

Amélioration de l'interprétation des mesures de contrainte par surcarottage : développement d'une nouvelle méthode d'interprétation

K. FOUIAL
M. ALHEIB,
J.-P. PIGUET

Laboratoire de Mécanique
des Terrains, INERIS,
École des Mines de Nancy
Parc de Saurupt
54042 Nancy Cedex

C. TRENTESAUX

ANDRA,
Parc de la Croix-Blanche,
1/7, rue Jean-Monnet,
92298 Châtenay-Malabry

Résumé

La détermination de l'état des contraintes initiales dans un massif rocheux est l'un des problèmes importants et complexes de la géotechnique. La mesure des contraintes par surcarottage est une des méthodes les plus utilisées. Elle est bien adaptée aux roches réputées « dures et saines ». Mais appliquée à des roches ayant un comportement partiellement élastique, elle se heurte à de nombreuses difficultés parmi lesquelles on peut citer le comportement non élastique de la roche, la présence des fractures naturelles ou celles induites par l'opération de surcarottage.

Ces particularités ne permettent pas d'obtenir des mesures de déformation correctes et interprétables en termes de contraintes. Pour y parvenir, on a développé une nouvelle méthode en exploitant les déformations enregistrées au début du surcarottage et dont la présentation constitue l'objet de cet article.

Mots clés : mesure des contraintes, surcarottage, cellule de mesure, lois de comportement, discage, modélisation numérique, éléments finis.

Improvement in the interpretation of stress measurements by use of the overcoring method : development of a new approach

Abstract

The overcoring method is one of the methods the most frequently used in geotechnics for stress measurements. It has been shown to be highly suitable for measuring the stresses in « hard and sound » rocks. But applied to some rock formations and under some local conditions, many overcoring stress measurement campaigns have ended to failure. Interpretation of the measurements by the conventional method produces erroneous results. These failures are due mainly to the worst assumption that the behaviour of the rock is elastic and that a sound core is obtained. So it is impossible to use the interpretative conventional method.

To overcome these problems and in order to determine the stress tensor from deformations recorded under such conditions we have been developed a new method which is based on an analysis of the start of the deformation curves ; this method is the subject of this paper.

Key words : measurement of stresses, overcoring, measurement cell, laws of behaviour, diskings, numerical modelling, finite elements.

Introduction

Dans certains milieux rocheux et sous certaines conditions locales, de nombreuses campagnes de mesures des contraintes par surcarottage se soldent par des échecs. L'interprétation des mesures par la méthode classique donne des résultats incorrects. Ces échecs sont dus essentiellement au comportement de la matrice rocheuse soumise à des conditions de sollicitation (hors du domaine élastique) qui peuvent engendrer par exemple le phénomène de discage au cours de l'opération de surcarottage, ou encore sont dus à la présence d'une forte fracturation naturelle du milieu rocheux. Ces problèmes rendent impossible l'application de la méthodologie classique d'interprétation des essais de surcarottage basée sur l'hypothèse du comportement élastique de la roche et qui suppose aussi l'obtention d'une carotte saine non fracturée. Pour déterminer l'état de contraintes à partir des déformations enregistrées dans de telles conditions, nous avons été amenés à mettre en œuvre une méthode fondée sur l'exploitation du début des courbes de déformation. Dans cet article, on présente d'abord les différentes étapes d'un essai de surcarottage. On rappelle ensuite la méthode classique d'interprétation des mesures obtenues et les facteurs limitant son application. Une nouvelle méthode d'interprétation est mise au point pour contourner ces restrictions. On présente son principe, ses avantages et ses inconvénients et les vérifications nécessaires pour sa validation. Enfin les résultats obtenus sur un cas réel sont présentés.

L'essai de surcarottage

La méthode de mesure des contraintes par la technique de surcarottage consiste à mesurer les déplacements ou les déformations à la paroi d'un sondage lors d'une détente totale des terrains obtenue par carottage coaxial autour du trou de sondage. La figure 1 rappelle les différentes étapes de l'essai de surcarottage (Lee-man, 1971) :

- exécution d'un sondage d'accès en gros diamètre jusqu'à la profondeur à laquelle on désire mesurer les contraintes ;
- prolongement sur 1 m environ par un sondage pilote de plus petit diamètre, coaxial au premier, et mise en place de la cellule de mesure selon une orientation donnée ;
- reprise du sondage en gros diamètre avec un carottier à parois minces, pour venir surcarotter les terrains autour de la cellule de mesure en les libérant de toute contrainte. L'enregistrement des déformations ou des déplacements de la paroi du petit sondage peut se faire en continu avec l'avancement du carottier, ce qui permet de réduire l'échec des essais et facilite l'identification des données erronées (Walton *et al.*, 1985) ;
- à l'issue de cette opération, l'anneau de surcarottage contenant la cellule de mesure est récupéré. On réalise ensuite un essai biaxial sur un échantillon pour déterminer les propriétés géomécaniques de la roche : – module(s) d'Young E – et coefficient(s) de Poisson ν – et son degré d'anisotropie.

L'examen des courbes chargement-déchargement

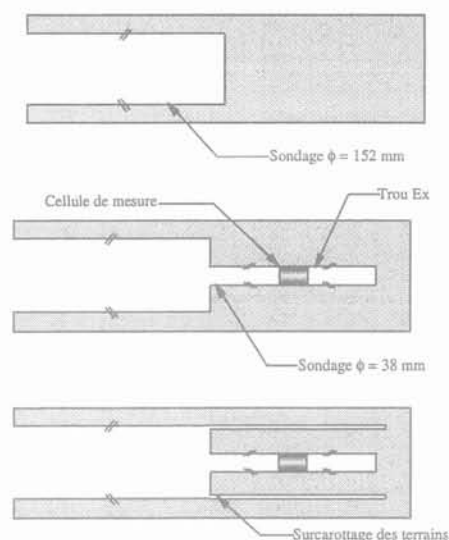


FIG. 1 Les différentes étapes d'un essai de surcarottage.

The various stages in an overcoring test.

de l'essai biaxial permet de s'assurer du bon fonctionnement de la cellule de mesure.

Diverses cellules de mesure ont été développées depuis l'apparition de cette technique. On distingue (Worotnicki, 1993) : les cellules bidirectionnelles telles que le Doorstopper conçue en Afrique du Sud par Lee-man, le BDG (Borehole Deformation Gauge) de l'USBM (United States Bureau of Mines) et les cellules tridirectionnelles telles que la cellule LNEC (Laboratório Nacional de Engenharia Civil), la cellule CSIRO (Council for Scientific and Industrial Research), la cellule CSIRO (Commonwealth Scientific and Industrial Research Organisation). Une présentation assez complète de ces cellules est donnée par (Choquet, 1994).

