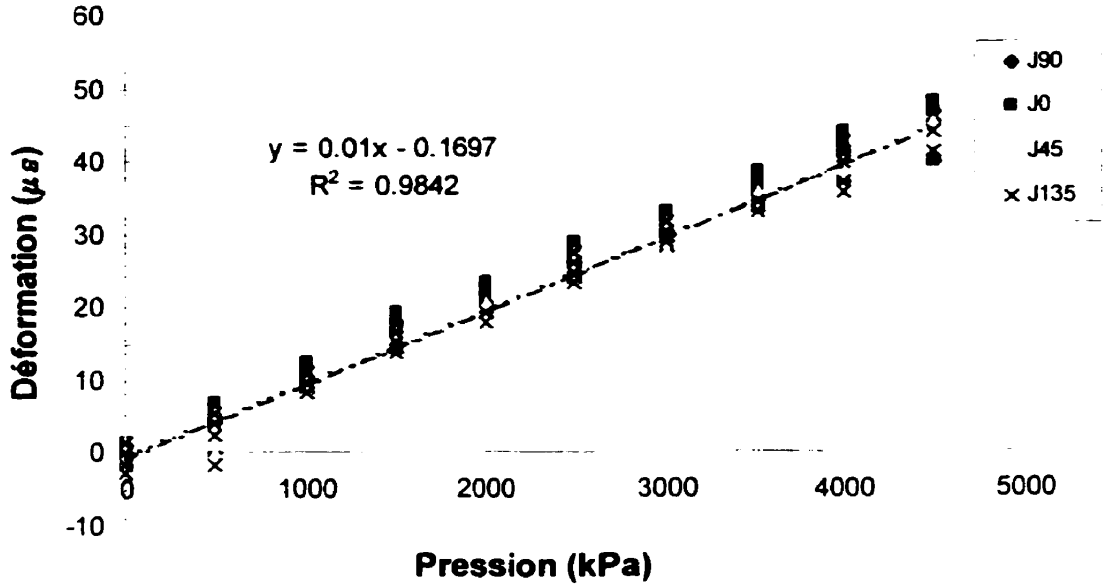



*a) Essai 1*

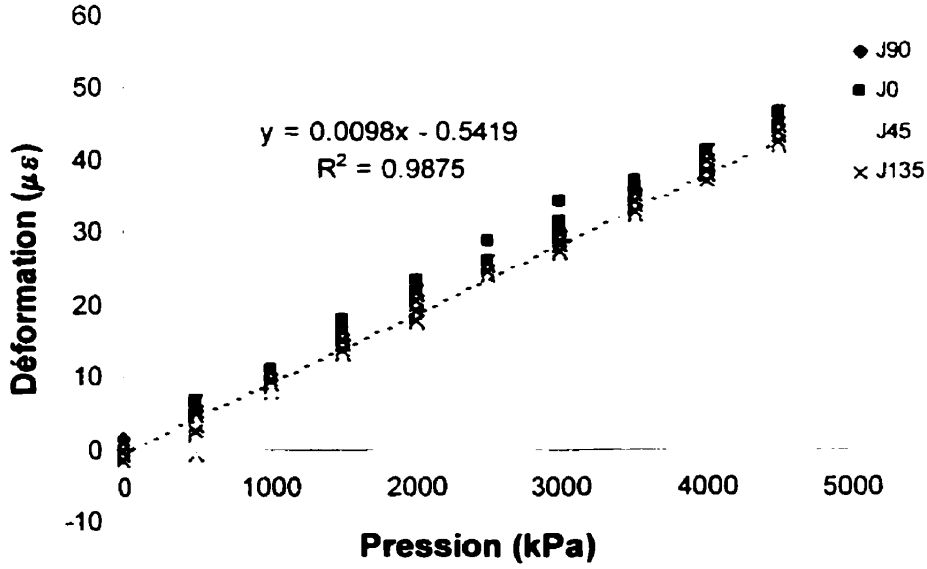



*b) Essai 2*

***Figure B.7*** *:Chargement biaxial – Aluminium, Versilok 410/17 R/D = 10/2 Court terme*

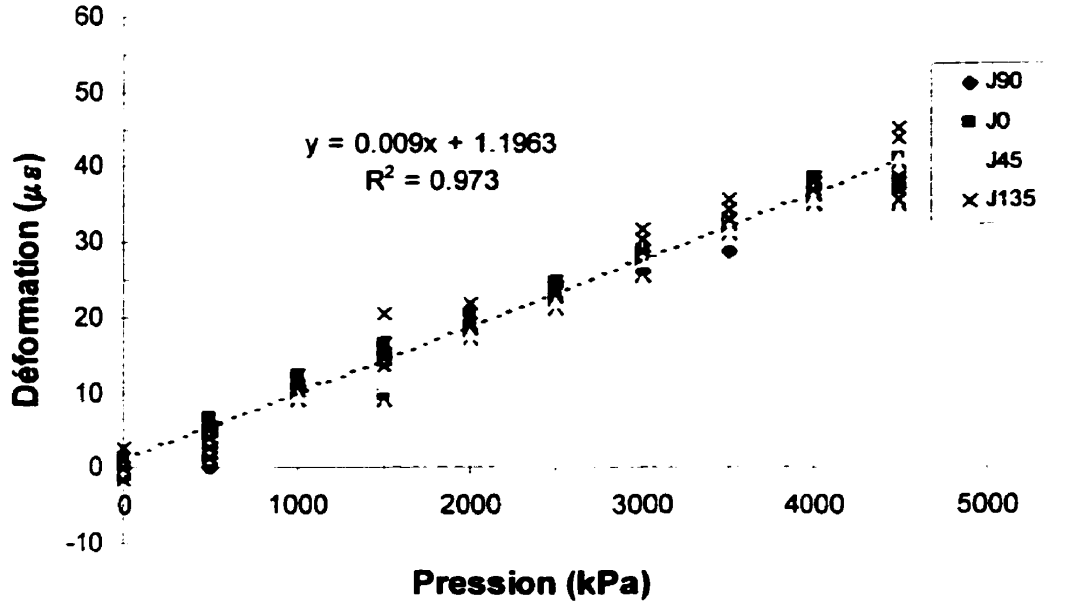



*a) Essai 1*

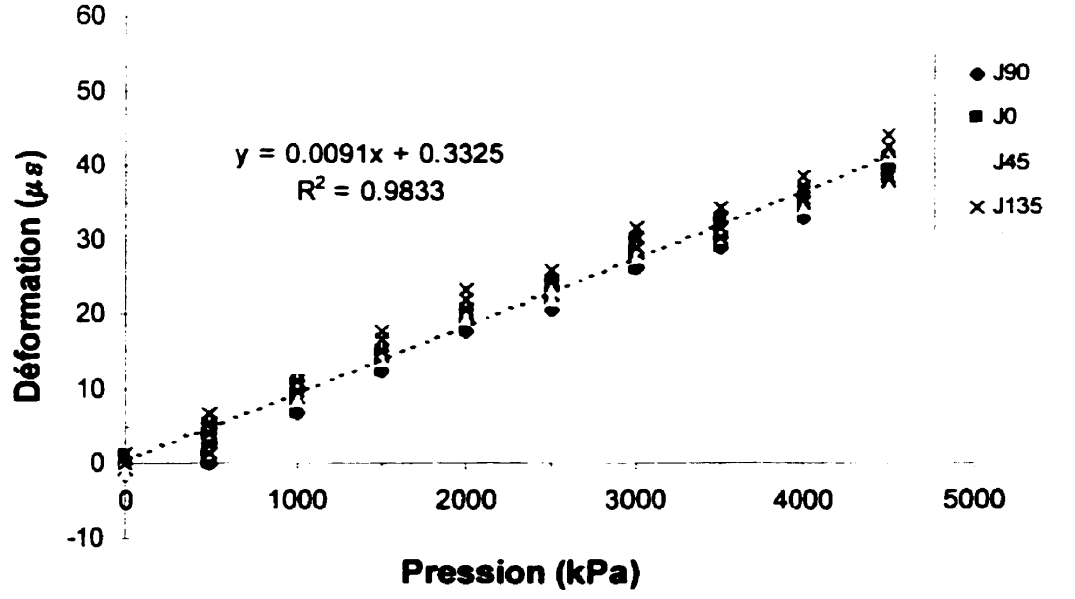



*a) Essai 2*

***Figure B.8*** *:Chargement biaxial – Aluminium, Versilok 410/17 R/D = 10/1,5 Long terme*

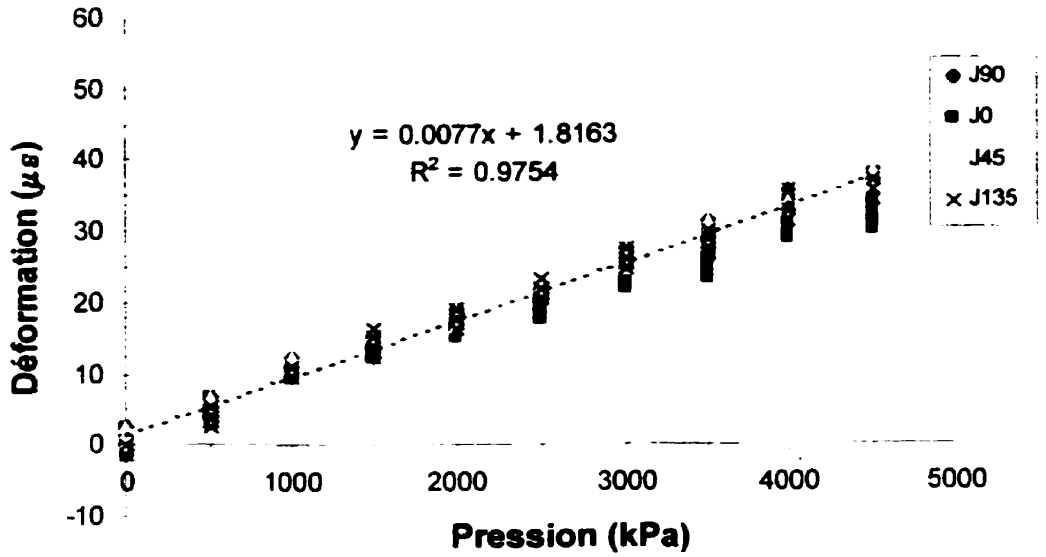



*a) Essai 1*

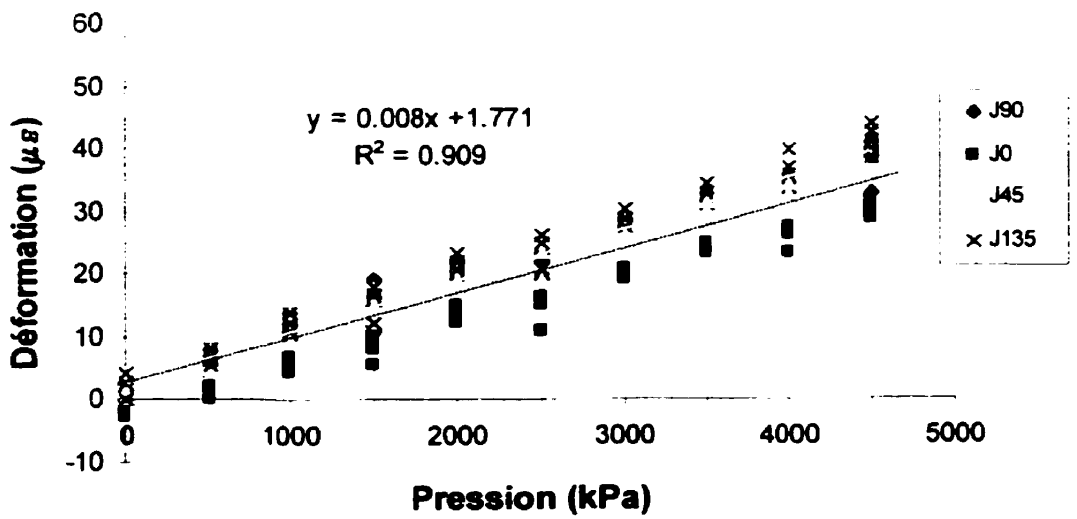



*b) Essai 2*

***Figure B.9** Chargement biaxial – Aluminium, Versilok 410/17 R/D=10/1,75 Long terme*




*a) Essai 1*




*b) Essai 2*

***Figure B.10*** *:Chargement biaxial – Aluminium, Versilok 410/17 R/D = 10/2 Long terme*

# - ANNEXE C -

## MESURES DE CONTRAINTES AVEC LE « DDGS »

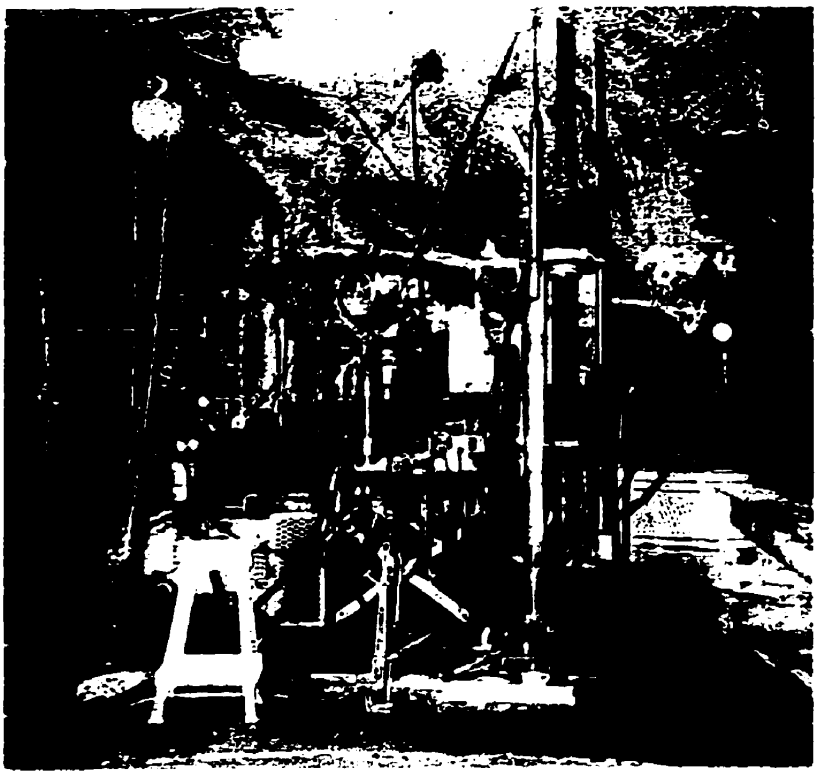


***Figure C.1 :*** *Station de forage –Carottier à cable (HQ3)*

***Figure C.2 :*** *Configuration du système d'acquisition de donné (MAI)*

***Figure C.3 :*** *Insertion du MAI dans l'outil d'installation*

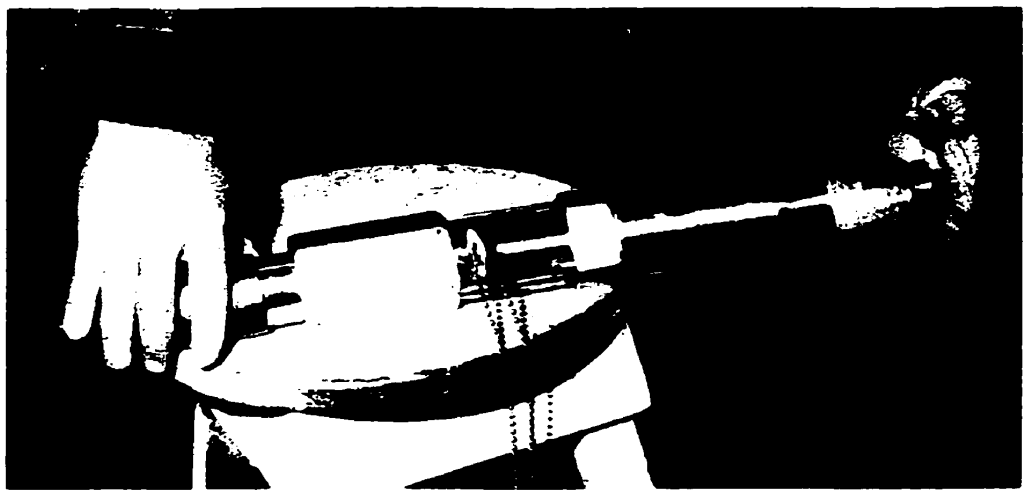


***Figure C.4 :*** *Orientation du MAI et verrouillage une fois en place*

***Figure C.5 :*** *Mélange des composants de l'adhésif (V410/17)*

***Figure C.6 :*** *Application de la colle sur la cellule du doorstopper (V410/17)*

***Figure C.7 :*** *Mise en place du « DDGS » sur le câble de forage*

***Figure C.8 :*** *Extension de l'extrémité inférieure de l'outil d'installation (protégeant l'adhésif du contact de l'eau) & vérification du mécanisme de rétraction*

