

Titre: Modélisation de la rupture lors d'une mesure au Doorstopper
Title: modifié dans une roche synthétique élastoplastique

Auteur: Anita Man Ye Ng
Author:

Date: 2006

Type: Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis

Référence: Ng, A. M. Y. (2006). Modélisation de la rupture lors d'une mesure au Doorstopper
modifié dans une roche synthétique élastoplastique [Mémoire de maîtrise, École
Polytechnique de Montréal]. PolyPublie. <https://publications.polymtl.ca/7854/>
Citation:

Document en libre accès dans PolyPublie

Open Access document in PolyPublie

URL de PolyPublie: <https://publications.polymtl.ca/7854/>
PolyPublie URL:

Directeurs de recherche: Maria-Helena Leite, & Robert Corthésy
Advisors:

Programme: Non spécifié
Program:

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

MODÉLISATION DE LA RUPTURE LORS D'UNE MESURE AU DOORSTOPPER
MODIFIÉ DANS UNE ROCHE SYNTHÉTIQUE ÉLASTOPLASTIQUE

ANITA MAN YE NG

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

MÉMOIRE PRÉSENTÉ EN VUE DE L'OBTENTION
DU DIPLÔME DE MAÎTRISE ÈS SCIENCES APPLIQUÉES
(GÉNIE CIVIL)
DÉCEMBRE 2006



Library and
Archives Canada

Bibliothèque et
Archives Canada

Published Heritage
Branch

Direction du
Patrimoine de l'édition

395 Wellington Street
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

395, rue Wellington
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

Your file *Votre référence*

ISBN: 978-0-494-25564-3

Our file *Notre référence*

ISBN: 978-0-494-25564-3

NOTICE:

The author has granted a non-exclusive license allowing Library and Archives Canada to reproduce, publish, archive, preserve, conserve, communicate to the public by telecommunication or on the Internet, loan, distribute and sell theses worldwide, for commercial or non-commercial purposes, in microform, paper, electronic and/or any other formats.

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

AVIS:

L'auteur a accordé une licence non exclusive permettant à la Bibliothèque et Archives Canada de reproduire, publier, archiver, sauvegarder, conserver, transmettre au public par télécommunication ou par l'Internet, prêter, distribuer et vendre des thèses partout dans le monde, à des fins commerciales ou autres, sur support microforme, papier, électronique et/ou autres formats.

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

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

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

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

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

**
Canada

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL
ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire intitulé :

MODÉLISATION DE LA RUPTURE LORS D'UNE MESURE AU DOORSTOPPER
MODIFIÉ DANS UNE ROCHE SYNTHÉTIQUE ÉLASTOPLASTIQUE

présenté par : NG Anita Man Ye

en vue de l'obtention du diplôme de : Maîtrise ès sciences appliquées
a été dûment accepté par le jury d'examen formé par :

M. BOUAANANI Najib, 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. SIMON Richard, Ph.D., membre

REMERCIEMENTS

À ma directrice et mon codirecteur de recherche, Mme Maria Helena Leite et M. Robert Corthésy du département des génies civil, géologique et des mines de l'École Polytechnique, je vous ma plus grande reconnaissance. Sans leur encadrement constant et éclairé, ce projet de recherche n'aurait pu être complété. La patience et le dévouement dont ils font preuve envers les étudiants témoignent avec éloquence de leur volonté de surpasser les obligations professorales communes. Je les remercie également pour le soutien financier qu'ils m'ont offert tout le long de mes activités de recherche, en plus de leur obligeance de m'avoir laissée assister à une campagne de mesures au Doorstopper modifié.

À M. André Ducharme, qui, pour brèves que mes tentatives ont été au laboratoire, m'a fourni une aide technique précieuse avec la roche synthétique et ses jauge, je lui dédie un grand merci.

Je sais aussi gré à tous mes amis, en particulier Mila, Frank, Théophile et Zandrew, qui ont sans cesse prodigué des paroles d'encouragement, renouvelant ma confiance et me rappelant l'importance de persévérer.

最後，不得不提對我而已一生中最重要的人。爸爸、媽媽、哥哥、尚怡、家怡還有她的另一半《貓貓》，多謝你們一直以來對我不離不棄。很佩服你們的忍耐力同廣寬的胸襟。沒有你們的支持和鼓勵，不會有今日達到目標的我。

RÉSUMÉ

La mesure de contraintes *in situ* en milieux rocheux est régie par trois principes fondamentaux : la fracturation, le rétablissement et la récupération.