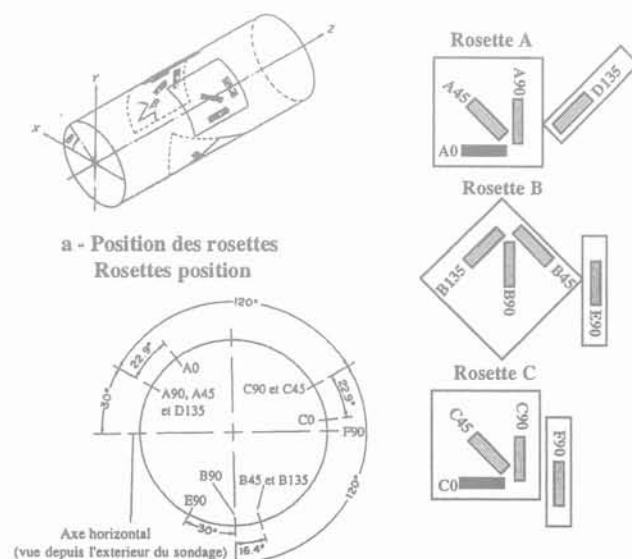


FIG. 2 Géométrie de la cellule CSIRO et sa disposition dans le trou de mesure.
CSIRO cell geometry and its disposition in the measurement borehole.

Théoriquement, un seul essai réalisé avec une cellule tridirectionnelle suffit pour déterminer l'état de contraintes *in situ* tandis qu'avec une cellule bidirectionnelle au moins trois essais, effectués dans des trous différents non parallèles, sont nécessaires. De plus, une cellule tridirectionnelle fournit généralement un certain nombre de mesures redondantes ce qui facilite l'appréciation, sur le terrain, de la précision de la mesure (Cornet, 1981). Elle reflète mieux le comportement spatial des déformations dans le trou et, par là, les contraintes qui en sont déduites. La géométrie de la cellule tridirectionnelle CSIRO est donnée dans la figure 2.

3

Rappel de la méthode classique d'interprétation

La méthode classique de traitement des données issues d'un essai de surcarottage consiste à (Fig. 3) :

- déterminer les déformations issues de la détente totale de la carotte, correspondant aux déformations finales (valeurs « paliers » des courbes) enregistrées en fin d'essai, à partir des 12 jauges de la cellule de mesure fixée en contact du trou central ;
- inverser le système d'équation reliant les déformations relevées aux contraintes recherchées, par la relation :

$$[\varepsilon] = [A] [\sigma] \quad (1)$$

avec : $[\varepsilon]$ vecteur unicolonne des 12 valeurs paliers mesurées, $[\varepsilon] = [\varepsilon_1, \varepsilon_2, \dots, \varepsilon_{12}]^T$

$[\sigma]$ vecteur unicolonne des 6 composantes des contraintes recherchées, $[\sigma] = [\sigma_{xx}, \sigma_{yy}, \dots, \sigma_{yz}]^T$

$[A]$ matrice d'influence 12×6 déterminée par :

$$a_{ij} = \frac{\varepsilon_i}{\sigma_j} \quad (2)$$

où a_{ij} sont les coefficients d'influence dont la valeur correspond à la déformation enregistrée par la jauge i en fonction d'un chargement unitaire σ_j .

Chaque coefficient a_{ij} dépend des paramètres géomécaniques de la roche étudiée (modules d'Young E et coefficients de Poisson ν) ainsi que des paramètres techniques et géométriques de l'expérimentation de surcarottage (diamètres des sondages, position cellule, etc.). On ne dispose d'une solution *analytique* permettant de calculer ces coefficients d'influence qu'en phase de détente totale de la carotte. Cette solution est inspirée de la résolution du problème d'un trou circulaire (problème de Kirsch) dans un milieu élastique soumis à un état de contrainte connu loin du forage. Dans l'annexe 1, on trouve le mode de calcul de ces coefficients ainsi que les déformations des différentes jauges d'une cellule tridirectionnelle pour un milieu continu et isotrope.

Pour les milieux élastiques anisotropes, des développements mathématiques ont été effectués ces dernières années et ont prouvé leur efficacité (Amadei, 1983 ; Van Heerden, 1983).

Néanmoins, l'application de cette méthode repose essentiellement sur la validité de l'hypothèse de comportement élastique linéaire de la roche au cours de l'opération de surcarottage et l'obtention d'une carotte saine non fracturée à l'issue de l'opération de surcarottage.

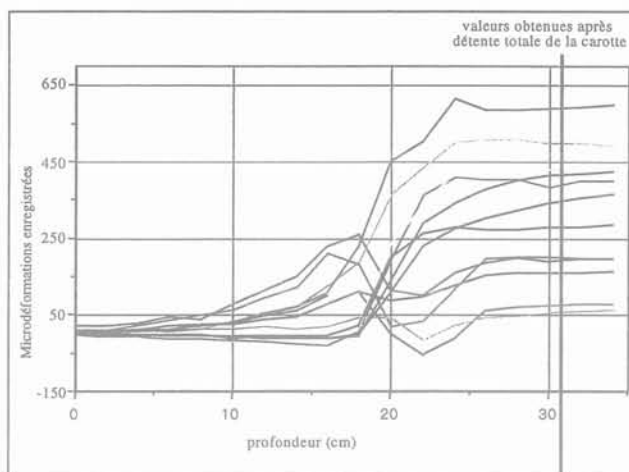


FIG. 3 Déformations utilisées par la méthodologie classique d'interprétation. Deformations used by conventional interpretation methodology.

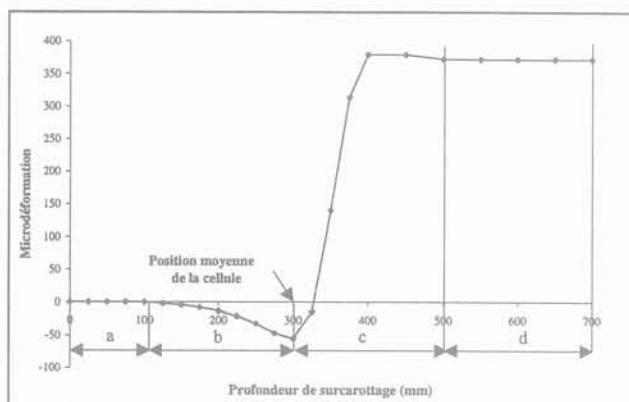


FIG. 4 Les différentes situations enregistrées au cours de l'opération de surcarottage. The various situations recorded during the overcoring operation.

La figure 4 représente les différentes situations rencontrées par la carotte au cours de l'opération de surcarottage. On distingue :

- la phase a : le surcarottage n'a pas encore atteint le domaine de mesure ;
- la phase b : la surcontrainte provoquée par la saignée du surcarottage et qui la précède, atteint le domaine de mesure, la déformation transitoire enregistrée est due à un chargement ;
- la phase c : la détente de la carotte évolue progressivement et la déformation transitoire enregistrée résulte à la fois d'un chargement initial et d'un déchargement partiel ;
- la phase d : la détente de la carotte est complète ; la déformation finale enregistrée cette fois-ci résulte d'un chargement et d'un déchargement complet.

Dans les phases de déchargement (phases c et d), le comportement non élastique de la roche peut apparaître après le passage du carottier au niveau de la cellule de mesure. C'est le cas de certaines roches argileuses ou marneuses.

Toutefois, certains facteurs limitent ou même empêchent l'application de la méthode classique décrite ci-dessus.