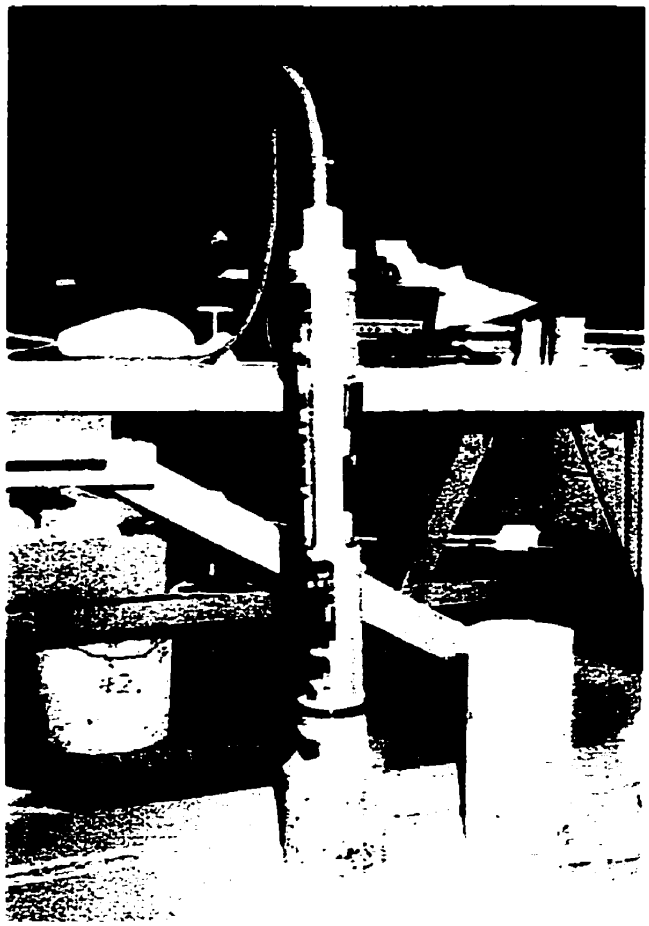


***Figure C.9 :*** *Récupération des données d'essais emmagasinés dans le MAI*

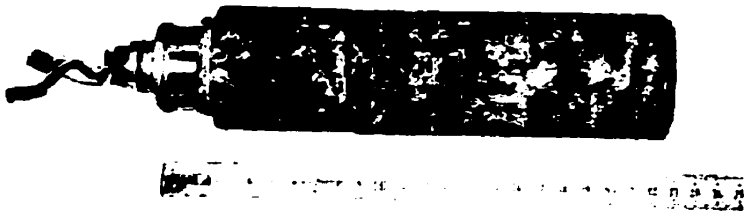


***Figure C.10 :*** *Carotte de granite récupérée*

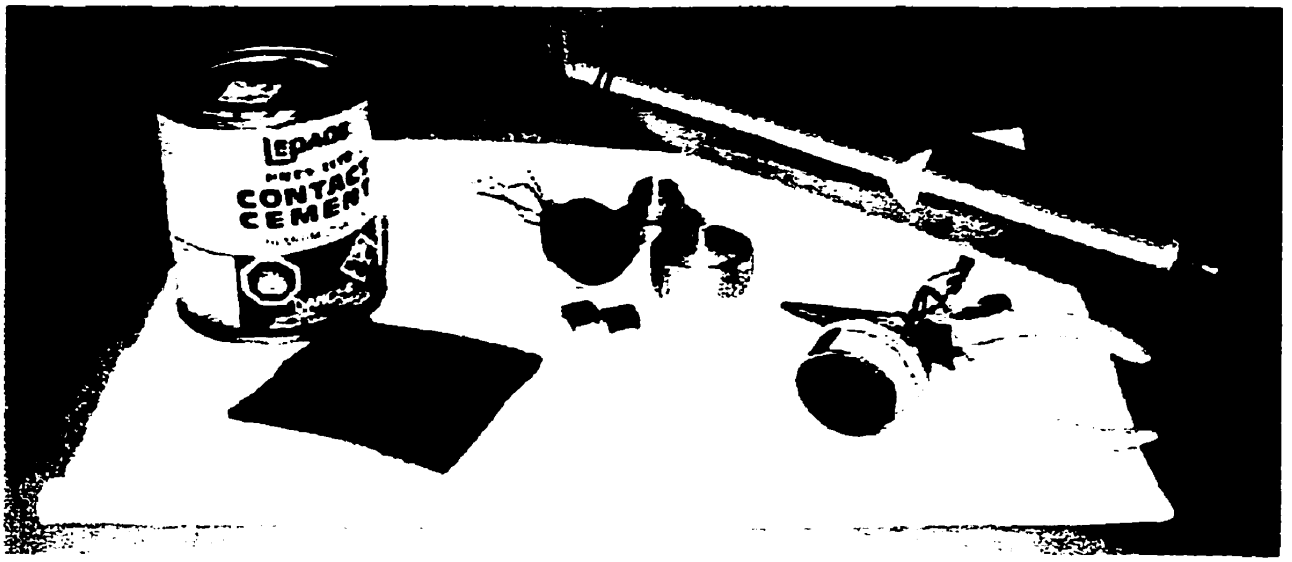



***Figure C.11 :*** *Constituants du « doorstopper modifié » & chambre d'acier du MAI*

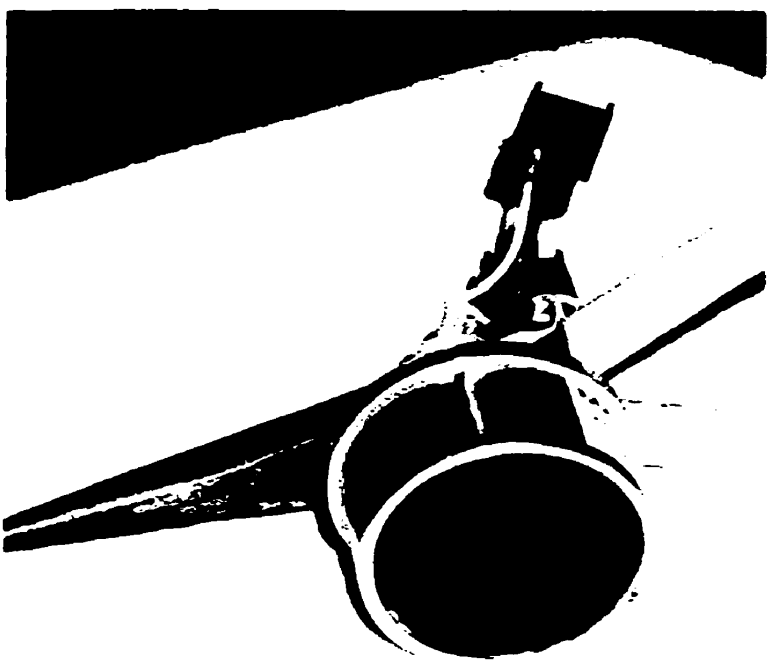


***Figure C.12 :*** *Détails d'une cellule de « doorstopper modifié »*

***Figure C.13 :*** *Principaux composants de l'outil d'installation*

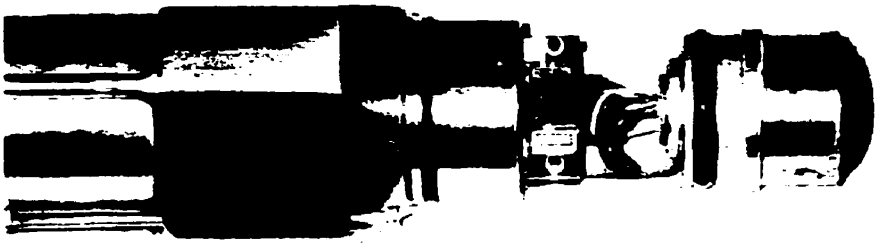


***Figure C.14 :*** *Alignement de la $J_{90}$ avec le MAI et la chambre d'acier*

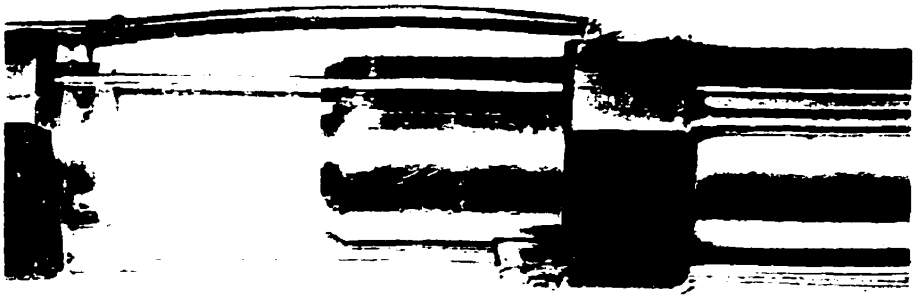


***Figure C.15 :*** *Alignement de la chambre d'acier avec l'outil d'installation*

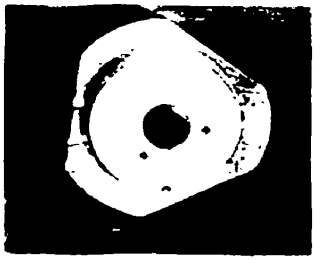


***Figure C.16 :*** *Mécanisme d'orientation gravitationnelle se trouvant dans la partie supérieure de l'outil d'installation*