Les techniques de mesure basées sur la récupération dont fait partie le Doorstopper modifié font abstraction de rupture ou plastification partielle du milieu lors de la mesure.

Or, à la lumière d'essais expérimentaux effectués sur une roche synthétique fabriquée au laboratoire de mécanique des roches à l'École Polytechnique de Montréal, nous constatons effectivement une rupture avec création de disques lors de mesures avec le Doorstopper modifié.

L'intérêt de cette étude s'articule autour de l'effet qu'a cette rupture ou un endommagement partiel sur les courbes de déformations récupérées obtenues par la technique de mesure du Doorstopper modifié.

Le phénomène physique observé est-il reproductible numériquement? Comment distinguer les cas où la rupture n'a pas lieu de ceux où elle s'est effectivement produite? Pouvons-nous interpréter les résultats expérimentaux et numériques dans les deux éventualités? Une partie des réponses provient de la comparaison de courbes d'invariants de déformations physiques et numériques récupérées suite à une mesure.

De plus, si la méthode RPR est utilisée pour l'interprétation des mesures, une rupture ou un endommagement partiel remet en question la validité de l'hypothèse d'élasticité qui est postulée dans cette méthode.

Pour examiner les divers points soulevés, l’élaboration d’un modèle numérique dans le logiciel FLAC en axisymétrie suit les trois grandes étapes ci-bas :

- L’obtention des paramètres de résistance du matériau étudié par régression des résultats d’essais de caractérisation; les paramètres sont obtenus selon les critères de Hoek et Brown, Mohr-Coulomb et « double yield ».
- L’ajustement grossier des paramètres par simulation des essais de caractérisation dans un modèle à un élément en étalonnant les courbes de contrainte-déformation expérimentales dans le modèle. Cette démarche est réalisée pour trois lois de comportement plastiques, Hoek et Brown, Mohr-Coulomb et « double yield ».
- L’ajustement fin des paramètres par simulation du relâchement des contraintes dans un modèle à maillage plus raffiné. Les invariants de déformations récupérées sur des modèles physiques servent de référence à l’ajustement des invariants numériques.

Dans ce dernier modèle, les étapes de forage du trou pilote, d’application des contraintes initiales et de relâchement des contraintes par carottage sont successivement simulées. Étant donnée la dynamicité du logiciel choisi, la progression de l’endommagement de la roche est observable en temps quasi réel pendant le relâchement des contraintes.

Finalement, pour quantifier l’impact qu’une plastification locale génère, l’écart entre les déformations récupérées finales est estimé tant pour les simulations numériques qu’expérimentales. Les résultats montrent qu’un endommagement dans la carotte récupérée peut générer une différence d’au moins 17.4% entre les déformations obtenues expérimentalement et celles modélisées. Par le fait même, un calcul de contraintes par une méthode qui suppose un comportement élastique mène à une sous-estimation des contraintes naturelles.

ABSTRACT

Stress measurement techniques performed in rock media can be fundamentally grouped under three categories : hydraulic fracturing, relief and strain recovery.

Amongst the variety of equipment available for strain recovery methods, the Doorstopper is notable for its simplicity of use and the remarkable short length of recovered core required with its modified version. Interpretation of the results and subsequent stress calculations rely on several hypotheses, the most prominent of which is the elastic behavior of the volume of material involved.

However, failure may occur during a measurement: such was the case of experiments carried out with the modified Doorstopper on a synthetic rock in the rock mechanics laboratory at École Polytechnique de Montréal. In some instances, core disking was observed.

In light of these phenomena, questions arise as to the effect of partial damage or failure in the core stub while performing a strain recovery procedure with the modified Doorstopper. Is the physical process duplicable with a numerical model? If so, how can one distinguish a measurement with failure from one without? In either case, how does one interpret data collected at the end of the strain recovery operation? Some answers are provided through comparison of strain recovery curves generated by the physical and numerical models. In addition, when using the RPR method to interpret measures from a single borehole, the RPR ratio is established with the peak and final strain invariants. Thus how well the shape of numerical curves follows the physical cases' will be highlighted throughout this study.