4

Facteurs limitant l'application de la méthode classique d'interprétation

La méthode classique d'interprétation des essais de surcarottage est basée sur :

- une carotte saine (absence de fractures) à l'issue de l'opération de surcarottage ;
- l'hypothèse du comportement élastique de la roche.

Malheureusement, les phénomènes suivants limitent l'application de cette méthode et par conséquent obligent parfois l'opérateur à abandonner les mesures.

4.1

Présence de fractures naturelles

Un essai de surcarottage réalisé dans un milieu rocheux très fracturé ne permet pas d'obtenir des mesures correctes et interprétables (Cornet, 1981 ; Worotnicki, 1993), en particulier si la cellule de mesure est entourée par un ou plusieurs plans de fractures. C'est pourquoi, lors de l'essai, il est recommandé de faire un examen endoscopique du sondage de petit diamètre avant la mise en place de la cellule de mesure car il permet d'avoir une idée de l'intensité de la fracturation du milieu et par conséquent de choisir la position optimale de la cellule. Cette dernière dépend du type de cellule choisi (répartition des jauges). Ainsi pour pouvoir réaliser un essai interprétable avec une cellule tridirectionnelle (CSIRO ou CSIR) dans un milieu fracturé, il faut arriver à isoler une carotte saine ayant une longueur minimale de 200 mm (Worotnicki, 1993). En revanche, si on utilise le Doorstopper, qui est mieux adapté au cas de massif fracturé, il est évident que le positionnement favorable est plus facile à choisir.

Ajoutons que la présence des fractures réduit la qualité du collage des cellules de mesure du fait qu'elle augmente la circulation des fluides.

4.2

Phénomène de discage

C'est un phénomène rencontré assez souvent dans les campagnes de mesures. Il s'agit de la formation de rondelles ou disques généralement en forme de ménisque au cours de l'opération de carottage ou de surcarottage. La morphologie et la dimension de ces disques sont reliées, entre autres, aux concentrations de contraintes induites. L'épaisseur de ces disques est à peu près inversement proportionnelle à l'intensité des contraintes (Fairhurst, 1986 ; Moudafi, 1986).

Le mécanisme de rupture de la carotte dépend non seulement de l'état des contraintes initiales mais également du mode de foration (Kutter, 1991). Pour Cornet (1981), le discage est le résultat de l'apparition de contraintes de traction parallèles à l'axe de forage. Si ces

contraintes de traction sont suffisamment intenses, elles peuvent donner lieu au phénomène de discage. Si elles sont faibles, elles peuvent simplement ouvrir des microfissures préexistantes ou mal cimentées. L'orientation du trou de sondage conditionne sa stabilité et par conséquent le succès de l'essai ; un trou réalisé perpendiculairement à la contrainte principale majeure peut induire davantage de microfissuration (Martin *et al.*, 1991). Une mauvaise adaptation ou utilisation du matériel de foration (mauvais équilibrage et battement du train de tiges, coincement de la couronne de foration...) favorise également le développement et la propagation des fissures et peut donner lieu au phénomène de discage.

Dans tous les cas, la présence des fractures d'origine naturelle ou induites par les opérations de foration ne permet pas d'avoir le palier de stabilisation correspondant à la détente complète de la carotte (Cai *et al.*, 1991), (Worotnicki, 1993), (Cai *et al.*, 1995) ce qui rend impossible l'emploi de la méthode classique d'interprétation. Cependant, lors de l'opération de surcarottage, le phénomène de discage ne s'observe qu'à partir d'une certaine profondeur de surcarottage, permettant ainsi l'obtention de déformations transitoires représentatives au début de l'essai.

4.3

Comportement de la roche

L'hypothèse du comportement élastique linéaire des roches n'est pas toujours valable. En effet, de nombreuses roches n'obéissent pas à ce comportement du fait de leur composition minéralogique, de leur hétérogénéité ou de la présence des microfissures (Corthésy *et al.*, 1993), ce qui se traduit par des comportements plastiques et/ou visqueux. Ceci diminue la fiabilité des résultats obtenus (Worotnicki, 1993) ou peut même conduire à des résultats erronés.

Le comportement de la roche peut être identifié par l'analyse du diagramme (σ, ϵ) obtenu lors de l'essai biaxial. La sortie du domaine élastique de la roche peut ne s'effectuer qu'à un certain stade de déroulement de l'essai lorsque les déformations enregistrées dépassent le seuil élastique de la roche dans les phases de déchargement (phases c et d). Dans ce cas l'application de la méthode classique conduit à des résultats erratiques.

4.4

Facteurs techniques

L'utilisation de la méthode classique d'interprétation suppose que l'essai de surcarottage s'est déroulé dans de bonnes conditions jusqu'à la fin. Malheureusement, plusieurs facteurs techniques (coincement du train de tiges, coupures soudaines des fils conducteurs, mauvaise adaptation du mode de foration, etc.) conduisent à l'interruption de l'essai, et par conséquent à des surcoûts.

Cependant, dans la plupart des cas, malgré l'existence des facteurs mentionnés ci-dessus, on arrive à enregistrer des déformations partielles jusqu'à une certaine profondeur de surcarottage. Comme cette remarque est valable pour presque toutes les situations d'essais non interprétables par la méthode classique, nous avons donc à exploiter, les déformations partielles (ou transitoires).

Détermination du tenseur de contraintes à partir des déformations transitoires

Il s'agit d'améliorer la méthode d'interprétation des déformations en intégrant, outre les informations relatives à la détente totale de la carotte, l'ensemble de l'information non utilisée à ce jour et contenue dans les courbes enregistrées, dès le début de la mise sous pression de la cellule par le surcarottage.

L'exploitation de la partie des courbes correspondant aux premières phases des déformations mesurées, ou déformations transitoires, présente beaucoup d'intérêt pour les raisons suivantes :

- 1) la roche au niveau des jauges subit une phase de compression (chargement), alors que les déformations finales correspondent à un comportement de la roche résultant d'un chargement-déchargement d'amplitude très supérieure, susceptible de conduire dans le domaine plastique ;
- 2) les déformations (significatives) mesurées avant le passage du carottier sur la cellule sont faibles, comparées à celles obtenues à la fin de l'essai. Dans ce cas, elles peuvent correspondre à une phase de comportement réversible de la roche, c'est-à-dire que la roche reste dans le domaine élastique ;
- 3) en cas de discage de la tête de carotte lors de l'opération de surcarottage, on peut interpréter les déformations enregistrées avant l'amorce du phénomène de discage ou avant l'apparition des fractures.

5.1

Présentation de la méthode préconisée

Pour une étape donnée **d'avancement j** du carottier au cours de l'opération de surcarottage, il est possible d'estimer des contraintes initiales à partir du tenseur des **déformations mesurées** $[\epsilon]_j$ à cette étape, à condition de déterminer la **matrice d'influence** $[A]_j$ propre à cette étape j. Celle-ci peut être estimée grâce aux méthodes numériques permettant une simulation de l'opération de surcarottage, dans les conditions paramétriques (géométrie, propriétés mécaniques) similaires à celles qui existent *in situ* (Fig. 5).