# - ANNEXE D -

## COURBES DE RÉCUPÉRATION

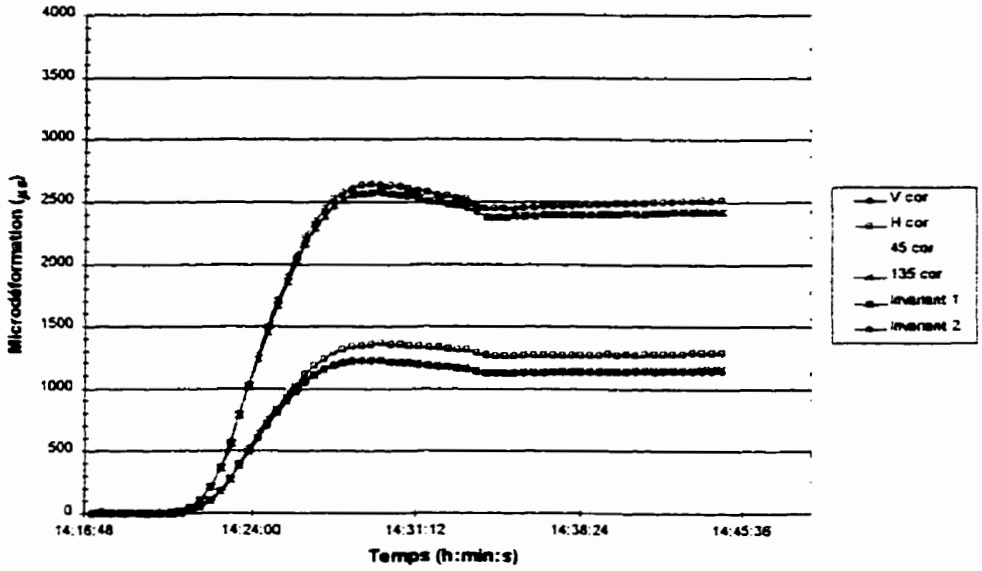



***Figure D.1*** *: Courbe de récupération – Essai à 54,41 m*

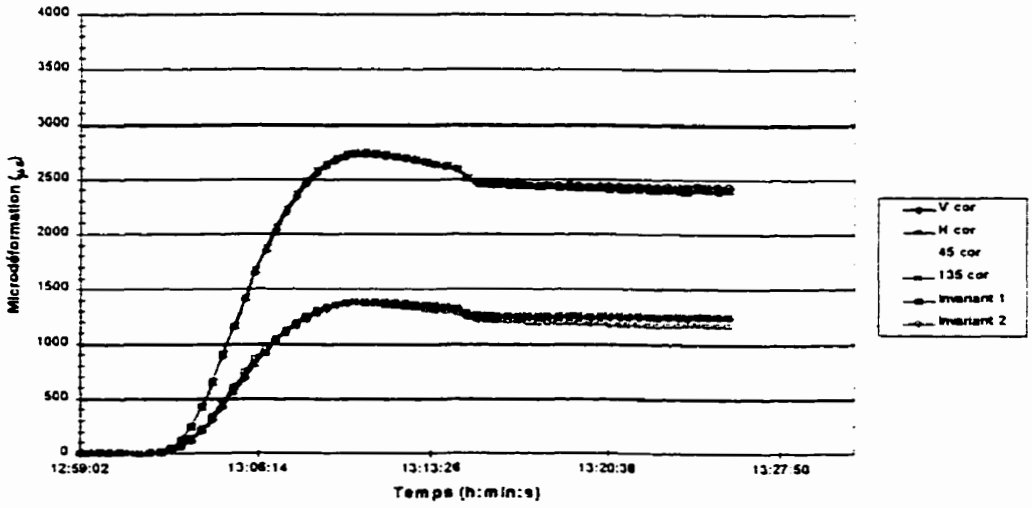



***Figure D.2*** *: Courbe de récupération – Essai à 54,61 m*

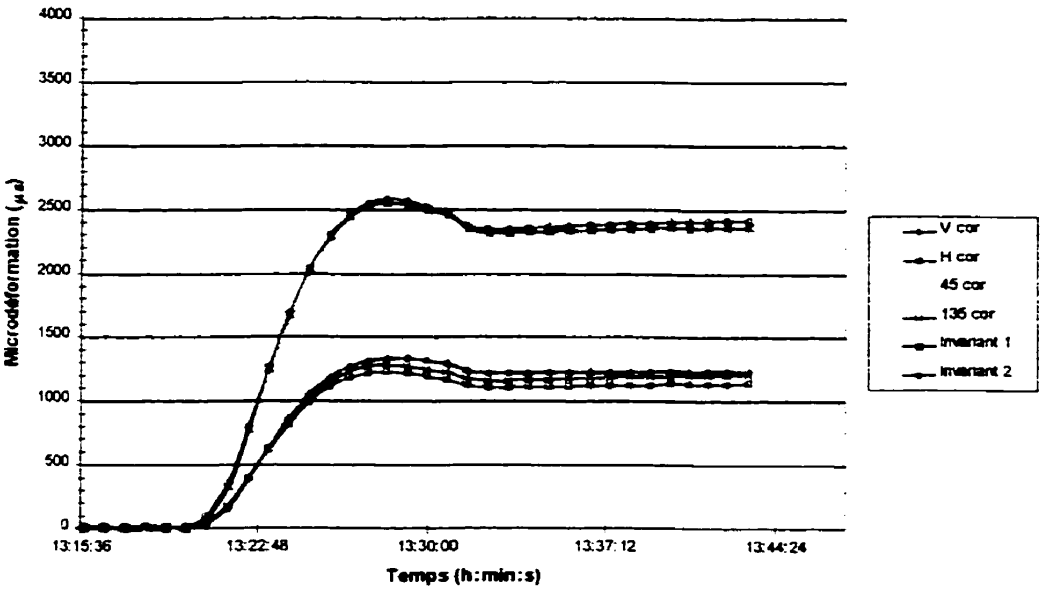



***Figure D.3*** *: Courbe de récupération – Essai à 54,815 m*

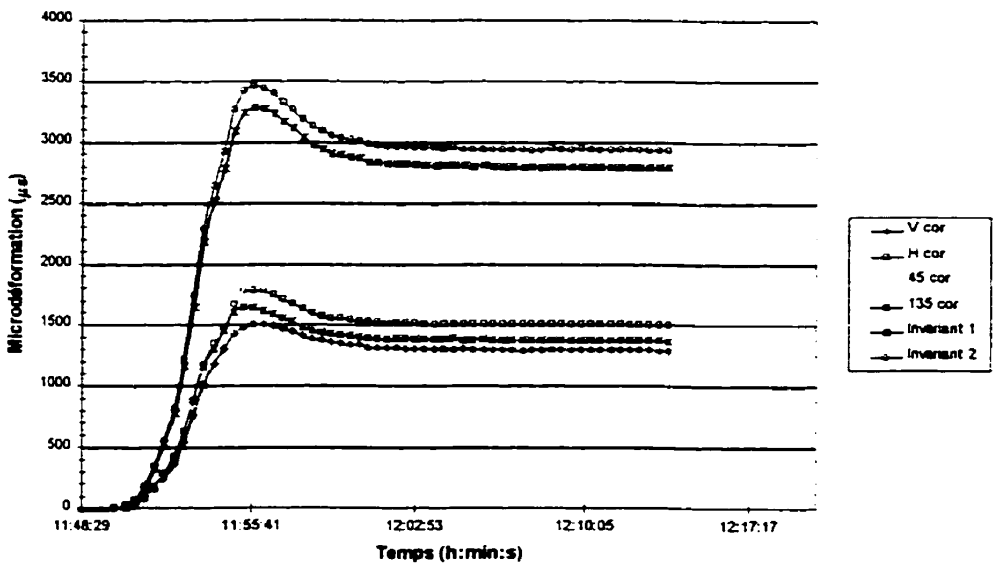



***Figure D.4*** *: Courbe de récupération – Essai à 55,43 m*

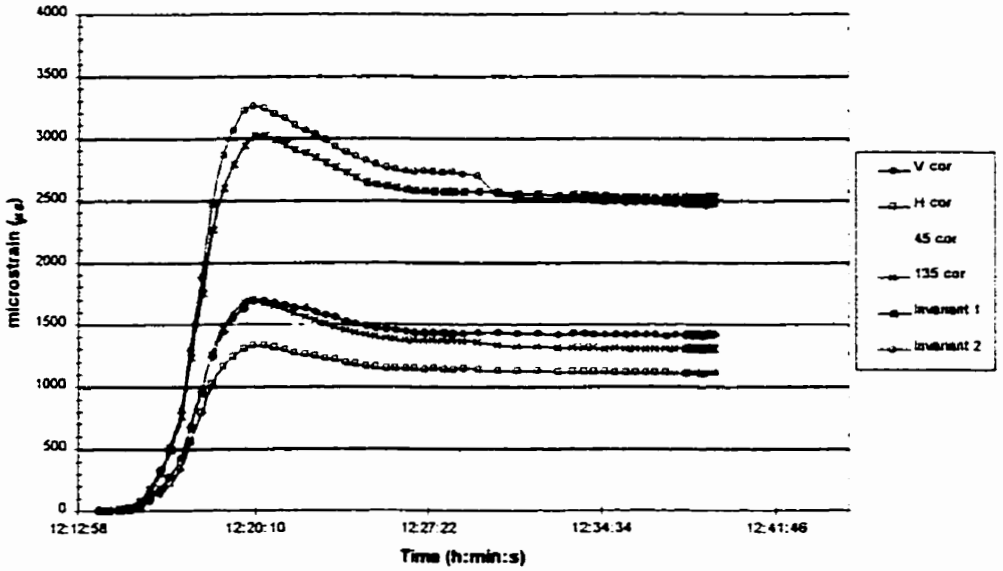



***Figure D.5*** *: Courbe de récupération – Essai à 55,63 m*

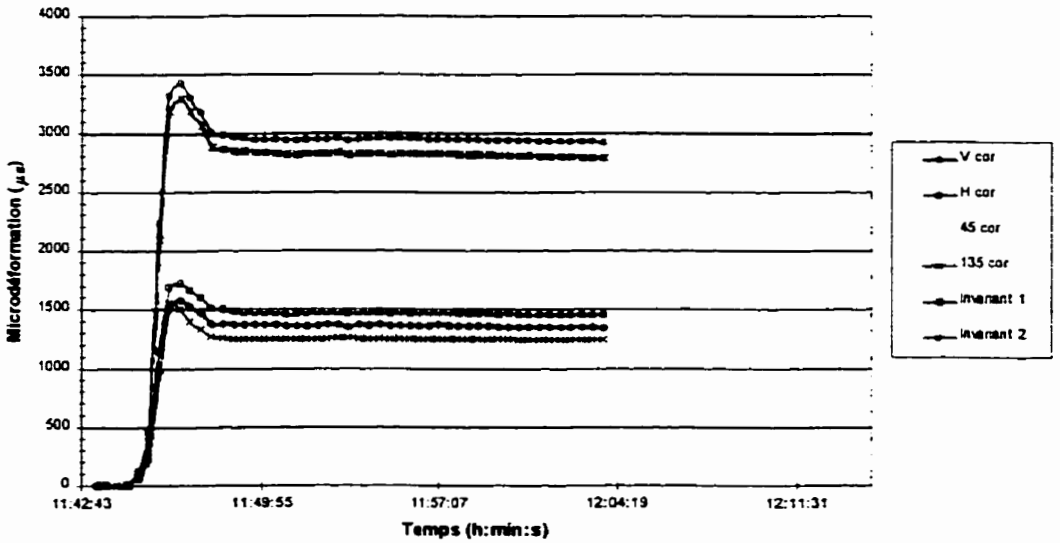



***Figure D.6*** *: Courbe de récupération – Essai à 55,84 m*

# - ANNEXE E -

## COURBES DE RECHARGEMENT BIAXIAL SUR LES CAROTTES RÉCUPÉRÉES

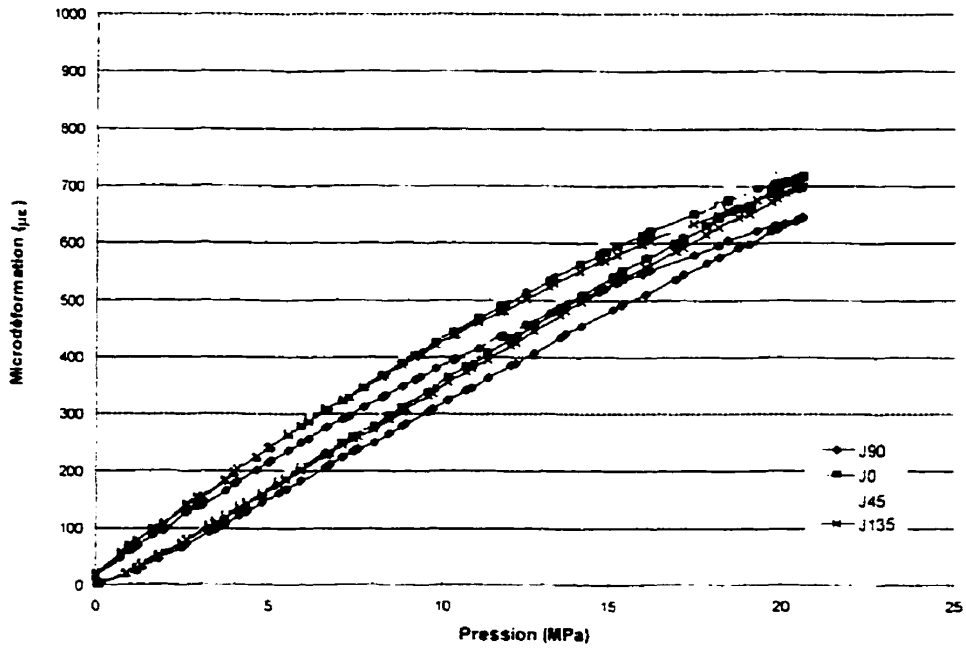



***Figure E.1*** *: Chargement & Déchargement biaxial – Essai à 54.41 m*

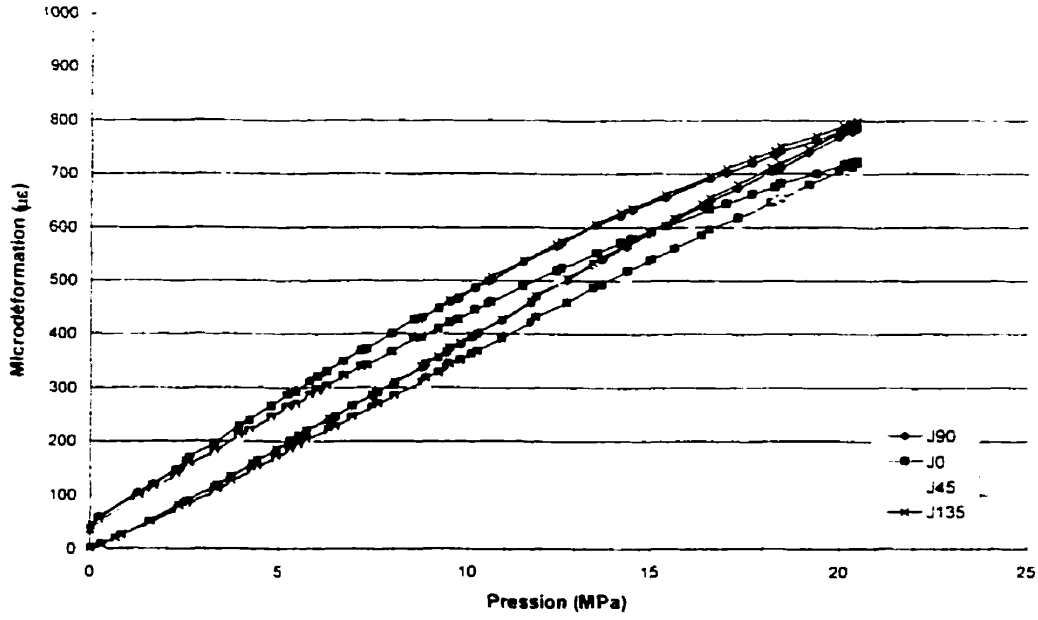



***Figure E.2*** *: Chargement & Déchargement biaxial – Essai à 54.61 m*

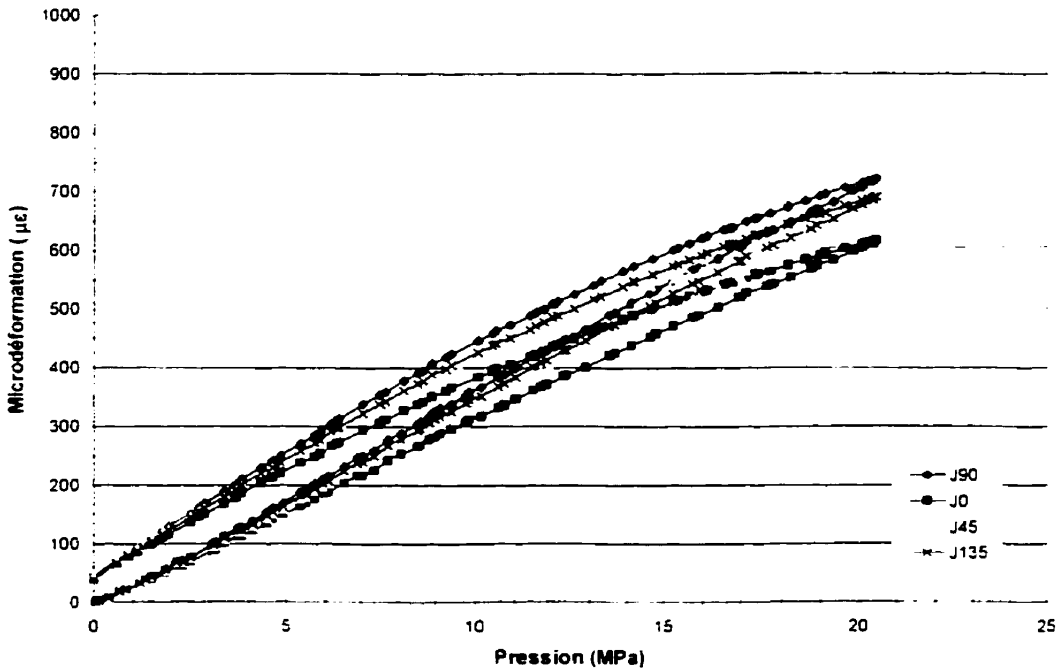



***Figure E.3*** *: Chargement & Déchargement biaxial – Essai à 54.815 m*

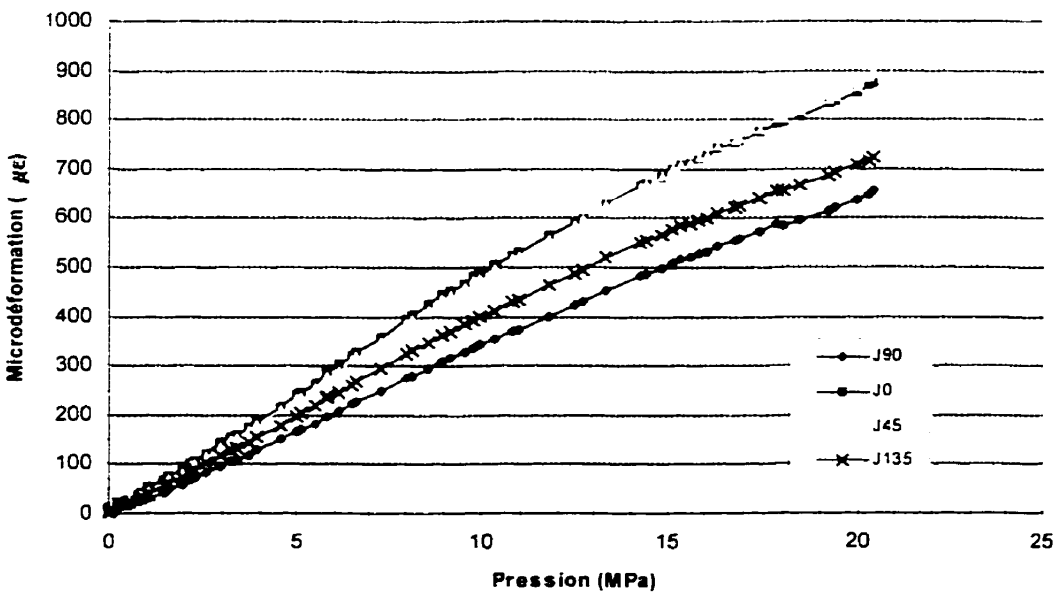