An axisymmetric model was built with the software FLAC to simulate the strain recovery process; the parameters used in the model are obtained as follow:

- A series of results from uniaxial and triaxial compression tests are imported into a data fitting program; the regression parameters are taken as preliminary strength parameters for the synthetic rock.
- A single-element model is used to test the preliminary parameters; these are adjusted so as to produce similar stress-strain curves yielded by the experimental tests with three failure criteria: Hoek and Brown, Mohr-Coulomb and double yield. The latter is considered due to the rock's substantial porosity.
- A model at the scale of the cylinder tested is used to simulate a strain recovery procedure with the modified Doorstopper. Parameters obtained for each law in the previous step are adjusted so as to obtain similar strain recovery curves yielded by the physical model.

With the second model, the various steps of a strain recovery procedure are simulated : boring of the pilot hole, applying initial stress conditions at the model boundaries, relieving stress by coring along the diameter of the pilot hole. FLAC's dynamic graphical interface makes the numerical simulation appealing for its almost real-time visual rendering of the damage or failure progress within the core.

The outcome of this study is a quantified estimation of the effect of partial damage or localized failure on strain recovery curves generated by the modified Doorstopper technique.

TABLE DES MATIÈRES

REMERCIEMENTS	iv
RÉSUMÉ	v
ABSTRACT.....	vii
TABLE DES MATIÈRES.....	ix
LISTE DES TABLEAUX.....	xii
LISTE DES FIGURES	xiv
LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS	xx
LISTE DES ANNEXES.....	xxiv
CHAPITRE 1. INTRODUCTION.....	1
1.1 Mise en situation	1
1.2 Objectif de la recherche et méthode adoptée.....	2
CHAPITRE 2. MESURE DE CONTRAINTES.....	4
2.1 Préambule	4
2.2 Techniques basées sur la fracturation exploitant la rupture	6
2.2.1 Fracturation hydraulique	6
2.2.2 « Borehole breakout ».....	8
2.2.3 Discage.....	10
2.3 Techniques basées sur la récupération exploitant l'hypothèse d'élasticité	11
2.3.1 Variation de diamètre de forages et déformations à la paroi de forages.....	12
2.3.2 Déformations en fond de trou	15
2.3.2.1 Méthode RPR	18
CHAPITRE 3. MÉTHODOLOGIE	23
3.1 Caractérisation du matériau.....	26
3.2 Ajustement des paramètres de résistance pour différentes lois de comportement ..	31
3.2.1 Modèle d'élasticité.....	32

3.2.2.2 Modèles de plasticité.....	34
3.2.2.1 Hoek et Brown	34
3.2.2.2 Mohr-Coulomb.....	36
3.2.2.3 « Double yield ».....	40
3.3 Simulation des essais uniaxiaux et triaxiaux par modélisation numérique	50
3.4 Paramètres de résistance selon le critère de Hoek et Brown	51
3.5 Paramètres de résistance selon le critère de Mohr-Coulomb	57
3.6 Élaboration d'un modèle numérique pour l'étude du relâchement lors des mesures au Doorstopper modifié.....	62
3.6.1 Paramètres observés pour l'analyse et l'interprétation des résultats	66
3.6.2 Étude de deux cas d'un modèle physique de relâchement des contraintes par prolongement du forage	67
3.6.2.1 Cas A	67
3.6.2.2 Cas B	67
CHAPITRE 4. RÉSULTATS.....	70
4.1 Modèle élastique.....	70
4.1.1 Simulation du relâchement de contraintes – Cas A	70
4.1.2 Simulation du relâchement de contraintes – Cas B	72
4.2 Hoek et Brown.....	74
4.2.1 Simulation des essais de compression uniaxiale et triaxiale.....	74
4.2.2 Simulation du relâchement de contraintes – Cas A	77
4.2.3 Simulation du relâchement de contraintes – Cas B	79
4.3 Mohr-Coulomb sans écrouissage	84
4.3.1 Simulation du relâchement de contraintes – Cas A	84
4.3.2 Simulation du relâchement de contraintes – Cas B	88
4.4 Mohr-Coulomb avec écrouissage	92
4.4.1 Simulation des essais de compression uniaxiale et triaxiale.....	92
4.4.2 Simulation du relâchement de contraintes avec $T_o = 2.5 \text{ MPa}$ – Cas A	95
4.4.3 Simulation du relâchement de contraintes avec $T_o = 2.5 \text{ MPa}$ – Cas B	98