En effet, à chaque pas de surcarottage C_j , la déformation enregistrée par la **jauge i** est une **combinaison linéaire** liant cette déformation au tenseur des contraintes initiales. Cette relation peut se formaliser simplement par :

$$\epsilon_{ij} = a_{ij1} \cdot \sigma_{xx} + a_{ij2} \cdot \sigma_{yy} + a_{ij3} \cdot \sigma_{zz} + a_{ij4} \cdot \sigma_{yz} + a_{ij5} \cdot \sigma_{zx}$$

sous forme réduite

$$\epsilon_{ij} = \sum_{k=1}^{k=6} a_{ijk} \cdot \sigma_k$$

avec : ϵ_{ij} : déformation mesurée par la jauge i au pas de surcarottage C_j ;

$[\sigma] = [\sigma_1, \sigma_2, \dots, \sigma_6]^T = [\sigma_{xx}, \sigma_{yy}, \sigma_{zz}, \sigma_{xy}, \sigma_{yz}, \sigma_{zx}]^T$: tenseur des contraintes recherché ;

$a_{ij1}, a_{ij2}, \dots, a_{ij6}$: coefficients d'influence dépendant des caractéristiques géométriques de l'essai, notamment

l'avancement du carottier, et des caractéristiques géométriques de la roche.

Puisque l'on travaille sous l'hypothèse de l'élasticité linéaire, on peut appliquer le principe de superposition des déformations. Ainsi, chaque coefficient a_{ijk} peut être déterminé par simulation numérique de l'essai de surcarottage, à condition de charger le modèle avec un tenseur ayant un seul terme σ_k non nul et affecté d'une valeur unitaire. Ainsi par exemple, si on veut déterminer les coefficients des douze jauges correspondant à la contrainte unitaire σ_{xx} et au pas de surcarottage C_j , on chargera notre modèle avec le tenseur suivant : $[1, 0, 0, 0, 0, 0]^T$. On refait la même opération pour les six termes du tenseur.

On détermine donc, pour une étape d'avancement j, et pour chaque jauge i les coefficients d'influence a_{ijk} sous la forme du vecteur $[a]_{ij} = [a_{ij1}, a_{ij2}, a_{ij3}, a_{ij4}, a_{ij5}, a_{ij6}]$, dont les termes sont égaux aux valeurs de ϵ_{ij} particulières calculées successivement pour chacun de ces chargements.

Soit $[A]_j$ la matrice des coefficients d'influence correspondant à l'ensemble des 12 jauges i. Pour obtenir le tenseur des contraintes initiales $[\sigma]$, il suffit de résoudre le système matriciel suivant :

$$[\epsilon]_j = [A]_j [\sigma] \quad (4)$$

où :

$[\epsilon]_j$ est le vecteur unicolonne des déformations mesurées à l'étape d'avancement j par l'ensemble des jauges i de la cellule, $1 \leq i \leq 12$;

$[\sigma]$ est le vecteur unicolonne des contraintes recherchées $[\sigma_{xx}, \sigma_{yy}, \sigma_{zz}, \sigma_{xy}, \sigma_{yz}, \sigma_{zx}]^T$;

$[A]_j$ est la matrice (12 x 6) des coefficients d'influence.

Dans le cas où la course d'avancement du carottier, qui est égale à la somme des pas d'avancement précédant C_j , est largement supérieure à la distance de position de la cellule de mesure, $[\epsilon]_j$ est le vecteur des déformations totales correspondant aux valeurs paliers classiquement utilisées. La matrice $[A]_j$ déterminée numériquement est alors égale à la matrice $[A]$ résolue dans la méthode classique.

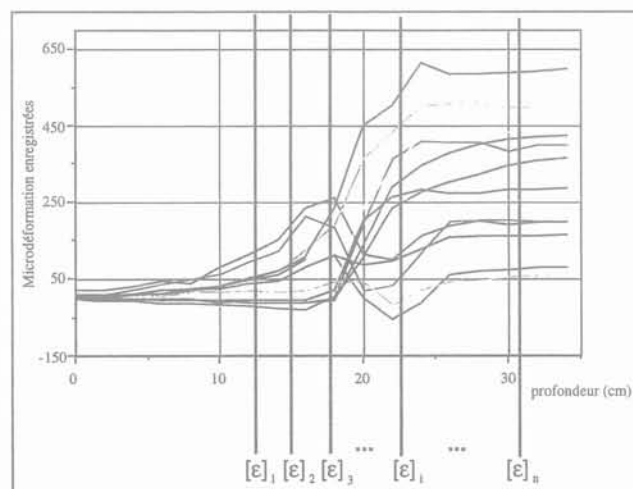


FIG. 5 Déformations utilisées dans la nouvelle méthodologie d'interprétation.
Deformations used in the new interpretation methodology.

On peut généraliser cette approche en discréditant l'ensemble des 12 courbes de déformation enregistrées par les douze jauges de la cellule lors d'un essai de surcarottage par un nombre **N d'étapes d'avancement**.

La démarche devient alors la suivante :

- 1) on fixe N étapes d'avancement j judicieusement placées sur les 12 courbes de déformations mesurées ;
- 2) on détermine numériquement les matrices d'influence $[A]_j$ ($1 \leq j \leq N$) par une modélisation tridimensionnelle. La méthode employée est celle des éléments finis. Six simulations numériques sont nécessaires pour chaque étape j , soit $6 \times N$ calculs ;
- 3) relevé des mesures de déformations pour chaque étape d'avancement j ;
- 4) inversion du système d'équations (4) reliant les déformations mesurées et les contraintes recherchées.

Pour chaque avancement j choisi, on dispose d'une part d'une matrice des coefficients d'influence $[A]_j$ et, d'autre part, des mesures de déformation à la même profondeur de surcarottage $[e]_j$.

La résolution de ce système peut se faire soit par la méthode des moindres carrés soit par la méthode combinatoire. On obtient ainsi le tenseur moyen des contraintes initiales avec ses écarts-types (dus à la variation des douze mesures effectuées).

Il est nécessaire d'écarter les mesures qui semblent peu fiables. Pour cela on doit pouvoir :

- éliminer une ou plusieurs étapes d'avancement où les déformations mesurées ne sont pas représentatives à cause, d'une part, de l'effet de la pression du carottier au cours de l'opération de surcarottage (Fouial *et al.*, 1996) et, d'autre part, de l'influence de la position de la cellule de mesure (Hooker, *et al.*, 1973) ;
- éliminer une ou plusieurs mesures effectuées à la même profondeur de surcarottage.

6

Vérification de la nouvelle méthodologie

La validation de cette nouvelle méthode sur un cas réel passe au préalable par une série de vérifications avec les outils utilisés :

- le progiciel de calcul par éléments finis CESAR-LCPC pour simuler l'essai de surcarottage ;
- le programme de calcul des déformations en coordonnées cylindriques à partir des déplacements et des contraintes obtenus par la simulation numérique ;
- le programme d'inversion du système linéaire et d'analyse statistique des mesures effectuées.