***Figure E.4*** *: Chargement biaxial – Essai à 55.43 m*

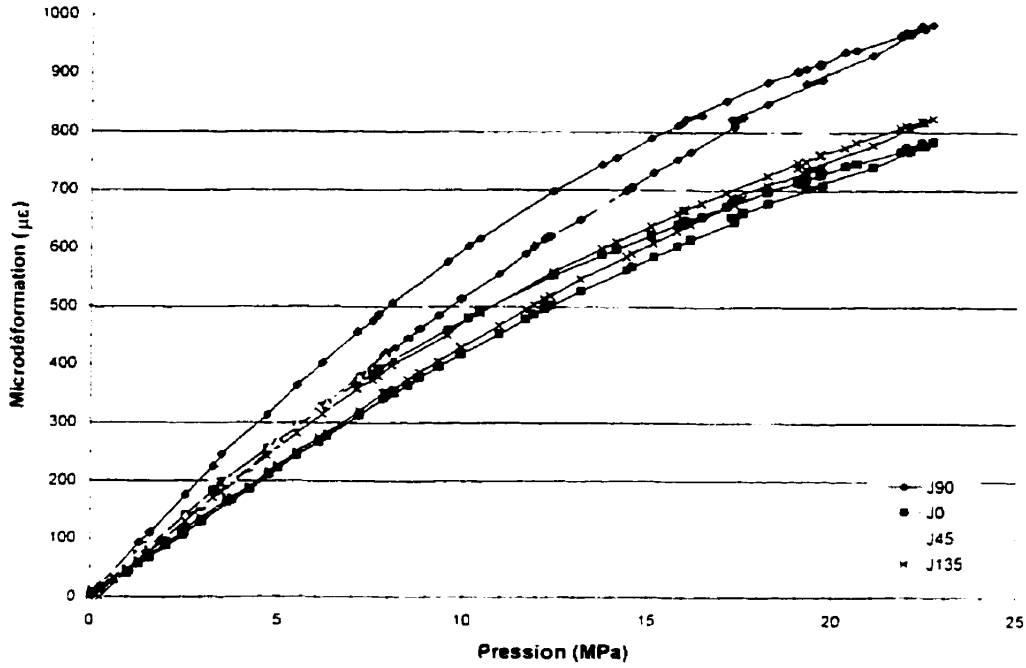



***Figure E.5*** *: Chargement & Déchargement biaxial – Essai à 55.63 m*

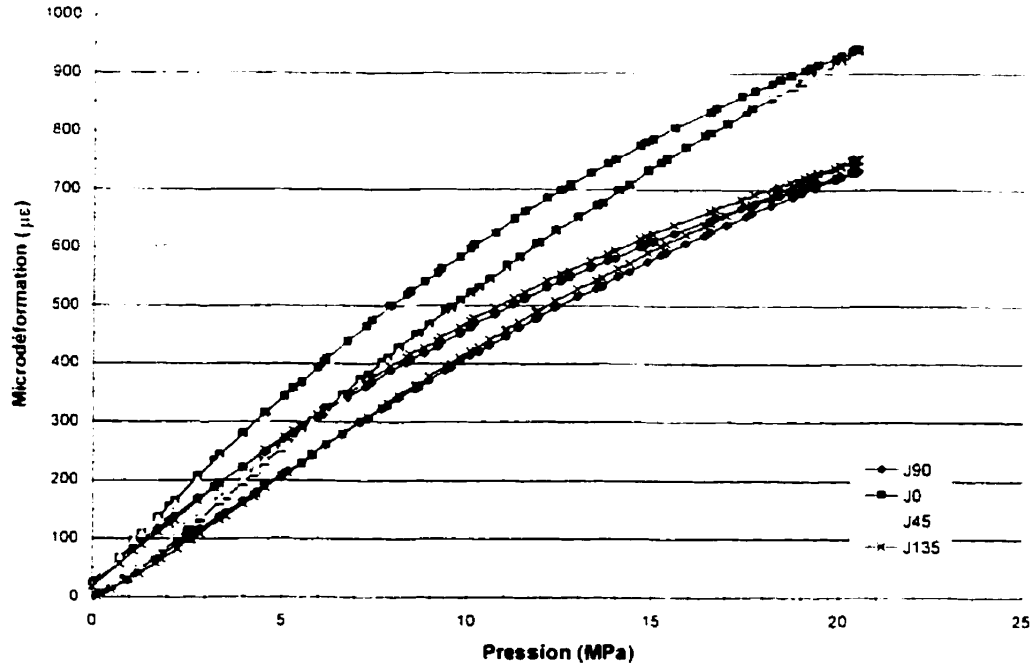



***Figure E.6*** *: Chargement & Déchargement biaxial – Essai à 55.84 m*

# - ANNEXE F -

## RÉGRESSIONS LINÉAIRES DES COURBES DE RECHARGEMENT BIAXIAL

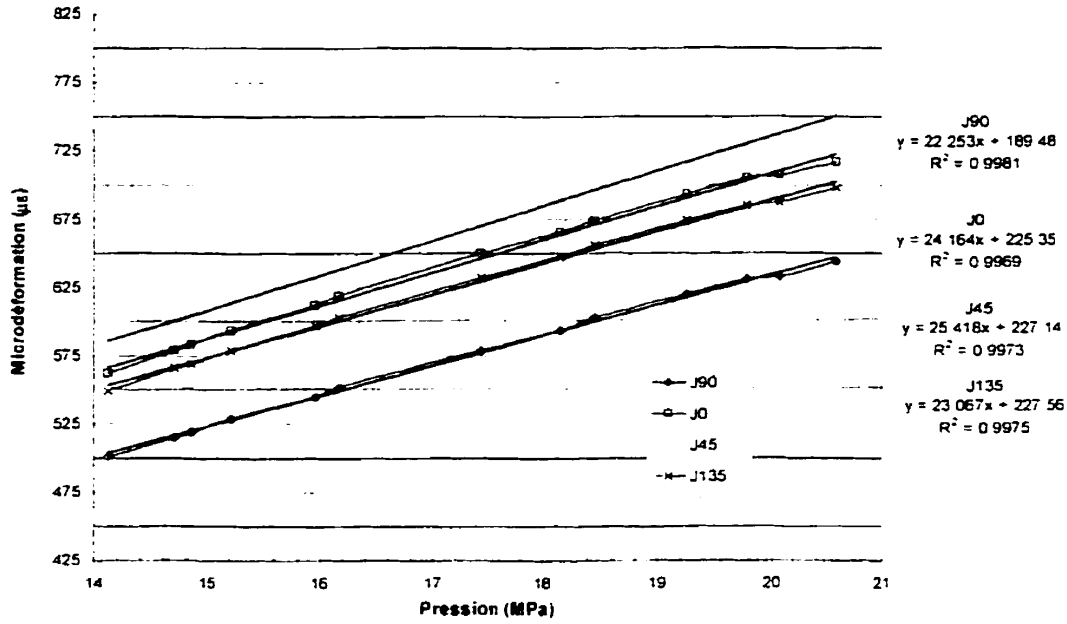



***Figure F.1*** *: Régression linéaire sur déchargement biaxial – Essai à 54.41 m*

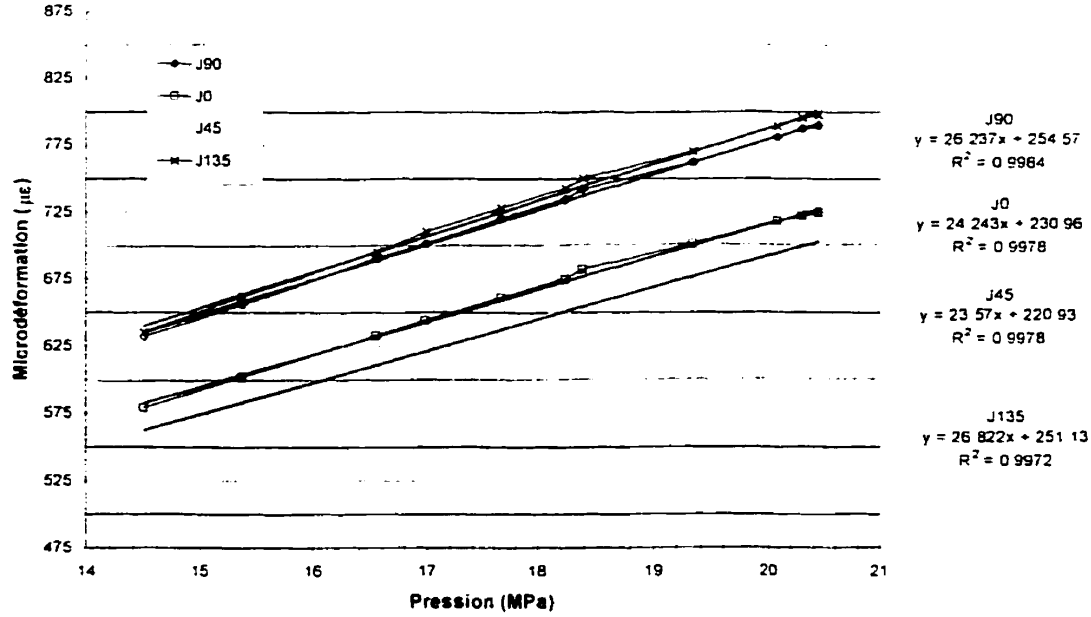



***Figure F.2*** *: Régression linéaire sur déchargement biaxial – Essai à 54.61 m*

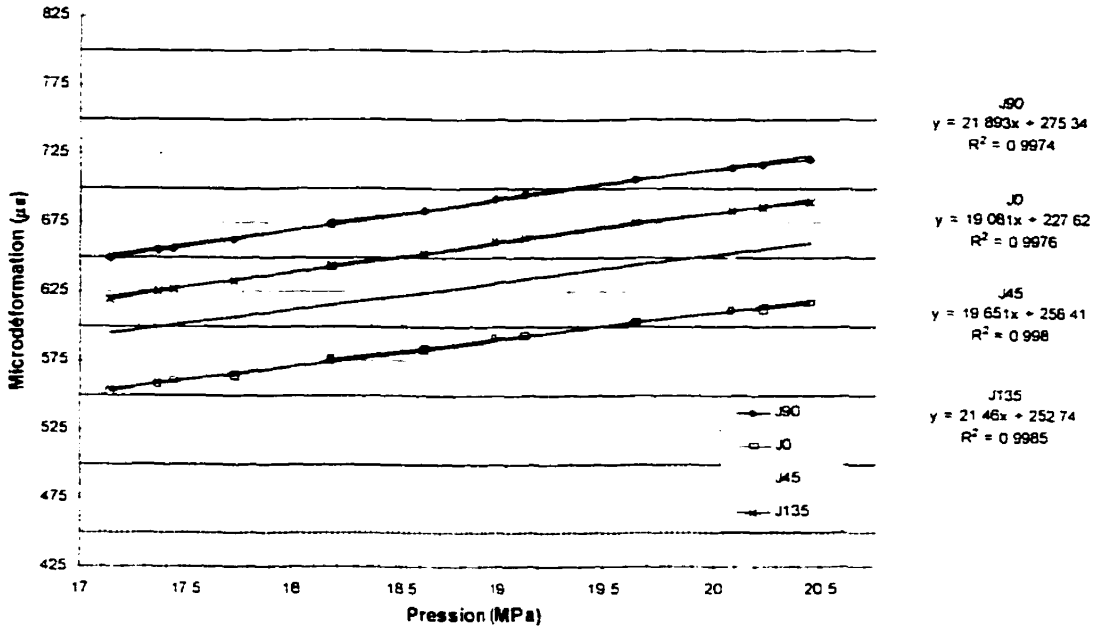



*Figure F.3 : Régression linéaire sur déchargement biaxial – Essai à 54.815 m*

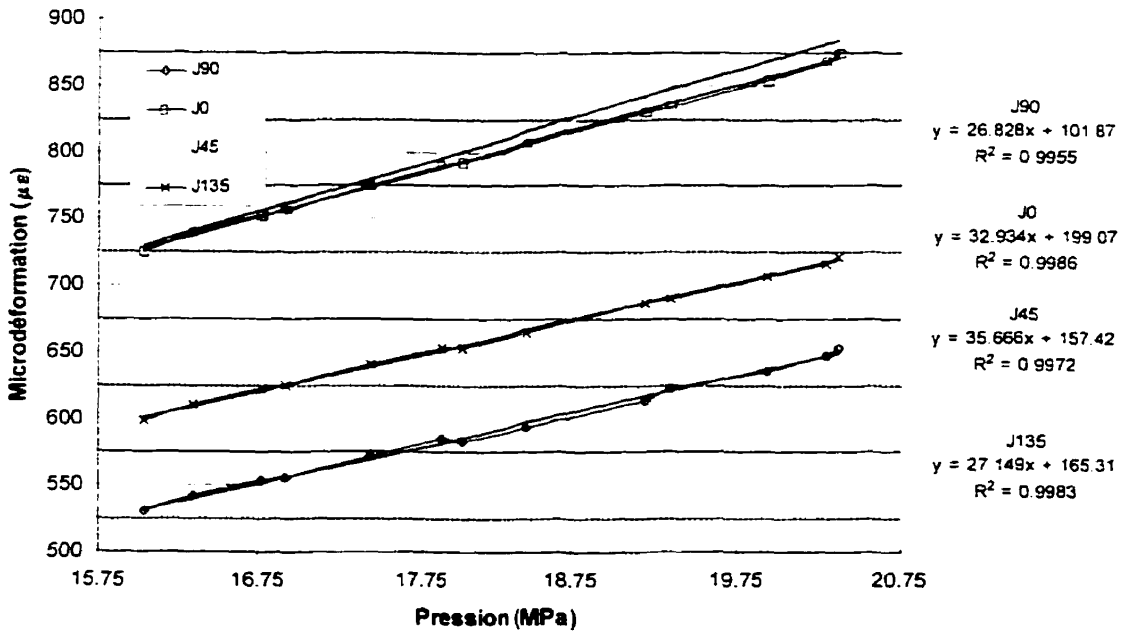



*Figure F.4 : Régression linéaire sur chargement biaxial – Essai à 55.43 m*

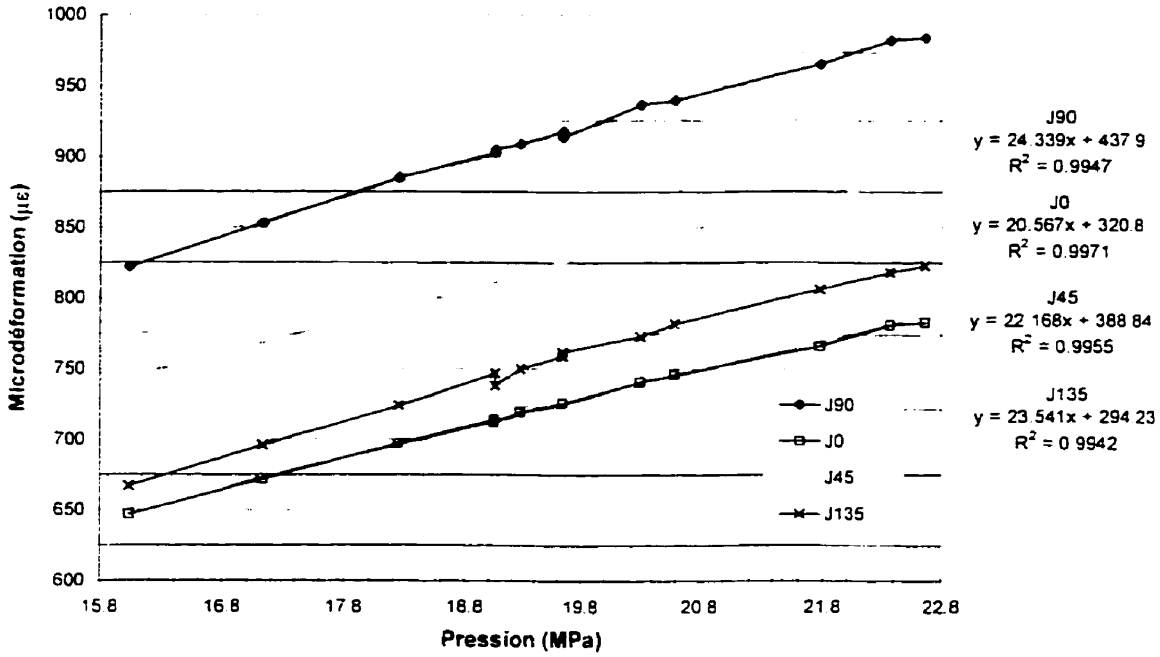



***Figure F.5*** *: Régression linéaire sur déchargement biaxial – Essai à 55.63 m*

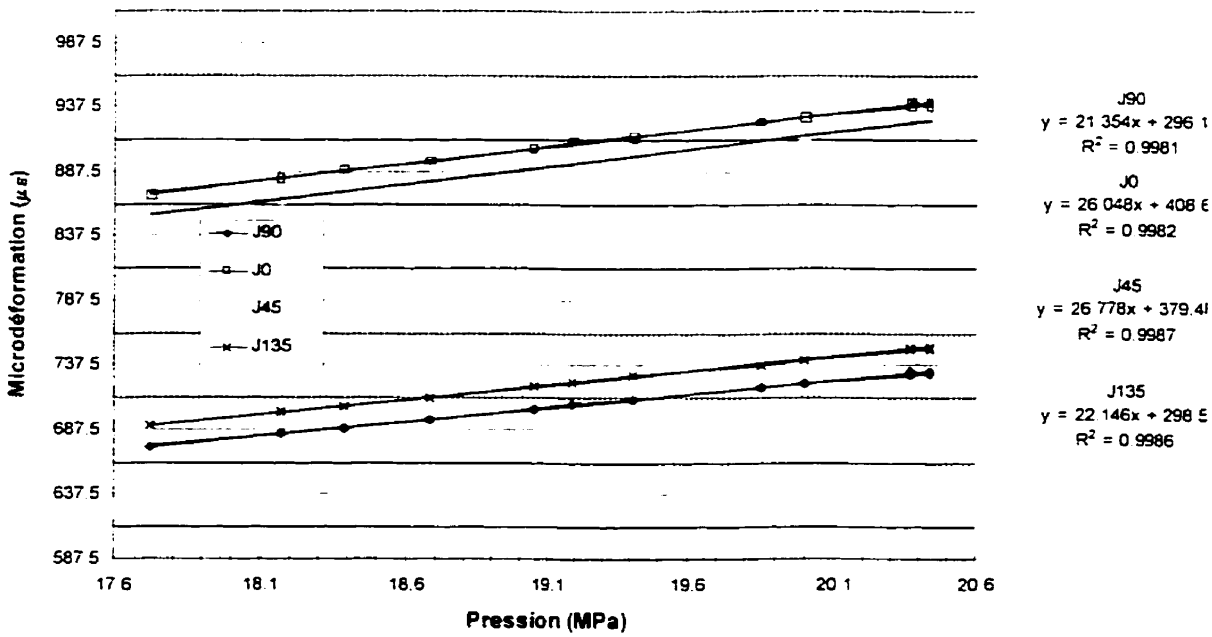
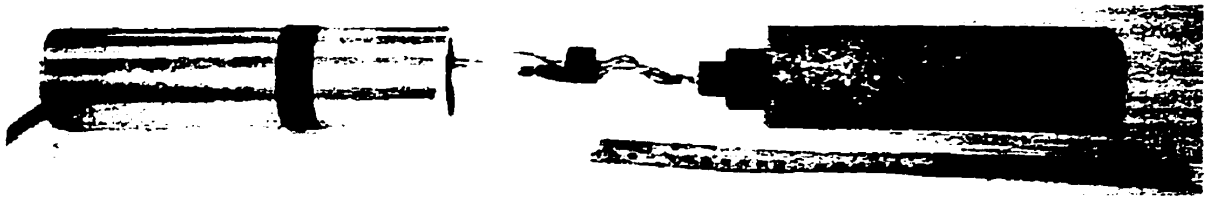