4.4.4	Simulation du relâchement de contraintes avec $T_o = 4 \text{ MPa}$ – Cas A	102
4.4.5	Simulation du relâchement de contraintes avec $T_o = 4 \text{ MPa}$ – Cas B	105
4.5	Modèle « double yield ».....	113
4.5.1	Simulation du relâchement de contraintes avec $T_o = 2.5 \text{ MPa}$ – Cas A	113
4.5.2	Simulation du relâchement de contraintes avec $T_o = 2.5 \text{ MPa}$ – Cas B	118
4.5.3	Simulation du relâchement de contraintes avec $T_o = 4 \text{ MPa}$ – Cas A	122
4.5.4	Simulation du relâchement de contraintes avec $T_o = 4 \text{ MPa}$ – Cas B	126
CHAPITRE 5. DISCUSSION		134
5.1	Simulation des essais de compression uniaxiale et triaxiale	135
5.2	Simulation du relâchement de contraintes.....	136
5.2.1	Cas A.....	136
5.2.2	Cas B	143
CHAPITRE 6. CONCLUSION ET RECOMMANDATIONS		151
RÉFÉRENCES.....		155
ANNEXES		162

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 3.1 – Propriétés mécaniques de la roche synthétique.	27
Tableau 3.2 – Deuxième série d'essais de caractérisation de la roche synthétique.	29
Tableau 3.3 – Données utilisées pour l'estimation du cap.	45
Tableau 3.4 – Répartition des déformations plastiques à une déformation axiale de 0.018.	50
Tableau 3.5 – Paramètres de Hoek et Brown.	52
Tableau 3.6 – Variation de chacun des paramètres pour un confinement donné.	53
Tableau 3.7 – Paramètres de Mohr-Coulomb équivalents.	58
Tableau 3.8 – Paramètres utilisés pour l'étude paramétrique.	58
Tableau 3.9 – Paramètres de Mohr-Coulomb équivalents pour une déformation plastique donnée.	60
Tableau 3.10 – Paramètres introduits dans le modèle numérique.	68
Tableau 4.1 – Paramètres introduits dans le modèle numérique.	74
Tableau 4.2 – Modules de compressibilité et cisaillement introduits.	92
Tableau 4.3 – Paramètres c et ϕ introduits dans le modèle.	92
Tableau 4.4 – Paramètres c, ϕ et T_o introduits dans le modèle.	95
Tableau 4.5 – Paramètres c, ϕ et T_o introduits dans le modèle.	102
Tableau 4.6 – Cap introduit dans le modèle.	113
Tableau 4.7 – Paramètres c, ϕ et T_o introduits dans le modèle.	113
Tableau 4.8 – Paramètres c, ϕ et T_o introduits dans le modèle.	122
Tableau 5.1 – Pourcentage de récupération des déformations après le relâchement de contraintes.	137
Tableau 5.2 – Résumé des invariants moyens de déformations récupérées.	138
Tableau 5.3 – Résumé des déformations moyennes et déformations plastiques en cisaillement, tension et volumétriques en fond de trou après la mise en charge du cylindre.	140

Tableau 5.4 – Résumé des déformations moyennes, maximales en cisaillement γ, plastiques en cisaillement, tension et volumétriques en fond de trou après le relâchement complet des contraintes.	141
Tableau 5.5 – Pourcentage de récupération des déformations après le relâchement de contraintes	144
Tableau 5.6 – Résumé des invariants moyens de déformations récupérées.	145
Tableau 5.7 – Résumé des déformations moyennes, maximales en cisaillement γ, plastiques en cisaillement, tension et volumétriques en fond de trou après la mise en charge du cylindre.	149
Tableau 5.8 – Résumé des déformations moyennes, maximales en cisaillement γ, plastiques en cisaillement, tension et volumétriques en fond de trou après le relâchement complet des contraintes.	149