Les figures 6 et 7 représentent respectivement les dimensions et les conditions aux limites choisies ainsi que le maillage construit.

Plusieurs étapes ont été réalisées dans le but de vérifier pour une roche isotrope quelconque, la méthode d'inversion du système linéaire $[e]_j = [A]_j [\sigma]$.

La démarche consiste à calculer les déformations des jauges sous l'action d'un tenseur connu résultant d'une simulation numérique de l'essai de surcarottage. Les déformations ainsi obtenues représentent les données du programme d'inversion.

Cette vérification a été effectuée pour deux pas d'avancement représentant une étape intermédiaire

(175 mm) et l'étape finale de l'essai de surcarottage (600 mm). Le tenseur suivant a été choisi :

$$[\sigma] = [\sigma_{xx}, \sigma_{yy}, \sigma_{zz}, \sigma_{xy}, \sigma_{yz}, \sigma_{zx}]^T$$

$$[\sigma] = [-16,26, -26,68, -9,68, +3,89, +4,47, -0,01]^T \text{ en Mpa.}$$

C'est un tenseur déterminé par la méthode classique à partir des essais de surcarottage réalisés au laboratoire souterrain SKB - Äspö en Suède (Litterbach *et al.*, 1994).

La modélisation numérique a été effectuée pour une roche isotrope ayant les caractéristiques suivantes :

- un module d'Young $E = 69\,500 \text{ MPa}$;
- un coefficient de Poisson $\nu = 0,4$.

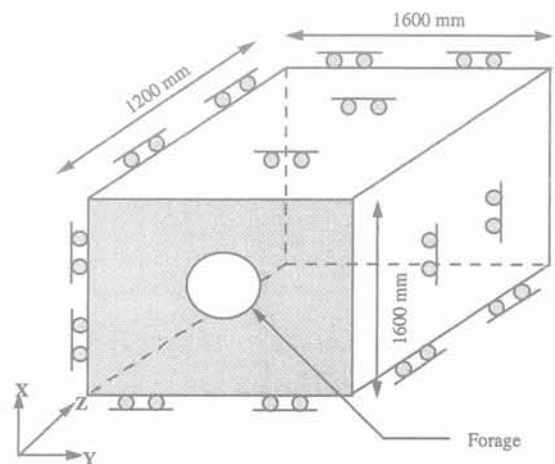


FIG. 6. Dimensions du modèle et les déplacements imposés $U = V = W = 0$.
Dimensions of the model and the displacements imposed $U = V = W = 0$.

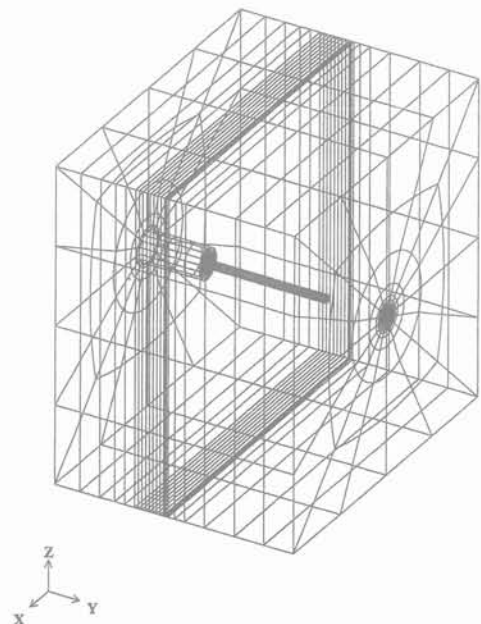


FIG. 7. Maillage construit avec le code d'éléments finis CESAR.
Mesh created with the CESAR finite elements code.

Trois calculs numériques ont été réalisés à savoir :

- 1) un calcul d'initialisation de l'état des contraintes ;
- 2) un second calcul correspondant à une *étape intermédiaire* où la profondeur de surcarottage est égale à 175 mm et située avant la position de la cellule de mesure CSIRO (zone des déformations transitoires où on a une détente partielle de la roche) ;
- 3) un troisième calcul correspondant à l'*étape finale* de l'essai avec une profondeur de surcarottage égale à 600 mm (zone des déformations finales où on a une détente complète de la roche).

Les déformations des « jauges » ont été calculées à partir des contraintes aux nœuds correspondant à la position exacte des différentes jauges de la cellule et comparées à celles déterminées par les formules analytiques données dans l'annexe 1. Les erreurs relatives obtenues sont très faibles et ne dépassent pas 5 %. Ceci montre que le modèle réalisé en 3D avec le logiciel CESAR-LCPC et le programme de calcul des déformations des jauges fournissent des résultats satisfaisants pour calculer la matrice des coefficients d'influence $[A]_{ij}$.

A l'aide du programme d'inversion, l'état des contraintes a été déterminé par :

- la méthode classique en utilisant les déformations correspondant à la phase finale de l'essai ;
- la nouvelle méthode et ceci pour les deux étapes intermédiaires et finale.

Le tableau I montre les résultats obtenus pour le tenseur mentionné ci-dessus. On constate que les tenseurs obtenus en utilisant la nouvelle méthodologie d'interprétation sont identiques pour les deux étapes. Ils sont également très proches du tenseur obtenu par la méthode classique.

De plus, la méthode de dépouillement et d'interprétation donne exactement le tenseur appliqué au modèle numérique.

7

Validation sur un cas réel

7.1

Présentation de l'essai choisi

Après la mise au point de la méthode et les vérifications nécessaires sur les outils utilisés, une qualification sur un cas réel est nécessaire. Pour ce faire, l'essai à choisir nécessite que :

- 1) la roche ait un comportement élastique linéaire pendant les premières phases de l'essai ;
- 2) l'essai de surcarottage soit réalisé avec succès au moins jusqu'à une certaine profondeur de surcarottage ;
- 3) le relevé des déformations soit effectué avec soin sur toute la profondeur de surcarottage. Un enregistrement en continu de ces déformations est souhaitable.

Notre choix s'est porté sur un essai réalisé par la société australienne MINDATA PTY. LTD connue dans le domaine des mesures des contraintes.

Lors d'une de ses campagnes de mesure, plusieurs essais de surcarottage ont été réalisés dans un milieu

TABEAU I

Vérification de la méthode mise au point dans le cas d'un tenseur quelconque.

Verification of the method used in the case of a real tensor.

Tenseur appliqué (MPa)	Tenseur restitué par la :		
	Méthode classique (MPa)	Nouvelle méthode (MPa)	
	Phase finale	Phase intermédiaire	Phase finale
σ_{xx}	- 16,26	- 16,26	- 16,26
σ_{yy}	- 26,68	- 26,29	- 26,68
σ_{zz}	- 9,68	- 9,69	- 9,68
τ_{xy}	3,89	3,88	3,89
τ_{yz}	4,47	- 4,46	4,47
τ_{zx}	- 0,01	- 0,001	0

granitique dans le but de mesurer les contraintes induites dans un pilier de mine (Walton, 1995). De plus ces essais se sont avérés être de très bonne qualité.