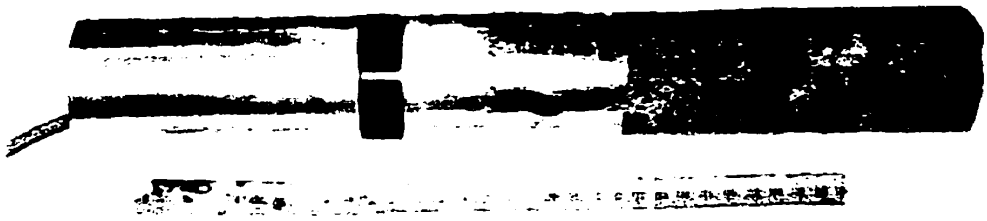

***Figure F.6*** *: Régression linéaire sur déchargement biaxial – Essai à 55.84 m*

# - ANNEXE G -

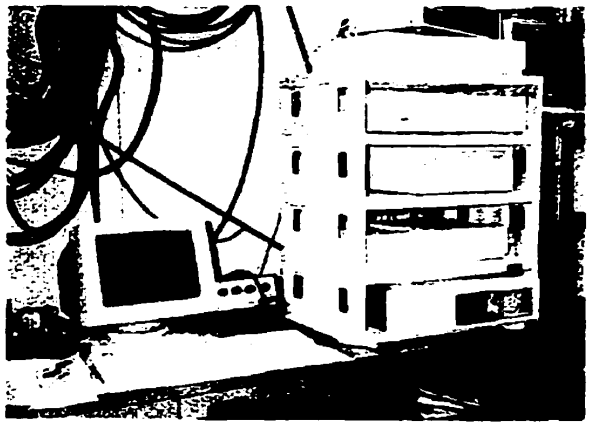
## CARACTÉRISATION DES PARAMÈTRES DE DÉFORMABILITÉ EN LABORATOIRE



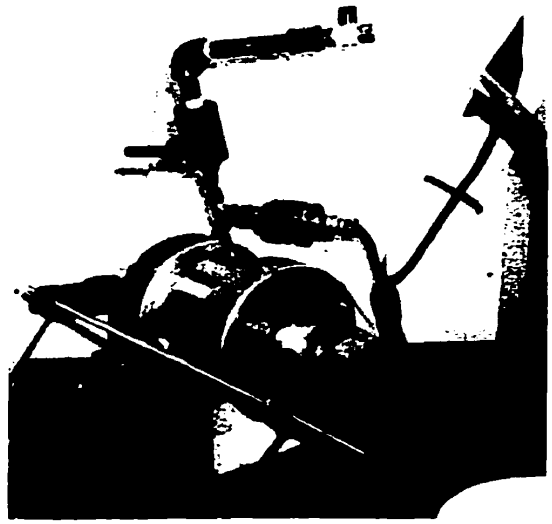
*a) Établissement des connections du doorstopper avec le poste de lecture (Fluke)*



*b) Installation du manchon d'aluminium*

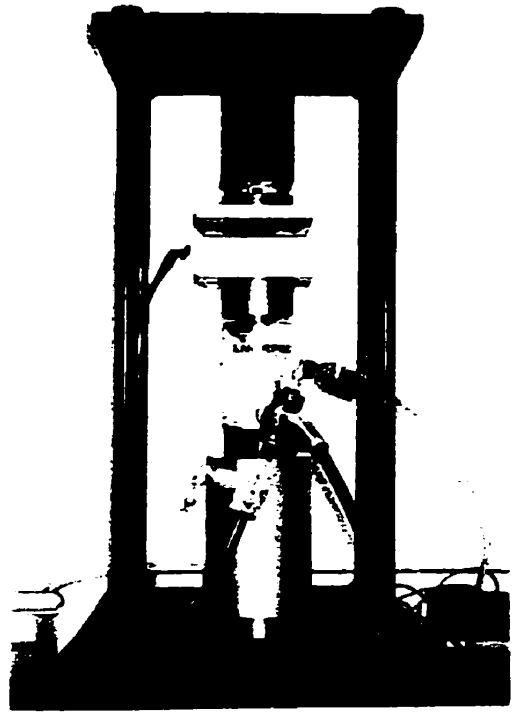


*c) Système d'acquisition de données (Fluke)*

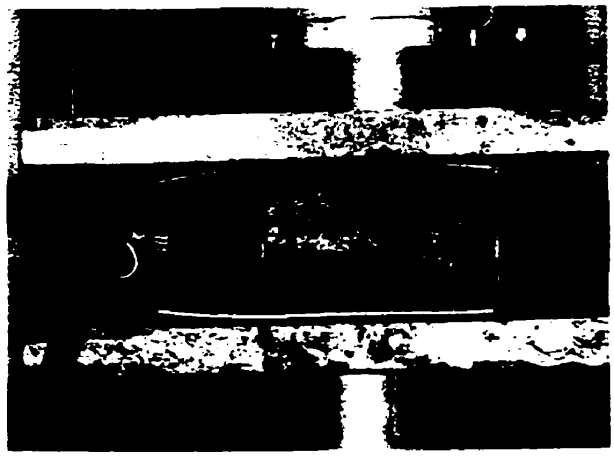


*d) Cellule de Hoek & étau de sécurité*

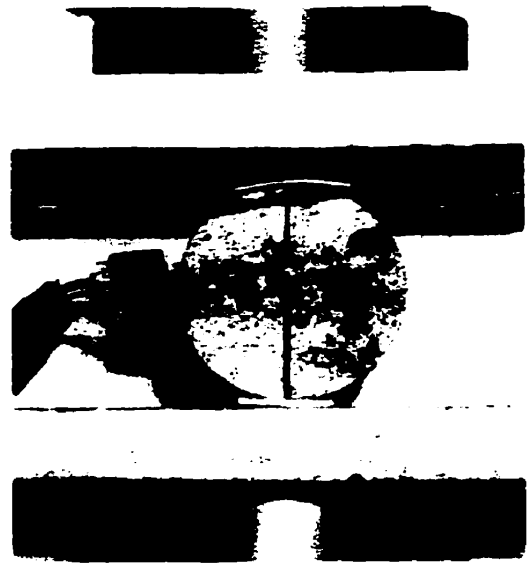
***Figure G.1*** *:Essai de chargement biaxial*