LISTE DES FIGURES

Figure 2.1 – World Stress Map à l'échelle mondiale (Reinecker et al., 2005).	4
Figure 2.2 – Section droite du trou de forage vertical.	6
Figure 2.3 – Section droite d'un « borehole breakout ».	8
Figure 2.4 – Écaillage dans une roche poreuse (tirée de Haimson, 2006).	9
Figure 2.5 – Discage dans la carotte récupérée.	10
Figure 2.6 – Quart de modèle et sections pour le surcarottage (adaptées d'après Amadei et Stephansson, 1997)....	12
Figure 2.7 – Quart de modèle et sections (d'après Interfels dans Amadei et Stephansson, 1997) pour ce mode de mesure.	15
Figure 2.8 – Section et vue de la base du Doorstopper (tirées d'Amadei et Stephansson, 1997).	18
Figure 2.9 – Définition du rapport RPR dans une courbe typique de récupération après un relâchement complet des contraintes (tirée de Corthésy et al., 1999).	21
Figure 2.10 – Relations SR-RPR en fonction du coefficient de Poisson (tirée de Corthésy et al., 1999)	22
Figure 3.1 – Courbes contrainte-déformation des essais uniaxiaux et triaxiaux de la roche synthétique sollicitée à différentes contraintes de confinement (El Dana, 2006).	28
Figure 3.2 – Transition schématisée d'un comportement fragile vers la ductilité.	29
Figure 3.3 – Deuxième série d'essais triaxiaux à différents niveaux de confinement.	30
Figure 3.4 – Géométrie de formulation selon FLAC.	32
Figure 3.5 – Approximation par segments linéaires.	39
Figure 3.6 – Extraction de la déformation plastique.	40
Figure 3.7 – Modèle « double yield ».	41
Figure 3.8 – Décomposition de la déformation volumétrique pour un essai de compression hydrostatique.....	42

Figure 3.9 – Essai hydrostatique.	44
Figure 3.10 – Caps estimé et ajusté.....	46
Figure 3.11 – Essai hydrostatique expérimental et simulé.....	46
Figure 3.12 – Influence d'un cap de pression dans un essai à confinement σ_3 nul et 1 MPa.	47
Figure 3.13 – Influence d'un cap de pression dans un essai à confinement σ_3 de 2 MPa et 3 MPa.....	47
Figure 3.14 – Influence d'un cap de pression dans un essai à confinement σ_3 de 3.5 MPa et 4 MPa.....	48
Figure 3.15 – Influence d'un cap de pression dans un essai à confinement σ_3 de 4.5 MPa et 5 MPa.....	48
Figure 3.16 – Déformations plastiques accumulées dans le modèle avec cap.....	49
Figure 3.17 – Conditions de chargement pour l'essai de compression simulé dans FLAC (tiré et modifié de Itasca Consulting Group, 2005).	50
Figure 3.18 – Obtention des paramètres du critère de Hoek et Brown par régression sur la première série d'essais de la roche synthétique.	51
Figure 3.19 – Plasticité parfaite pour l'essai de compression simulé avec (m, a, s, C_o) constants.	53
Figure 3.20 – Variations sur m_b.	54
Figure 3.21 – Variations sur C_o.....	54
Figure 3.22 – Variations sur s.	55
Figure 3.23 – Accroissement de a et son effet relatif par rapport à s et C_o.....	55
Figure 3.24 – Accroissement et réduction de m_b et son effet relatif par rapport à s et C_o.....	56
Figure 3.25 – Paramètres de régression du critère de Mohr-Coulomb par régression sur la deuxième série d'essais de la roche synthétique.....	57
Figure 3.26 – Effet de c réduite et ϕ accru sur la résistance a) en régime associé b) en régime non associé.....	59
Figure 3.27 – Résultats de la régression par RocData.	61