Les données de l'essai choisi sont complètes (cf. Fig. 8) et permettent ainsi de réaliser la validation de la nouvelle méthode d'interprétation de l'essai de surcarottage.

Les caractéristiques géométriques de l'essai choisi sont :

- diamètre du trou d'accès : 156 mm ;
- diamètre du trou de mesure : 38 mm ;
- la cellule utilisée est la cellule tridirectionnelle CSIRO ayant douze jauges de déformations ;
- position moyenne de la cellule : 250 mm ;
- distances de prise des mesures : chaque mesure de déformation a été réalisée avec un pas d'avancement de 5 mm ;
- direction du trou : 359,2 ;
- pendage du trou :

Les propriétés mécaniques de la roche déterminées par l'essai biaxial sont :

- une roche isotrope à comportement élastique linéaire ;
- un module d'Young $E = 52\,400$ MPa ;
- un coefficient de Poisson $\nu = 0,311$.

7.2

Résultats obtenus

Le modèle construit avec le logiciel CESAR-LCPC en 3D tient compte de la géométrie spécifique de l'essai et des pas de surcarottage choisis *in situ*. Au total quinze pas d'avancement ont été simulés.

Pour chaque pas de surcarottage, six calculs ont été effectués correspondant aux six termes du tenseur des contraintes pour déterminer chaque matrice des coefficients d'influence $[A]_{ij}$. Chaque calcul donne 12 termes de cette matrice, qui contient au total 6×12 termes.

Les calculs numériques ont permis de constituer la matrice d'influence pour les quinze pas d'avancement du carottier.

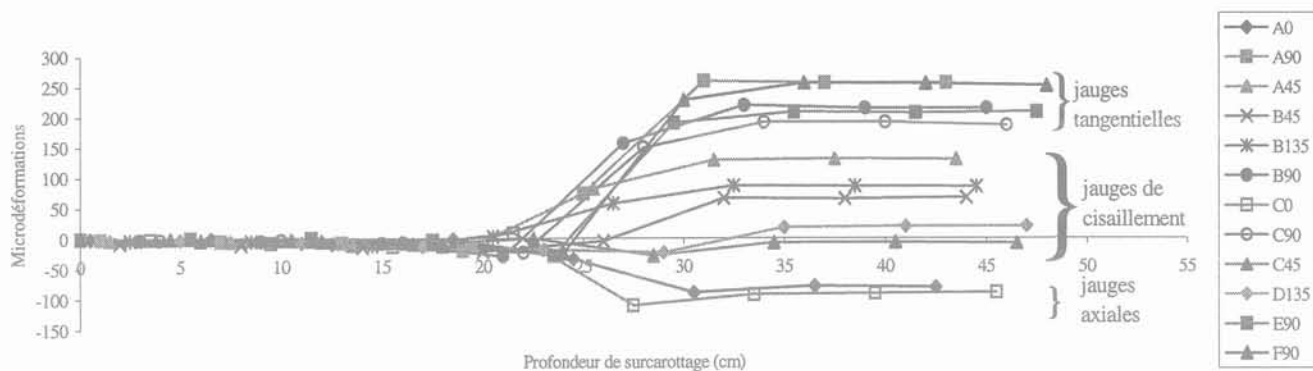


FIG. 8 Courbes de déformation obtenues par des mesures in situ.
Deformations curves obtained by in situ measurements.

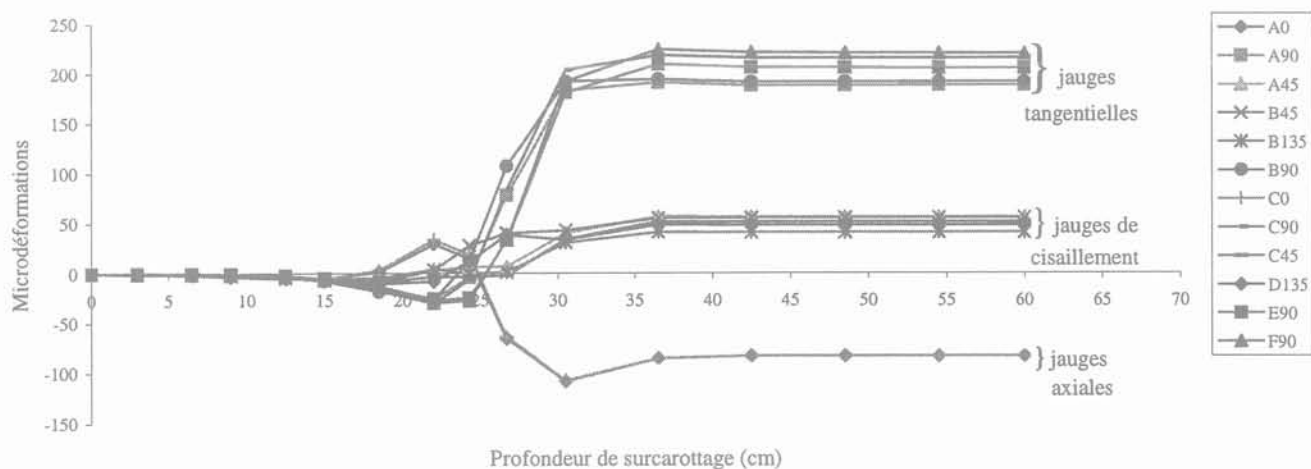


FIG. 9 Courbes de déformation obtenues par la modélisation numérique.
Deformations curves obtained by the numerical modelling.

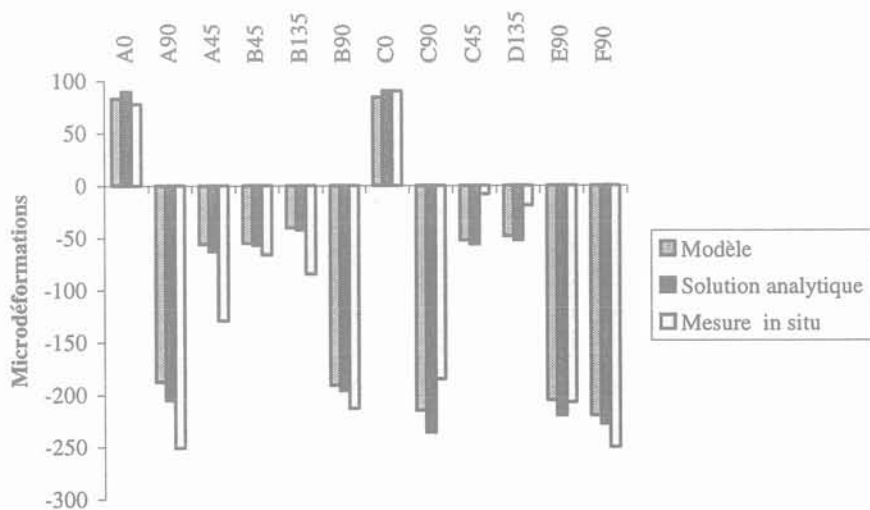


FIG. 10 Comparaison des déformations obtenues par la modélisation numérique, la solution analytique et celles mesurées in situ.
Deformations obtained by numerical modelling, analytical solution and those measured in situ.