*a) Presse*

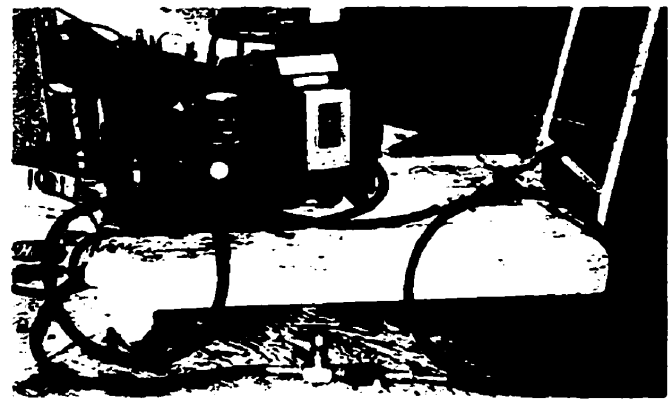


*b) Positionnement de l'éprouvette (vue de profil)*

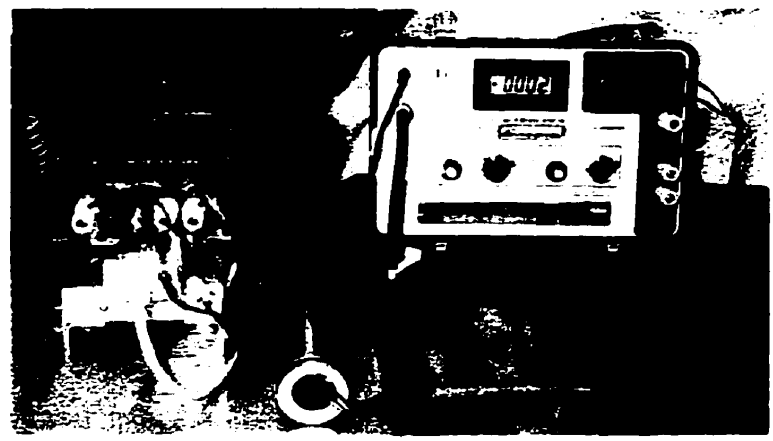


*b) Positionnement de l'éprouvette (vue de face)*

***Figure G.2*** *: Essai brésilien*



*a) Pompe électrique alimentant le piston hydraulique*



*b) Alimentation, convertisseur, MAI, Boîte Vishay & câbles*

*c) Systèmes d'acquisition de données*

***Figure G.3*** *: Essai brésilien (Suite)*

# - ANNEXE H -

## COURBES DE CHARGEMENT DIAMÉTRAL SUR LES CAROTTES RÉCUPÉRÉES

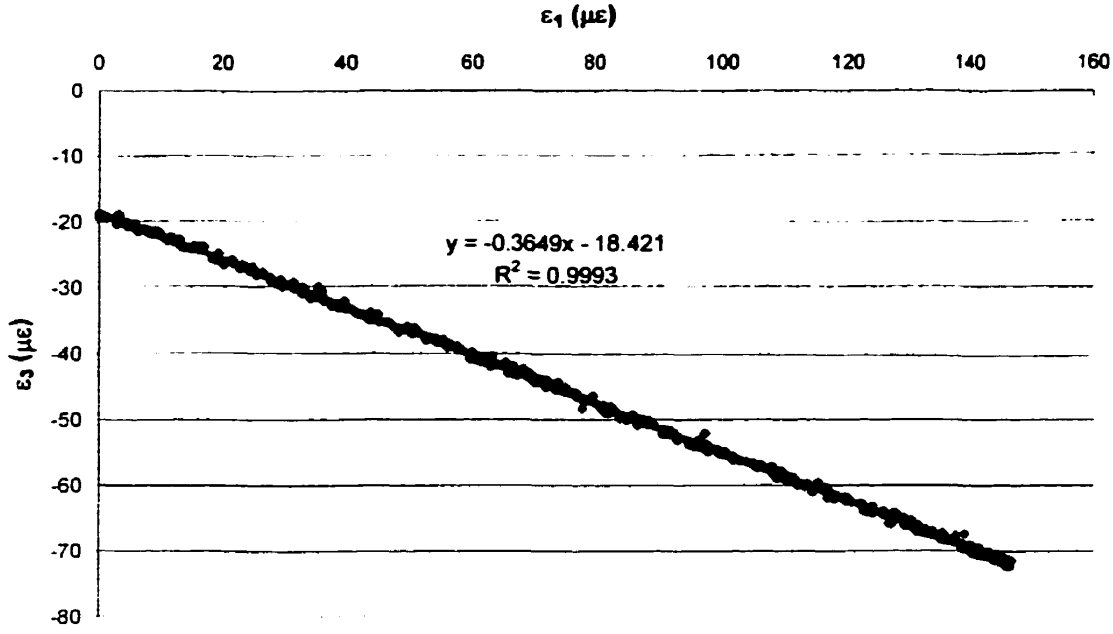



***Figure H.1*** *: Chargement diamétral – Essai à 54.41 m*

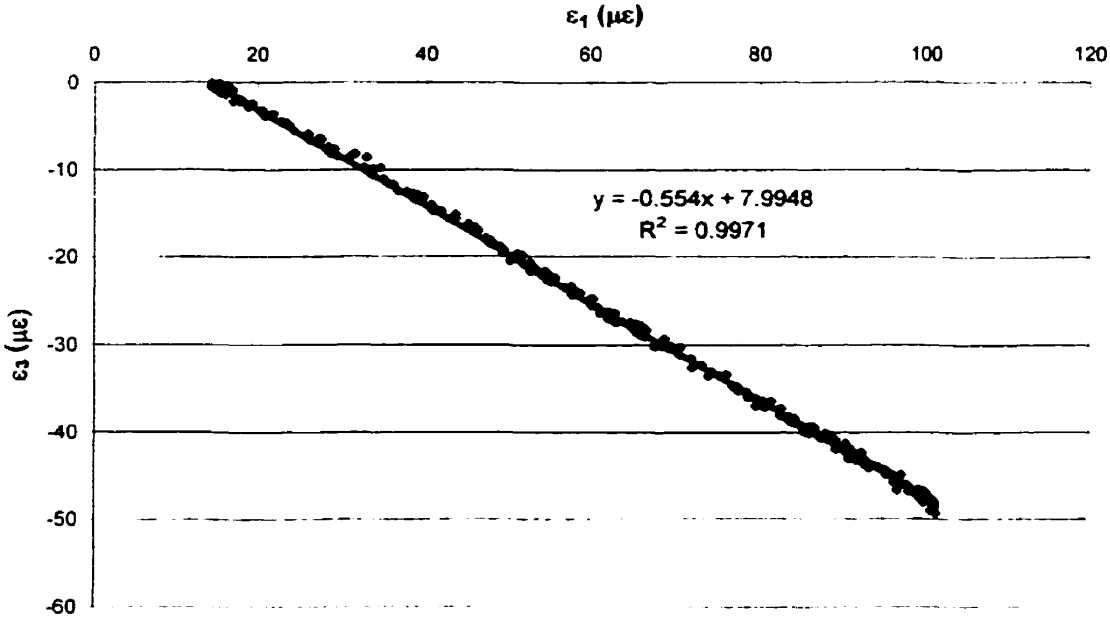



***Figure H.2*** *: Chargement diamétral – Essai à 54.61 m*

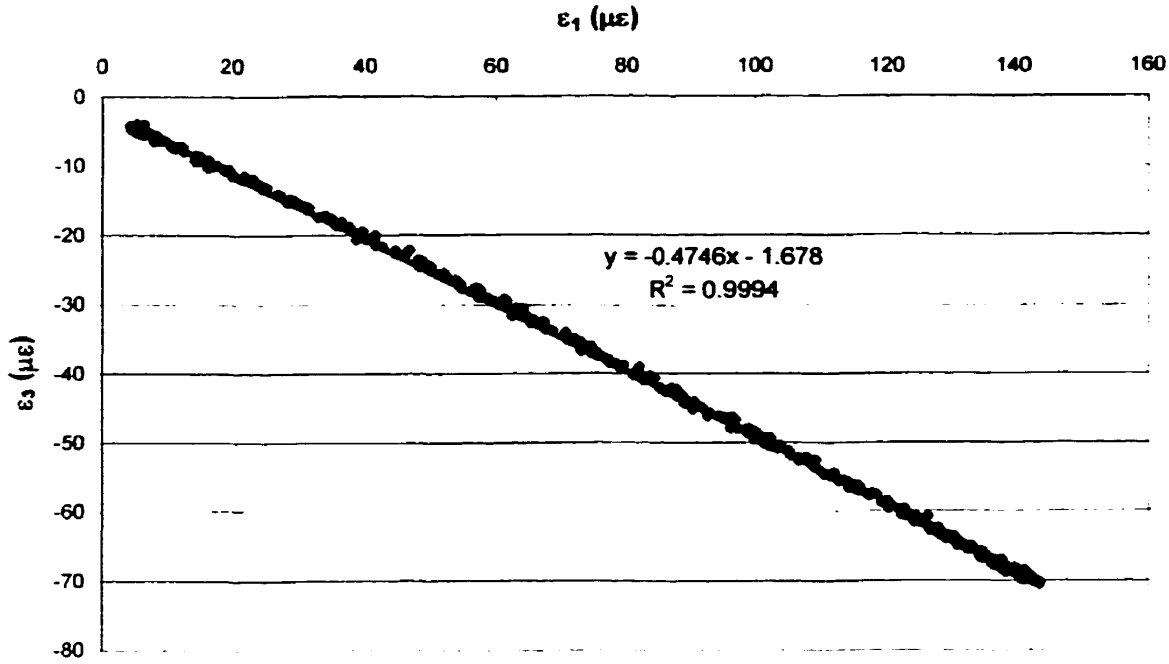



***Figure H.3*** *: Chargement diamétral – Essai à 54,815 m*

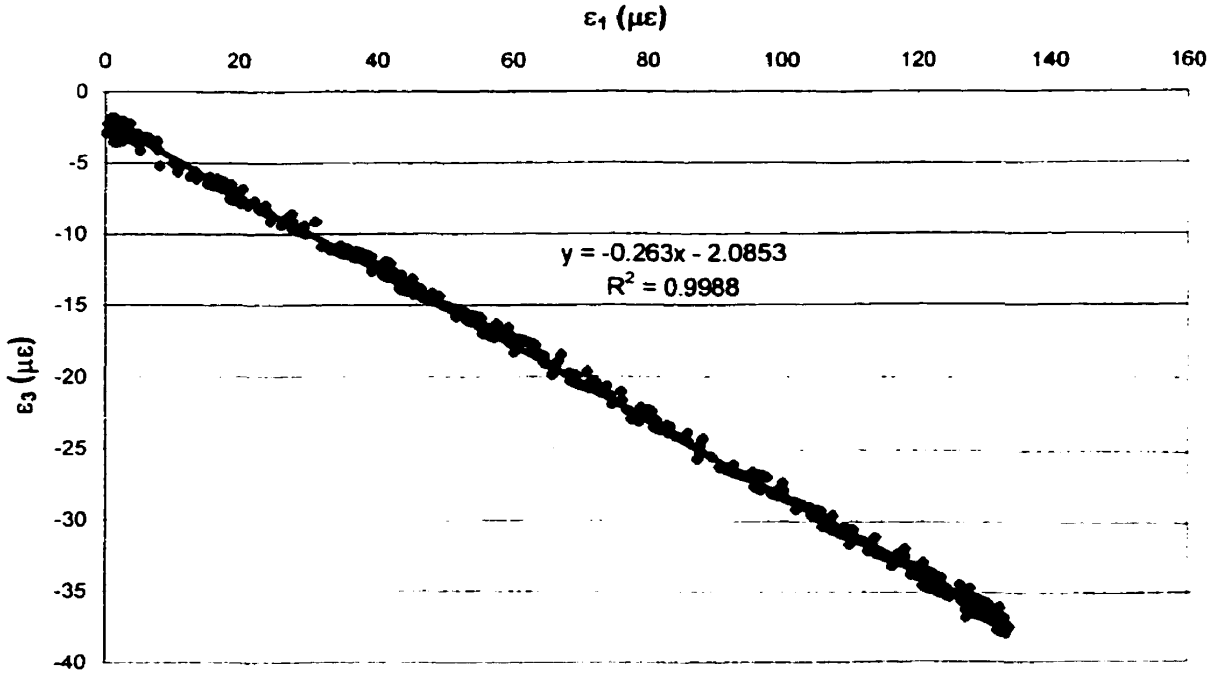



***Figure H.4*** *: Chargement diamétral – Essai à 55,43 m*

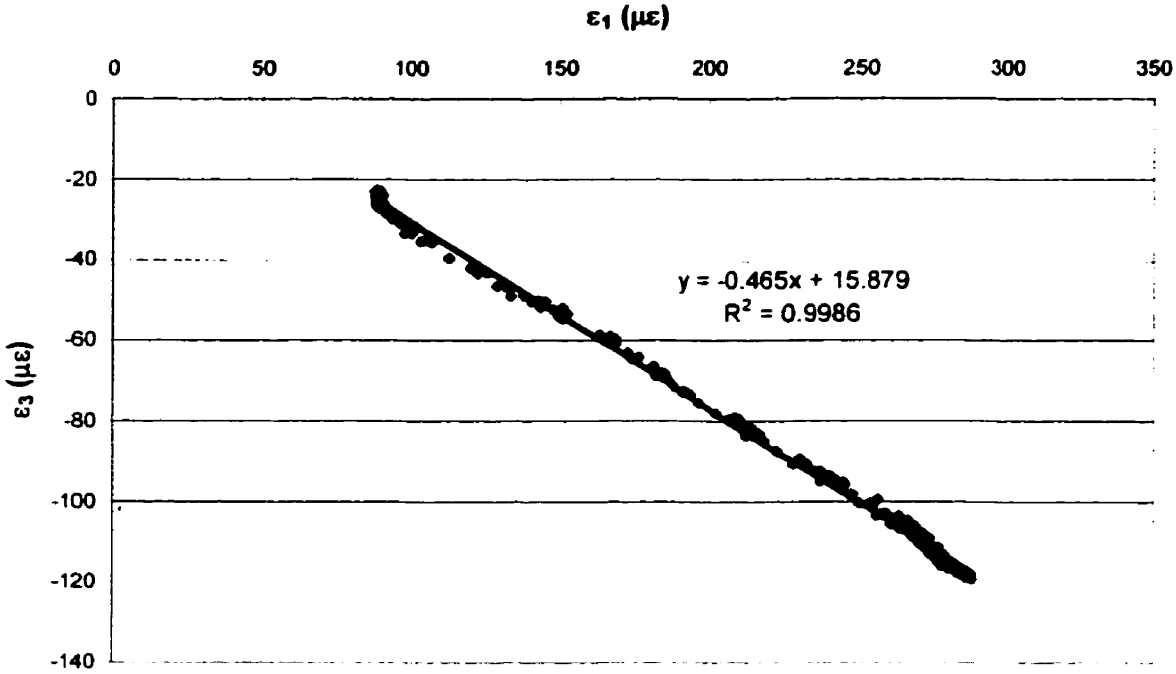



***Figure H.5*** *: Chargement diamétral – Essai à 55,63 m*

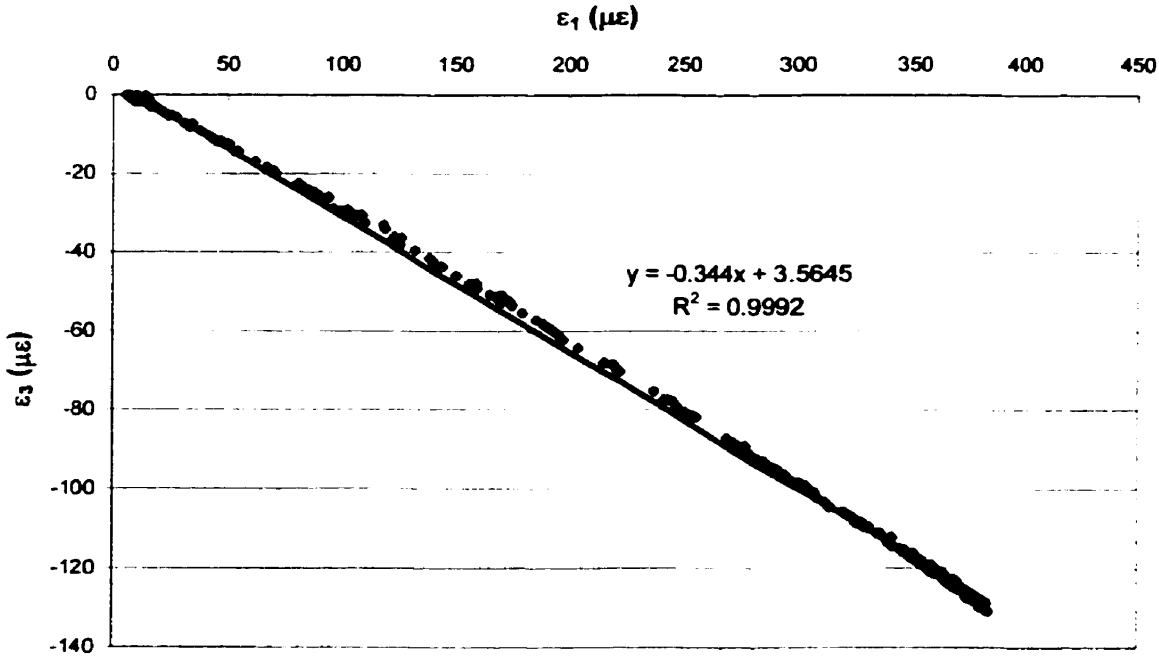



***Figure H.6*** *: Chargement diamétral – Essai à 55.84 m*

# - ANNEXE I -

## CARACTÉRISATION DU SYSTÈME DE MESURE SOUS PRESSION HYDROSTATIQUE

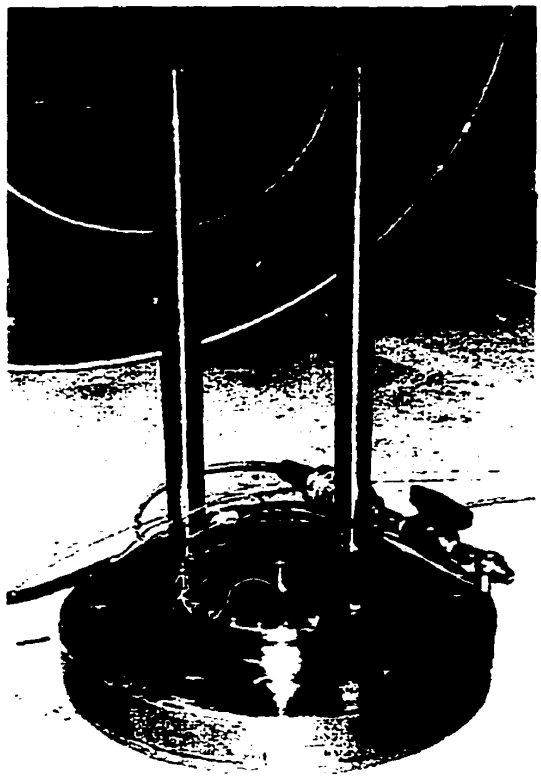


***Figure I.1** : Base de la cellule de chargement triaxial*

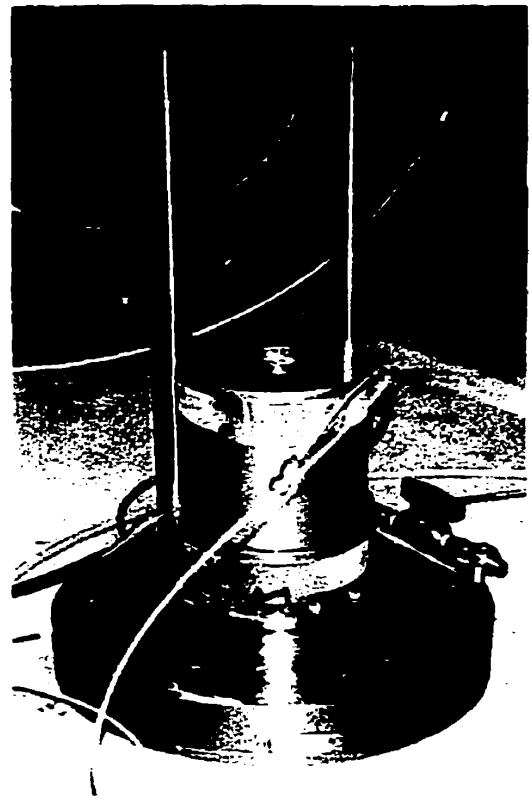
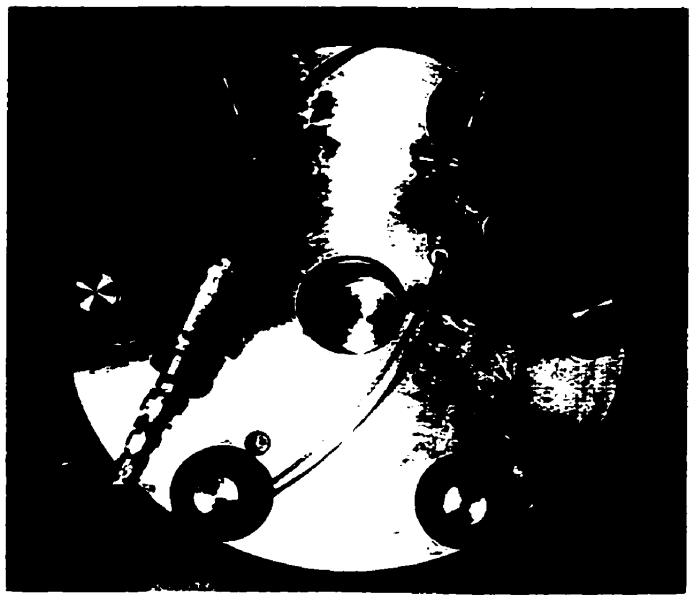
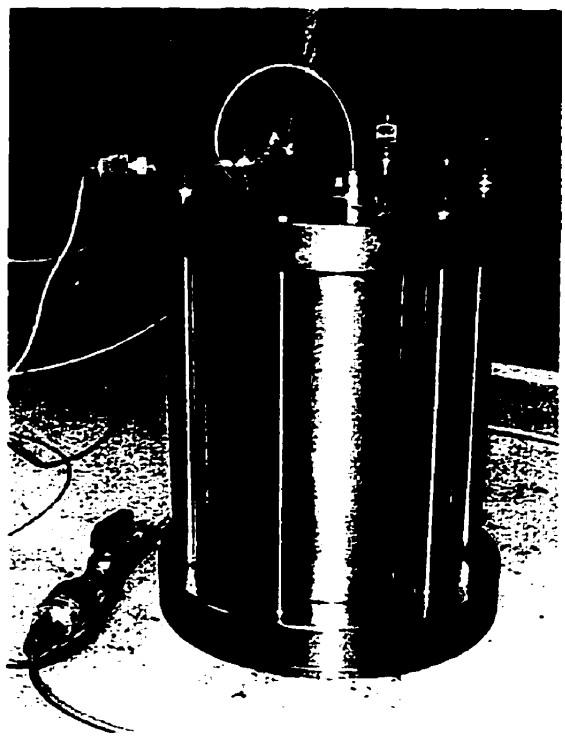


***Figure I.2** : Cellule de Hoek montée sur la base de la cellule de chargement triaxial*



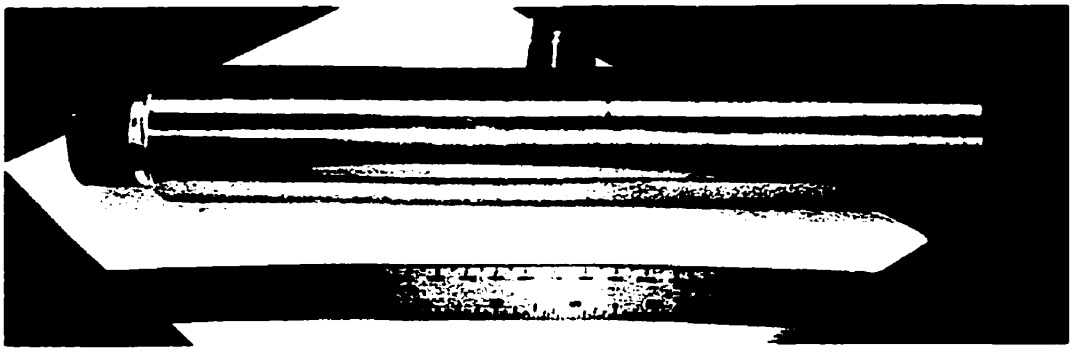
*a) Vue de dessus*



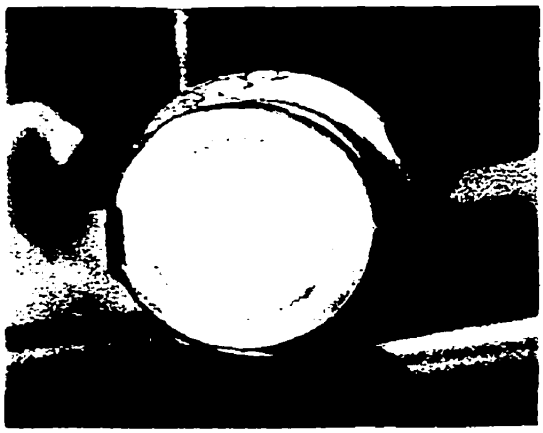
*b) Vue de profil*

***Figure I.3 :*** *Cellule de chargement triaxial*

*a) Détails des composants (cellule de « doorstopper modifié », MAI, chambre d'acier)*