Figure 3.28 – Paramètres de Mohr-Coulomb équivalents modifiés.	62
Figure 3.29 – Géométrie du modèle.....	64
Figure 3.30 – Génération du maillage par la définition de nœuds, rapports de rétrécissement/agrandissement des zones en (x, y) et le nombre d'éléments dans les cinq zones délimitantes.....	65
Figure 3.31 – Invariants de déformations récupérées du modèle physique a) Cas A b) Cas B (El Dana, 2006)	69
Figure 4.1 – Invariants numérique et expérimentaux.	70
Figure 4.2 – Contraintes principales majeures.....	71
Figure 4.3 – Invariants numérique et expérimentaux.	72
Figure 4.4 – Contraintes principales majeures.....	73
Figure 4.5 – Variation de m_b, a, s et C_o.....	74
Figure 4.6 – Essais de compression uniaxiale et triaxiale ($\sigma_3 = 1$ MPa).....	75
Figure 4.7 – Essais de compression triaxiale ($\sigma_3 = 2$ et 3 MPa).	75
Figure 4.8 – Essais de compression triaxiale ($\sigma_3 = 4$ et 5 MPa).	76
Figure 4.9 – Essais de compression triaxiale ($\sigma_3 = 6$ et 7.5 MPa).	76
Figure 4.10 – Invariants numérique et expérimentaux.	77
Figure 4.11 – Éléments en état de plasticité.....	78
Figure 4.12 – Contraintes principales majeures.....	78
Figure 4.13 – Invariants numérique et expérimentaux.	79
Figure 4.14 – Éléments en état de plasticité.....	80
Figure 4.15 – Contraintes principales majeures.....	80
Figure 4.16 – Évolution de l'endommagement en fond de trou.	83
Figure 4.17 – Invariants numérique et expérimentaux.	84
Figure 4.18 – Éléments en état de plasticité.....	85
Figure 4.19 – Contraintes principales majeures.....	86
Figure 4.20 – Contraintes principales mineures et vecteurs de vitesse durant l'écoulement.....	86
Figure 4.21 – Déformations maximales γ en cisaillement.	87

Figure 4.22 – Déformations moyennes.	87
Figure 4.23 – Invariants numérique et expérimentaux.	88
Figure 4.24 – Éléments en état de plasticité.	89
Figure 4.25 – Contraintes principales majeures.	89
Figure 4.26 – Contraintes principales mineures et vecteurs de vitesse durant l’écoulement.	90
Figure 4.27 – Déformations maximales γ en cisaillement.	90
Figure 4.28 – Déformations moyennes.	91
Figure 4.29 – Essais de compression uniaxiale et triaxiale ($\sigma_3 = 1$ MPa).	93
Figure 4.30 – Essais de compression triaxiale ($\sigma_3 = 2$ et 3 MPa).	93
Figure 4.31 – Essais de compression triaxiale ($\sigma_3 = 3.5$ et 4 MPa).	94
Figure 4.32 – Essais de compression triaxiale ($\sigma_3 = 4.5$ et 5 MPa).	94
Figure 4.33 – Invariants numérique et expérimentaux.	95
Figure 4.34 – Éléments en état de plasticité.	96
Figure 4.35 – Contraintes principales majeures.	96
Figure 4.36 – Déformations plastiques en cisaillement.	97
Figure 4.37 – Déformations plastiques en tension.	97
Figure 4.38 – Invariants numérique et expérimentaux.	98
Figure 4.39 – Éléments en état de plasticité.	99
Figure 4.40 – Contraintes principales majeures.	99
Figure 4.41 – Déformations plastiques en cisaillement.	100
Figure 4.42 – Déformations plastiques en tension.	100
Figure 4.43 – Endommagement en cours observé à deux avances pendant le relâchement.	101
Figure 4.44 – Invariants numérique et expérimentaux.	102
Figure 4.45 – Éléments en état de plasticité.	103
Figure 4.46 – Contraintes principales majeures.	103
Figure 4.47 – Déformations plastiques en cisaillement.	104
Figure 4.48 – Déformations plastiques en tension.	104