Nous avons également simulé l'essai de surcarottage en prenant comme tenseur de chargement appliqué au modèle le tenseur des contraintes obtenu par la méthode classique d'interprétation à partir des déformations finales.

Dans la suite de cet article nous appellerons le tenseur déterminé par la méthode classique le tenseur de référence.

La figure 9 présente les courbes des déformations obtenues en utilisant le tenseur de référence comme tenseur de chargement initial. On constate que les allures des courbes obtenues par la modélisation tridimensionnelle avec le code CESAR-LCPC sont semblables à celles enregistrées *in situ* malgré la dispersion de ces dernières. La figure 10 compare les déformations finales des douze jauges obtenues par la modélisation numérique, la solution analytique provenant du

tenseur de référence ainsi que les valeurs mesurées *in situ*. On peut noter un grand écart pour les jauges A45, B135, C45, D135. Ces dernières sont censées mesurer à la fois les déformations axiales ϵ_z , tangentielles ϵ_θ et de cisaillement $\gamma_{\theta z}$.

A partir des déformations obtenues *in situ*, nous avons calculé le tenseur des contraintes pour deux étapes d'avancement du carottier :

- une étape se situant à 185 mm avant la position de la cellule de mesure ;
- la deuxième étape correspond à la partie finale des courbes à 425 mm.

Pour les deux étapes, nous avons calculé, à l'aide du programme de résolution du système linéaire $[e]_i = [A]_i [\sigma]$, la valeur moyenne m et l'écart-type Δ de chaque composante du tenseur des contraintes.

TABEAU II Contraintes calculées pour deux étapes d'avancement 185 mm et 425 mm.
m : valeur moyenne de la contrainte en MPa.
 Δ : écart-type de la contrainte en MPa.
Stresses calculated for two advancement steps 185 mm et 425 mm.
m : mean value of the stress component (MPa).
 Δ : standard deviation of the stress component (MPa).

composante du tenseur	Tenseur restitué (MPa)					
	Nouvelle méthode				Méthode classique	
	à 185 mm		à 425 mm		Phase finale	
	m	Δ	m	Δ	m	Δ
σ_{xx}	6,20	0,57	5,96	0,18	5,56	0,15
σ_{yy}	- 2,07	0,37	- 1,36	0,39	- 1,33	0,37
σ_{zz}	6,10	0,66	6,62	0,19	5,12	0,15
σ_{xy}	2,12	1,02	- 0,09	0,17	- 0,11	0,15
σ_{yz}	- 1,15	1,45	0,82	0,21	- 0,53	0,17
σ_{zx}	0,77	0,41	0,45	0,12	- 0,28	0,09

TABEAU III Contraintes principales calculées pour deux étapes d'avancement 185 mm et 425 mm.
Principal stresses calculated for two advancement steps 185 mm and 425 mm.

Intensité de la contrainte principale (MPa)	Tenseur restitué		
	Nouvelle méthode		Méthode classique
	à 185 mm	à 425 mm	Phase finale
σ_1	7	6,9	5,72
σ_2	6	5,76	5
σ_3	- 2,81	- 1,44	- 1,4

Pendage de la contrainte principale (°)	Tenseur restitué		
	Nouvelle méthode		Méthode classique
	à 185 mm	à 425 mm	Phase finale
σ_1	31,82	64,63	65
σ_2	56,78	24,58	32
σ_3	8,56	5,87	4

Azimut de la contrainte principale (°)	Tenseur restitué		
	Nouvelle méthode		Méthode classique
	à 185 mm	à 425 mm	Phase finale
σ_1	261	258,5	262
σ_2	62	93,7	93
σ_3	19	1	1

Les tableaux II et III rassemblent les résultats de deux pas d'avancement ainsi que le tenseur de référence déterminé avec la méthode classique d'interprétation basée sur les déformations finales.

On constate que les deux tenseurs de contraintes calculés sont comparables pour les deux étapes intermédiaire et finale. Les contraintes (σ_{xx} et σ_{zz}) sont bien estimées par rapport au tenseur de référence.

L'écart maximal pour ces deux composantes par rapport à celles déterminées par la méthode classique est égal à 19 %.

La contrainte σ_{yy} et les contraintes de cisaillement ont été estimées par la nouvelle méthode avec des écarts plus importants. Leur influence est nettement observable sur les orientations des contraintes principales. Cela s'explique, d'une part, par un tenseur dont certaines contraintes sont des tractions et, d'autre part, par des contraintes de cisaillement très faibles, proches de zéro.

Ces résultats montrent que la nouvelle méthodologie d'interprétation des essais de surcarottage permet de déterminer le tenseur des contraintes *in situ* pour des étapes intermédiaires avant la détente totale et l'achèvement complet de l'essai de surcarottage.

7.3

Conclusion

La validation de la méthodologie a été réalisée sur des données issues d'essais réalisés par MINDATA dans un pilier de mine. Le tenseur obtenu est proche de celui déterminé par la méthode classique. Les écarts les plus importants concernent les contraintes de cisaillement. Nous estimons que dans le cas d'un milieu élastique isotrope homogène, on peut déterminer le tenseur de contraintes en utilisant les déformations transitoires intermédiaires, à condition de disposer d'un nombre suffisant de mesures (trois à quatre mesures) entre 100 et 200 mm de course pour une cellule positionnée à 250 mm.

8

Avantages et inconvénients de cette méthode

La nouvelle méthode décrite dans cet article présente les avantages suivants :

- 1) l'état de contrainte déterminé est plus représentatif car il y a une redondance des données de déformation. On augmente en effet le nombre de données à exploiter (3 à 4 fois plus par rapport à la méthode classique) ;
- 2) le comportement non élastique de certaines roches à la fin de l'essai de surcarottage peut être évité, en exploitant les déformations induites par les sollicitations au début de l'opération de surcarottage qui ont plus de chance de rester dans le domaine élastique ;
- 3) elle permet l'analyse des déformations obtenues par la combinaison de plusieurs profondeurs de surcarottage, ce qui augmente la fiabilité des résultats ;
- 4) elle limite les erreurs induites par certains paramètres techniques : température, vibrations induites par la foration, etc., au cours de l'opération de surcarottage.

En effet, leur influence est moins importante en début qu'en fin d'essai, à cause du cumul des erreurs qui surviennent pendant toute la durée des opérations ;

5) elle est très économique pour les campagnes de mesure des contraintes par surcarottage puisque normalement avec un seul essai, même s'il n'a pas pu être mené à bonne fin, on peut évaluer un état de contraintes initiales.

Les inconvénients de cette méthode sont les suivants :

- 1) elle nécessite une bonne précision des mesures effectuées à chaque profondeur de surcarottage contrairement à la méthode classique qui se contente d'une bonne précision au niveau des déformations finales obtenues après la détente complète de la carotte ;
- 2) elle est limitée à des profondeurs de surcarottage supérieures à 150 mm pour une cellule positionnée à 250 mm, cette limitation est due aux faibles valeurs de déformations mesurées au début de l'opération de surcarottage ;
- 3) la méthode ne peut être appliquée pour des milieux naturellement très fracturés. Cependant, on peut l'utiliser si le phénomène de discage au cours du surcarottage ne se manifeste qu'à partir d'une certaine profondeur.