*b) Assemblage final*



*c) Application de l'adhésif*

***Figure I.4** : Ensemble « Doostopper modifié » et MAI*

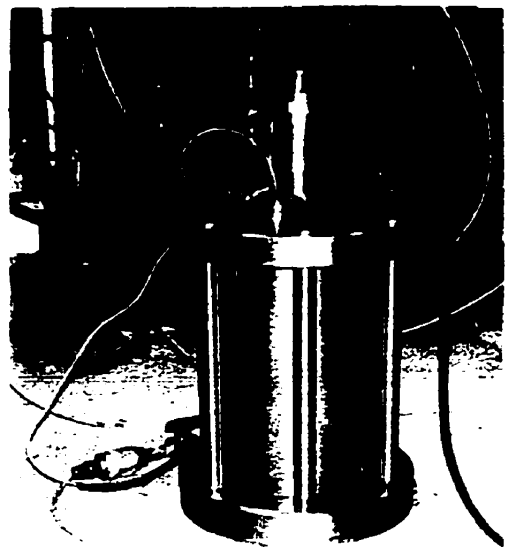


***Figure I.5 :*** *Cure de l'adhésif*

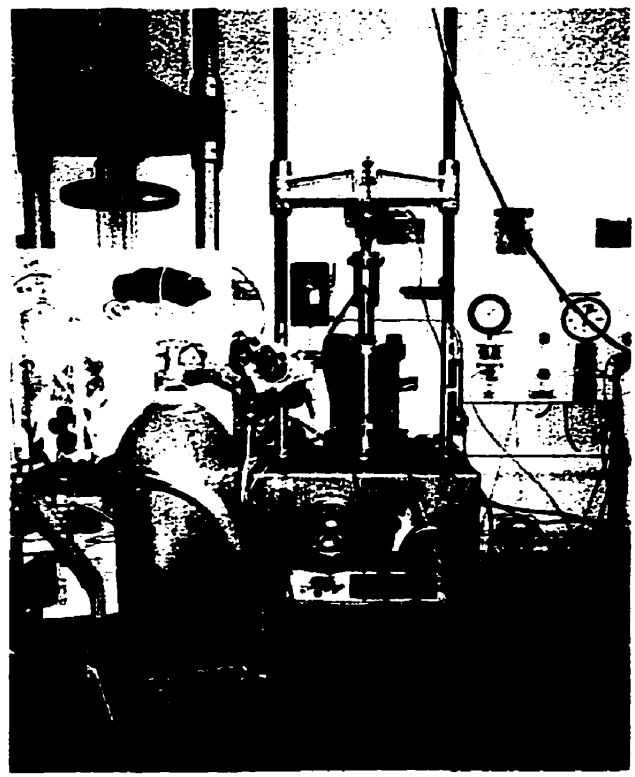


***Figure I.6 :*** *Montage de la cellule de chargement triaxial sur presse*

# - ANNEXE J -

## COURBES DE CHARGEMENT TRIAXIAL – ADHÉSIF STANDARD (MB 200)

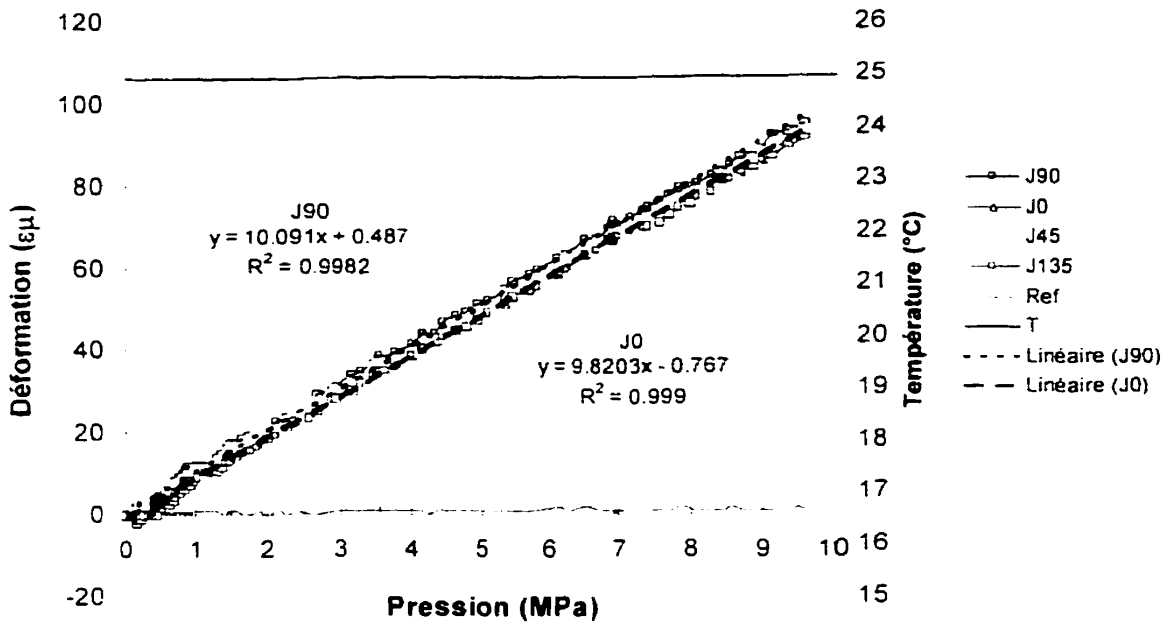



***Figure J.1*** *: Chargement triaxial (MB 200) – $P_z$ = 0 MPa*

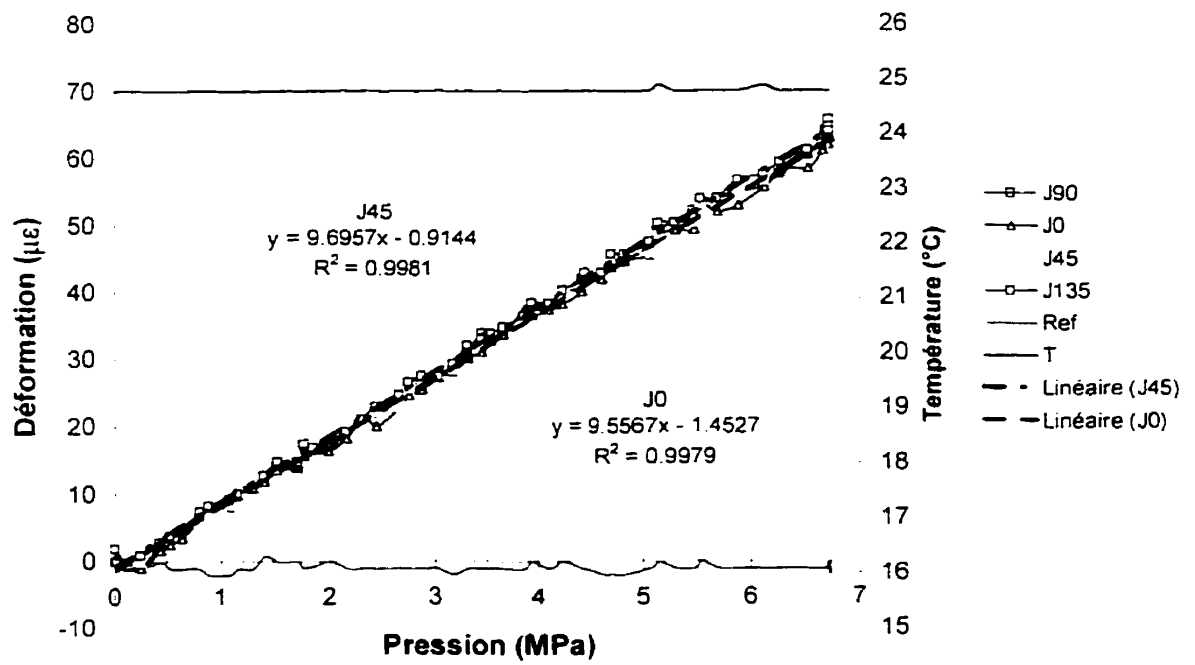



***Figure J.2*** *: Chargement triaxial (MB 200) – $P_z$ = 1.0 MPa*

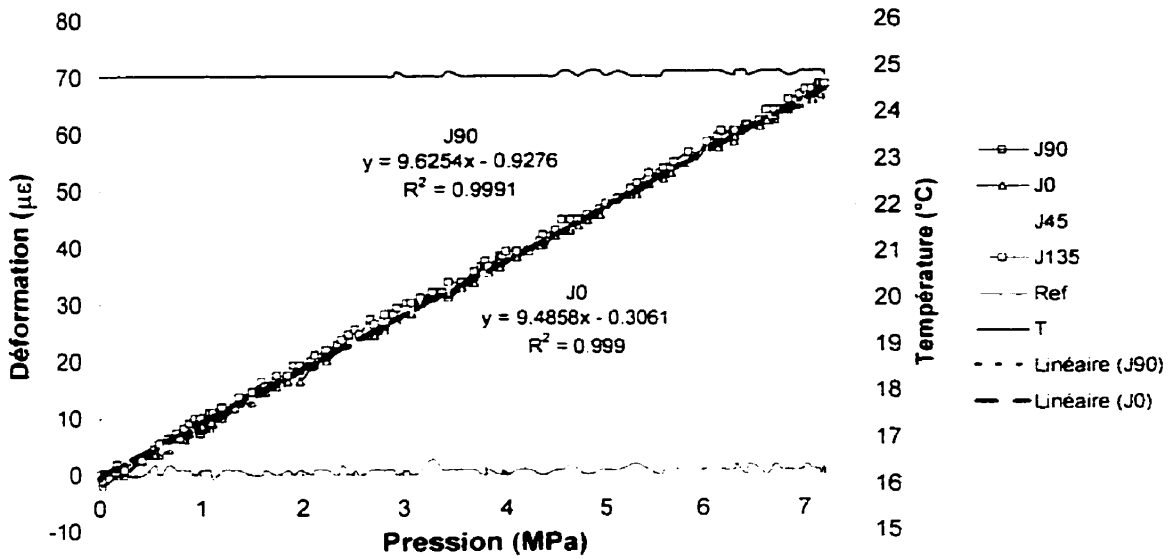



***Figure J.3*** *: Chargement triaxial (MB 200) – $P_z$ = 2.1 MPa*

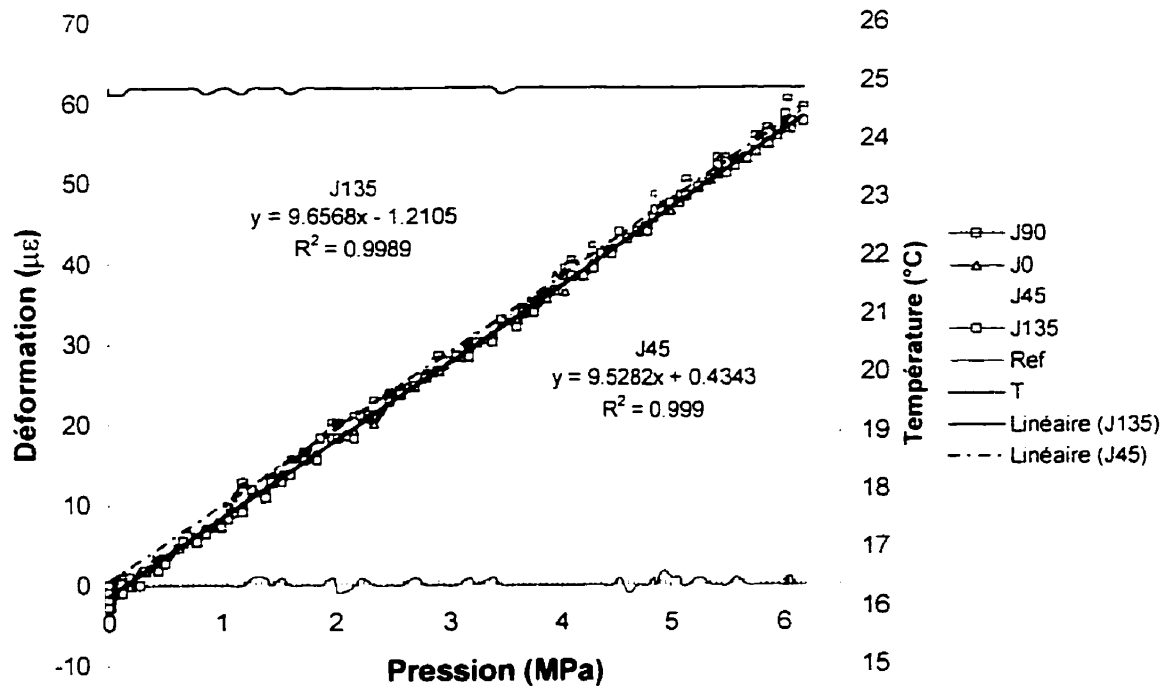



***Figure J.4*** *: Chargement triaxial (MB 200) – $P_z$ = 3.1 MPa*

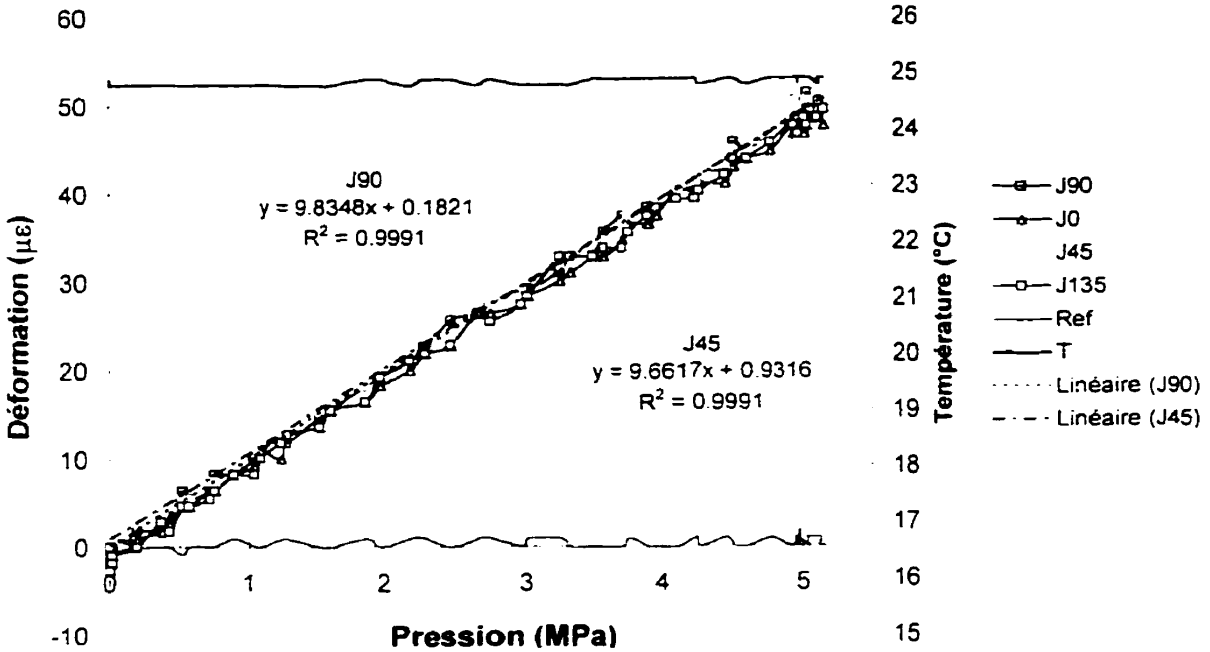



***Figure J.5*** *: Chargement triaxial (MB 200) – $P_z$ = 4,1 MPa*

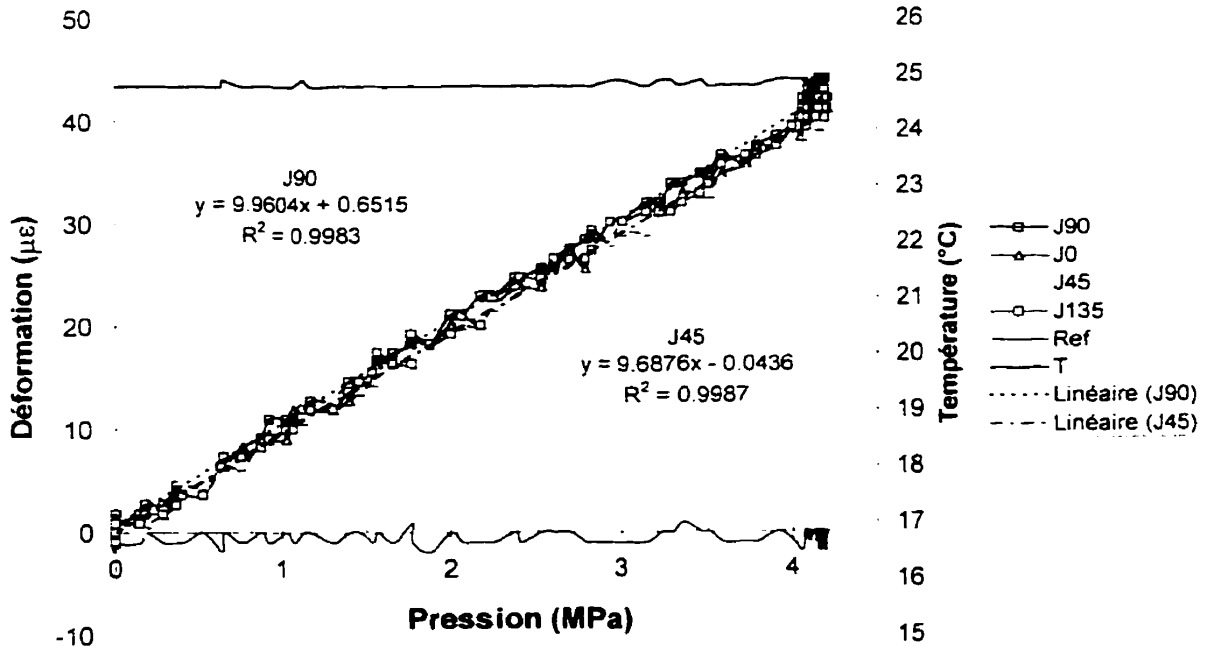



***Figure J.6*** *: Chargement triaxial (MB 200) – $P_z$ = 5,2 MPa*

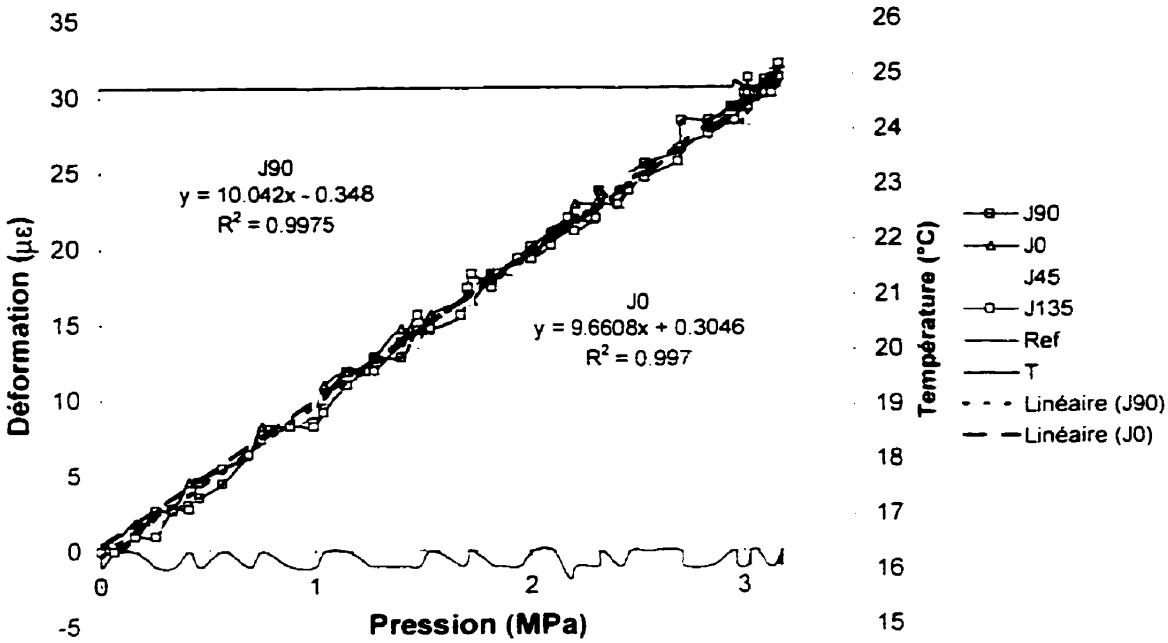



***Figure J.7*** *: Chargement triaxial (MB 200) – $P_z$ = 6.2 MPa*

# - ANNEXE K -

## COURBES DE CHARGEMENT TRIAXIAL – ADHÉSIF RETENU (VERSILOK 410/17)

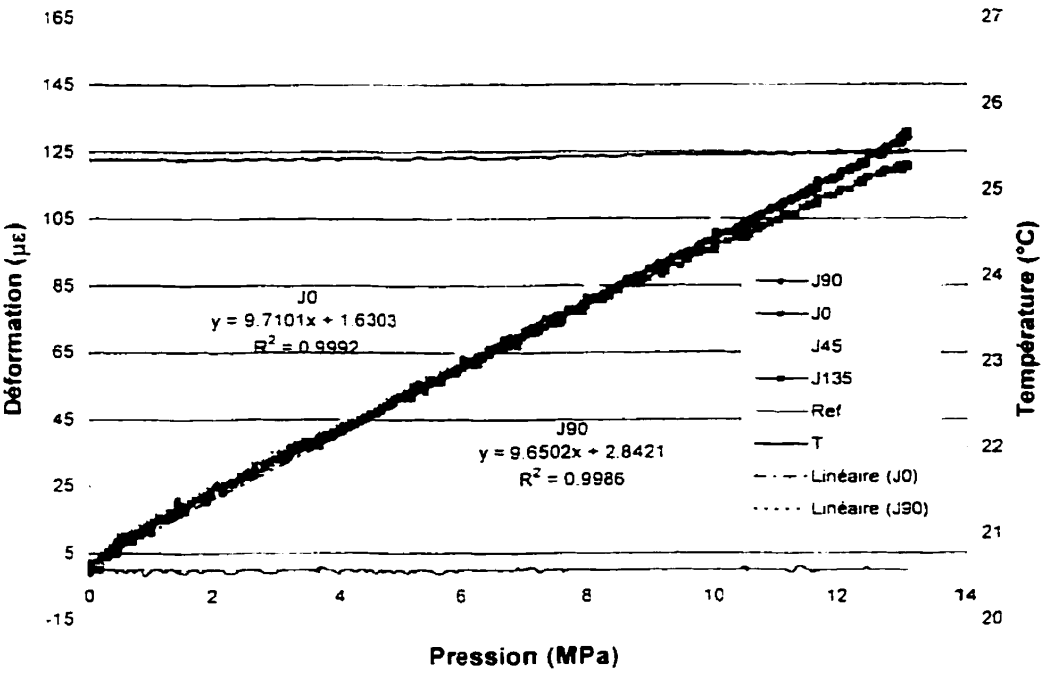



***Figure K.1*** *: Chargement triaxial (Versilok 410/17) – $P_z$ = 0 MPa*

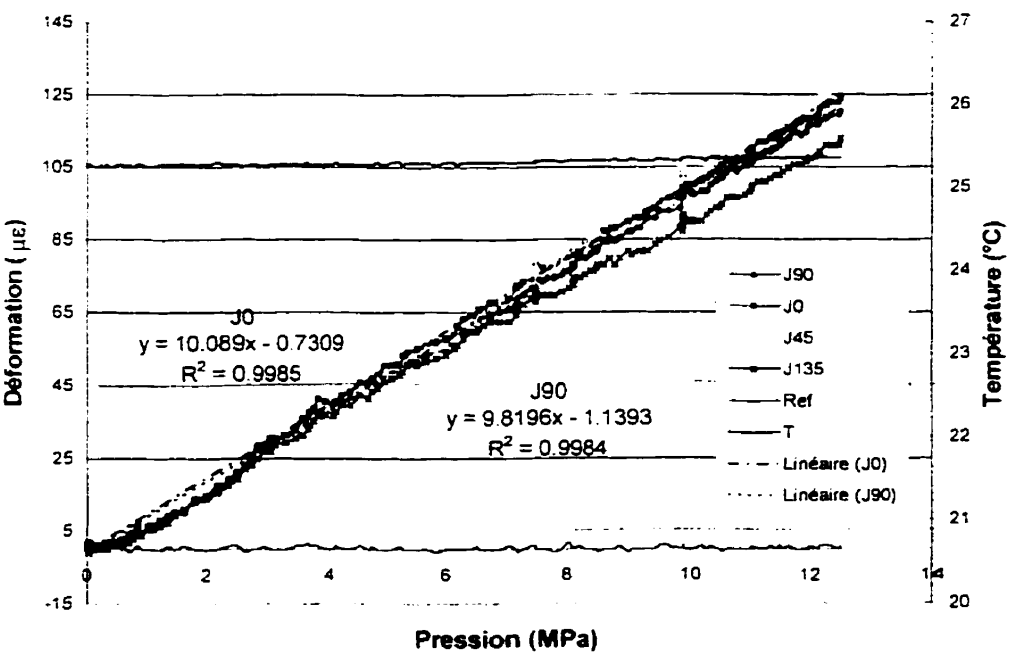



***Figure K.2*** *: Chargement triaxial (Versilok 410/17) – $P_z$ = 2.1 MPa*

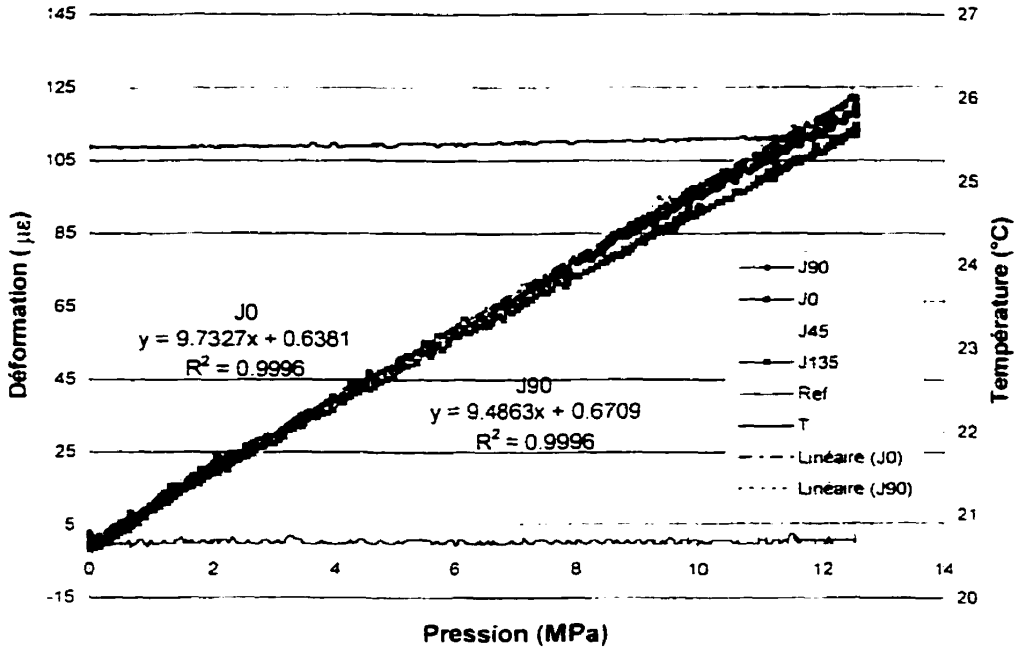



***Figure K.3*** *: Chargement triaxial (Versilok 410/17) – $P_z$ = 4.1 MPa*

# - ANNEXE L -

## CALCULS D'ERREURS RELATIVES SUR LES PROPRIÉTÉS DÉTERMINÉES EN LABORATOIRE

**ESSAIS DE TRACTION DIRECTE**

L'expression de la résistance à la traction est la suivante:

$$\sigma = \frac{F}{A}$$

où :

$F$ = force maximale appliquée

$A$ = section d'application, soit la surface du doorstopper.

L'erreur relative sur $\sigma$ est $\Delta\sigma/\sigma$ où $\Delta\sigma$ représente l'erreur absolue. Par définition on a:

$$\frac{\Delta\sigma}{\sigma} = \frac{\Delta F}{F} + \frac{\Delta A}{A}$$

où :

$F = 113\ N$

$\Delta F = 2{,}25\ N$

$A = \pi r^2$

$\Delta A = 2\pi r \Delta r$

Sachant que $r = 18\ mm$ et $\Delta r = 0{,}05\ mm$

On trouve :

$$\frac{\Delta\sigma}{\sigma} = 2{,}5\%$$

**ESSAIS DE FLEXION**

L'expression de la résistance à la flexion est la suivante:

$$\sigma_{max} = \frac{My_{max}}{I} \text{ avec } M = Fd \text{ et } I = \frac{\pi r^4}{4}$$

où :

$M$ = moment fléchissant

$F$ = force à la rupture

$d$ = longueur du bras de levier

$y_{max}$ = distance maximale à l'axe neutre

$I$ = moment d'inertie pour une section circulaire

r = rayon du « doorstopper »

L'erreur relative sur σ est Δσ/σ où Δσ représente l'erreur absolue. Par définition on a:

$$\frac{\Delta\sigma}{\sigma} = \frac{\Delta N}{N} + \frac{\Delta I}{I}$$