Figure 4.49 – Invariants numérique et expérimentaux.	105
Figure 4.50 – Éléments en état de plasticité.....	106
Figure 4.51 – Contraintes principales majeures.....	107
Figure 4.52 – Déformations maximales γ en cisaillement.....	108
Figure 4.53 – Déformations moyennes.....	109
Figure 4.54 – Déformations plastiques en cisaillement.....	110
Figure 4.55 – Déformations plastiques en tension.....	111
Figure 4.56 – Vecteurs de vitesse.	112
Figure 4.57 – Invariants numérique et expérimentaux.	114
Figure 4.58 – Éléments en état de plasticité.....	115
Figure 4.59 – Contraintes principales majeures.....	115
Figure 4.60 – Déformations plastiques en cisaillement.	116
Figure 4.61 – Déformations plastiques en tension.....	116
Figure 4.62 – Déformations plastiques volumétriques.	117
Figure 4.63 – Invariants numérique et expérimentaux.	118
Figure 4.64 – Éléments en état de plasticité.....	119
Figure 4.65 – Contraintes principales majeures.....	119
Figure 4.66 – Déformations plastiques en cisaillement.	120
Figure 4.67 – Déformations plastiques en tension.	120
Figure 4.68 – Déformations plastiques volumétriques.	121
Figure 4.69 – Invariants numérique et expérimentaux.	122
Figure 4.70 – Éléments en état de plasticité.....	123
Figure 4.71 – Contraintes principales majeures.....	123
Figure 4.72 – Déformations plastiques en cisaillement.	124
Figure 4.73 – Déformations plastiques en tension.	124
Figure 4.74 – Déformations plastiques volumétriques.	125
Figure 4.75 – Invariants numérique et expérimentaux.	126
Figure 4.76 – Éléments en état de plasticité.....	127
Figure 4.77 – Contraintes principales majeures.....	128

Figure 4.78 – Déformations maximales γ en cisaillement.	129
Figure 4.79 – Déformations moyennes.	130
Figure 4.80 – Déformations plastiques en cisaillement.	131
Figure 4.81 – Déformations plastiques en tension.	132
Figure 4.82 – Déformations plastiques volumétriques.	133
Figure 5.1 – Courbes de déformations récupérées regroupées pour le cas de chargement A.	136
Figure 5.2 – Invariants moyens numériques de déformations comparés à l'invariant expérimental moyen avant et après le relâchement des contraintes en fond de trou.	138
Figure 5.3 – Courbes de déformations récupérées regroupées pour le cas de chargement B.	143
Figure 5.4 – Invariants moyens numériques de déformations comparés à l'invariant expérimental moyen avant et après le relâchement des contraintes en fond de trou.	145
Figure 6.1 – Diverses zones dans la carotte libérée.	152

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

- a : Exposant utilisé dans l'expression généralisée du critère de rupture des massifs rocheux de Hoek et Brown (2002)
- c : cohésion
- C_o : Résistance à la compression uniaxiale
- CSIR : Council for Scientific and Industrial Research (Afrique du Sud)
- CSIRO : Commonwealth Scientific and Industrial Research Organization (Australie)
- D : Paramètre classifiant l'état de remaniement d'un massif rocheux
- D_r : Invariant moyen final récupéré à la fin d'un relâchement de contraintes mesuré au Doorstopper modifié
- DDGS : Deep Doorstopper Gauge System
- D_p : Invariant moyen au pic mesuré durant un relâchement de contraintes fait au Doorstopper modifié
- E : Module d'élasticité de Young d'un matériau isotrope
- FLAC : Nom du logiciel « Flac Lagrangian Analysis of Continua »
- G : Module de cisaillement
- G_c : Module de cisaillement défini dans le modèle « double yield »
- GSI : Indice de classification de massifs rocheux « Geological Strength Index »
- H_i : Facteurs de concentration de contraintes en fond de trou
- HRL : Äspö Hard Rock Laboratory au nord de Oskarshamn en Suède
- HTPF : Hydraulic test on pre-existing fractures
- J'_2 : Deuxième invariant du tenseur des déformations déviatoriques
- K : Module de compressibilité
- K_c : Module de compressibilité défini dans le modèle « double yield »

m_i :	Paramètre de classification de la roche intacte utilisé l'expression généralisée du critère de rupture des massifs rocheux de Hoek et Brown (2002)
m_b :	Paramètre de classification du massif rocheux utilisé l'expression généralisée du critère de rupture des massifs rocheux de Hoek et Brown (2002)
R :	Rapport des modules de compressibilité élastique et plastique
RPR :	« Rapport Pic Récupération » défini par la méthode du même nom associée à l'interprétation d'une mesure faite par la technique du Doorstopper modifié
s :	Paramètre du critère de rupture des massifs rocheux selon Hoek et Brown
SR :	« Stress ratio » défini dans la méthode RPR
T_o :	Résistance en tension ou résistance à la traction uniaxiale
\dot{u}_i :	Taux de déplacement
URL :	Underground Research Laboratory à Pinawa, Manitoba (Canada)
USBM :	United States Bureau of Mines
\emptyset :	Diamètre
$\partial/\partial x$:	Dérivée partielle
Δ :	Formulation incrémentale dans FLAC
$\Delta\varepsilon_{ij}$:	Tenseur de déformations dans la formulation Lagrangienne de FLAC
Δt :	Pas de calcul dans FLAC
γ :	Racine carrée du deuxième invariant du tenseur des déformations déviatoriques
γ :	Paramètre d'écoulement défini dans la formulation du critère de Hoek et Brown dans FLAC
γ_{af} :	Paramètre d'une loi d'écoulement pour un chargement uniaxial défini dans le modèle de Hoek et Brown