9

Conclusion générale et perspectives

Une nouvelle méthodologie a été développée pour améliorer le traitement des données issues de mesures de contraintes par surcarottage. Elle permet d'exploiter pratiquement l'ensemble des mesures enregistrées en cours d'essai, alors que la méthode classique permet de traiter uniquement la fin des enregistrements correspondant à la détente complète.

La mise au point de cette méthodologie repose sur la détermination des coefficients d'influence reliant les contraintes recherchées aux déformations mesurées pour chaque pas d'avancement du carottier. Pour cela, une démarche par modélisation numérique tridimensionnelle a été adoptée.

Les différentes étapes de cette démarche (calcul numérique, procédure de calcul des déformations et méthode d'inversion) ont été vérifiées par comparaison à des solutions analytiques connues avant de procéder à une validation sur des données réelles.

La méthodologie a été validée pour une roche ayant un comportement élastique linéaire. Il s'agit de données fournies par la société MINDATA à la suite de mesures dans du granite. Nous avons montré qu'on peut déterminer le tenseur des contraintes *in situ* pour des étapes intermédiaires avant la détente totale et l'achèvement de l'essai de surcarottage.

Pour confirmer l'utilité de cette méthode, il reste à l'étendre pour interpréter des essais effectués dans des roches ayant un comportement élastoplastique ou viscoélastique.

Enfin, une base de données est en cours de développement, permettant une interprétation rapide des mesures effectuées *in situ*, sans obligation de recourir à des calculs numériques très lourds.

Annexe 1

Pour un tenseur quelconque de contraintes initiales $[\sigma] = [\sigma_{x0'} \sigma_{y0'} \sigma_{z0'} \tau_{xy0'} \tau_{yz0'} \tau_{zx0'}]^T$ les déformations finales d'une cellule triaxiale sont obtenues par les formules suivantes (cf. Fig. 2) :

$$\varepsilon_\beta = \varepsilon_\theta \cdot \cos^2 \beta + \varepsilon_z \cdot \sin^2 \beta + 2 \cdot \gamma_{\theta z} \cdot \sin \beta \cdot \cos \beta$$

avec :

$$E \cdot \varepsilon_\theta = -(\sigma_{x0} + \sigma_{y0}) + \nu \cdot \sigma_{z0} + 2 \cdot (1 - \nu^2) \cdot [(\sigma_{x0} - \sigma_{y0}) \cdot \cos 2\theta + 2 \cdot \tau_{xy0} \cdot \sin 2\theta]$$

$$E \cdot \gamma_{\theta z} = 2 \cdot (1 + \nu) \cdot [\tau_{zx0} \cdot \sin \theta + \tau_{yz0} \cdot \cos \theta]$$

$$E \cdot \varepsilon_z = \nu \cdot (\sigma_{x0} + \sigma_{y0}) - \sigma_{z0}$$

où : E, ν sont respectivement le module d'Young et le coefficient de Poisson de la roche ;

θ est l'angle de positionnement de la jauge dans le plan transversal au trou de mesure ;

β est l'angle de positionnement de la jauge par rapport à l'axe du trou de mesure.

REMERCIEMENTS

Ce travail a été réalisé dans le cadre d'une étude financée par l'ANDRA que nous remercions pour son aide. Nous remercions

également le Dr R.J. Walton de Mindata Australia Pty Ltd pour son soutien technique dans la réalisation d'une partie de cette étude.

Bibliographie

- Amadei B. – Rock anisotropy and the theory of stress measurements. Springer-Verlag, Berlin, 1983.
- Cai M., Thomas L.J. – A comparison of the USBM gage and the CSIRO cell in various rock conditions. Rock mechanics as multidisciplinary science, Rogiers. Balkema, Rotterdam, 1991, p. 129-138.
- Cai M., Qiao L., Yu J. – Study and tests of techniques for increasing overcoring stress measurement accuracy. *Int. J. Rock. Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, 32, 1995, p. 375-384.
- Choquet P. – La mesure des contraintes par les méthodes de surcarottage. Séminaire de formation CEEC (programme COMETT). Mesure des sollicitations et des contraintes dans les ouvrages et dans les terrains. École des Mines de Nancy, France, 12-16 septembre 1994, p. 1-29.
- Cornet F.H. – La mesure *in situ* des contraintes dans un massif rocheux. *Tunnels et ouvrages souterrains*, 48, novembre-décembre, 1981, p. 262-273.
- Corthesy R., Gill D.E., Leite M.H. – An Integrated Approach to Rock Stress Measurement in Anisotropic Non-Linear Elastic Rock. *Int. J. Rock. Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, 30, 1993, p. 395-411.
- Fairhurst C. – *In situ* stress determination – an appraisal of its significance in rock mechanics. Proceedings of the International Symposium on Rock Stress Measurements, Stockholm, 1-3 September 1986, p. 3-17.
- Fouial K., et al. – Improvement in the interpretation of stress measurements using the overcoring method : development of a new approach. Workshop on Computational Methods in Engineering Geology, Lund, Sweden, 7-9 October 1996.
- Heerden V.W.L. – Stress-stress relations applicable to overcoring techniques in transversely isotropic rocks. *Int. J. Rock. Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, 20, 1983, p. 277-282.
- Hooker V.E., Aggson J.R., Bickel D.L. – Improvements in the three component borehole deformation gage and overcoring techniques. Report of investigation 7894. US Bureau of Mines, 1974.
- Kutter H.K. – Influence of drilling method on borehole breakouts and core diskings. International Society for Rock Mechanics Aachen. Balkema, Rotterdam, 3, 1991, p. 1659-1664.
- Leeman E.R. – The CSIR « Doorstopper » and Triaxial Rock Stress Measuring Instruments. *Rock Mechanics*, 3, 1971, p. 25-50.
- Litterbach N., et al. – SKB – Äspö Hard Rock Laboratory : Virgin Stress Measurement Results Borehole KA3068A. Technical Note, 1994.
- Martin C.D., Christiansson R. – Overcoring in Highly Stressed Granite, the influence of microcracking. *Int. J. Rock. Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, 28, 1991, p. 53-70.
- Moudafi S. – Étude expérimentale de la réactivité des roches par foration sous contraintes : applications à la reconnaissance des zones sujettes aux phénomènes dynamiques. Thèse de l'Institut national polytechnique de Lorraine, 1986.
- Walton R.J., Worotnicki G. – Rock stress measurement by the borehole overcoring method utilizing CSIRO Hollow Inclusion Stress Measurement Cell. Division of geomechanics. Institute of Energy and Earth Resources. Commonwealth Scientific, and Industrial Research Organisation, Australia. Technical Memorandum, n° 16, 1985.
- Walton R.J. – Communication personnelle, 1995.
- Worotnicki G. – CSIRO Triaxial Stress Measurement Cell. Comprehensive Rock Engineering : Principles, Practice and Projects. Rock Testing and Site Characterization, Pergamon Press, Oxford, England, vol. 3, 1993, p. 329-394.