où :

$$N = My_{max} = Fdy_{max}$$

$$\Delta N = \left(\frac{\Delta F}{F} + \frac{\Delta d}{d} + \frac{\Delta y_{max}}{y_{max}}\right)N$$

$$I = \frac{\pi r^4}{4}$$

$$\Delta I = \left(\frac{4\Delta r}{r}\right) I$$

Sachant que :

$F = 35\ N$

$\Delta F = 2,25\ N$

$d = 0,05\ mm$

$\Delta d = 165\ mm$

$y_{max} = r = 18\ mm$

$\Delta y_{max} = \Delta r = 0,05\ mm$

On trouve :

$$\frac{\Delta\sigma}{\sigma} = 7,8\%$$

**ESSAIS DE CHARGEMENT BIAXIAL**

Le module de Young obtenu s'obtient de l'expression suivante :

$$\sigma = E\varepsilon$$

où :

$\sigma$ = contrainte radiale

$\varepsilon$ = déformation radiale

L'erreur relative sur E est ΔE/E où ΔE représente l'erreur absolue. Par définition on a:

$$\frac{\Delta E}{E} = \frac{\Delta\sigma}{\sigma} + \frac{\Delta\varepsilon}{\varepsilon}$$

*A – Montage de la section 2.3.4*

Sachant que :

$\sigma$ = 4500 KPa

$\Delta\sigma$ = 50 KPa

$\varepsilon$ = 50 με

$\Delta\varepsilon$ = 3 με

On trouve :

$$\frac{\Delta E}{E} = 7{,}1\%$$

*B- Montage de la section 3.2.2*

Sachant que :

$\sigma$ = 20 000 **KPa**

$\Delta\sigma$ = 350 **KPa**

$\varepsilon$ = 800 $\mu\varepsilon$

$\Delta\varepsilon$ = 3 $\mu\varepsilon$

On trouve :

$$\frac{\Delta E}{E} = 2{,}1\%$$

**ESSAIS DE COMPRESSION DIAMÉTRALE**

Le coefficient de Poisson s'obtient de l'expression suivante :

$$\nu = -\frac{\varepsilon_t}{\varepsilon_a}$$

où :

$\varepsilon_a$ = déformations axiales

$\varepsilon_t$ = déformations transversales

L'erreur relative sur $\nu$ est $\Delta\nu/\nu$ où $\Delta\nu$ représente l'erreur absolue. Par définition on a:

$$\frac{\Delta\nu}{\nu} = \frac{\Delta\varepsilon_t}{\varepsilon_t} + \frac{\Delta\varepsilon_a}{\varepsilon_a}$$

Sachant que :

$\varepsilon_a = 300\ \mu\varepsilon$

$\Delta\varepsilon_a = 2\ \mu\varepsilon$

$\varepsilon_t = 100\ \mu\varepsilon$

$\Delta\varepsilon_t = 2\ \mu\varepsilon$

On trouve :

$$\frac{\Delta\nu}{\nu} = 4{,}6\%$$

## ESSAIS DE CHARGEMENT TRIAXIAL

Pour une pression hydrostatique donnée, l'erreur relative sur le module de Young (E), s'obtient tel que décrit pour l'essai de chargement biaxial. Soit :

$$\frac{\Delta E}{E} = \frac{\Delta\sigma}{\sigma} + \frac{\Delta\varepsilon}{\varepsilon}$$

Sachant que :

$\sigma$ = 10 341 KPa

$\Delta\sigma$ = 34,5 KPa

- Et que, pour la pression hydrostatique minimale ($P_z$ = 0 KPa) :

$\varepsilon$ = 107 $\mu\varepsilon$

$\Delta\varepsilon$ = 2 $\mu\varepsilon$

On trouve :

$$\left(\frac{\Delta E}{E}\right)_{min} = 2{,}0\%$$

- Et que, pour la pression hydrostatique maximale ($P_z$ = 6 204 KPa) :

$\varepsilon$ = 32 $\mu\varepsilon$

$\Delta\varepsilon$ = 2 $\mu\varepsilon$

On trouve :

$$\left(\frac{\Delta E}{E}\right)_{max} = 6{,}4\%$$

En considérant que l'erreur relative sur E (%) varie de façon linéaire avec $P_z$ (KPa), on obtient l'équation suivante :

$$\left(\frac{\Delta E}{E}\right) = 7{,}092.10^{-3} P_z + 2$$