- γ_{cv} : Résistance à laquelle le matériau ne se dilate plus (volume constant)
- γ_{rf} : Paramètre d'une loi d'écoulement pour un chargement radial défini dans le modèle de Hoek et Brown
- $\varepsilon_i^e, \varepsilon_i^p$: Déformation élastique et plastique selon les trois directions principales i
- $\varepsilon_m^{ps}, \varepsilon_m^{pt}, \varepsilon_m^{pv}$: Déformation plastique en cisaillement, déformation moyenne plastique en cisaillement, déformation plastique en tension et volumétrique
- $\varepsilon_x, \varepsilon_y, \varepsilon_z$: Déformation dans les plans orthogonaux
- $\bar{\varepsilon}_{x_i}, \bar{\varepsilon}_{y_i}, \bar{\gamma}_{xy_i}$: État de déformation en fond de trou de forage sous chacune des trois rosettes de jauge du Doorstopper
- $\varepsilon_{11} (\varepsilon_1), \varepsilon_{22}, \varepsilon_{33}$: Déformation selon les directions principales
- $\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3, \varepsilon_4$: Lecture des quatre jauge de déformations d'une cellule de Doorstopper
- λ^s, λ^t : Paramètres d'écoulement en cisaillement et en tension défini dans le modèle de Mohr-Coulomb
- ν : Coefficient de Poisson
- σ : Contrainte normale dans le critère de Mohr-Coulomb et axiale dans l'essai de compression uniaxiale
- σ_c : Contrainte moyenne
- σ_{max}^t : Contrainte en tension maximale formant le plafond de la résistance en tension dans le modèle de Mohr-Coulomb
- $\bar{\sigma}_{x_i}, \bar{\sigma}_{y_i}, \bar{\tau}_{xy_i}$: État plan de contraintes en fond de trou de forage sous chacune des trois rosettes de jauge du Doorstopper
- σ_1, σ_3 : Contraintes principales majeure et mineure

- σ_1 au pic : Résistance au pic dans les séries de caractérisation expérimentale de la roche synthétique
- σ_1 résiduelle : Résistance résiduelle dans les séries de caractérisation expérimentale de la roche synthétique
- $\sigma_{3\max}$: Contrainte de confinement maximale délimitant la borne supérieure de la plage de régression sur les données expérimentales
- $\sigma_{3 \text{ résiduelle}}$: Niveau de confinement appliqué dans les séries de caractérisation expérimentale de la roche synthétique
- σ_3^{cv} : Niveau de confinement auquel le matériau ne se dilate plus (volume constant)
- σ_h, σ_h : Contraintes in situ horizontales maximale et minimale
- σ_t : Contrainte de confinement minimale délimitant la borne inférieure de la plage de régression sur les données expérimentales
- σ_y : Contrainte à la limite élastique
- $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$: Contraintes principales majeure, intermédiaire et mineure
- $\sigma_1 - \sigma_3$: Contrainte déviatorique
- $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z, \tau_{xy}$:
- Contraintes in situ préalables ou naturelles
- τ : Contrainte de cisaillement
- ϕ : Angle de frottement
- ψ : Angle de dilatance

LISTE DES ANNEXES

Annexe A-1. Courbes ($\sigma - \varepsilon$) de la 1 ^{ère} série expérimentale	163
Annexe A-2. Courbes ($\sigma - \varepsilon$) corrigées de la 2 ^{ème} série expérimentale	164
Annexe A-3. Modules de Young de la 1 ^{ère} série	165
Annexe A-4. Modules de Young de la 2 ^{ème} série corrigée	165
Annexe B-1a. Paramètres de régression au pic pour la 1 ^{ère} série	166
Annexe B-1b. Paramètres de régression résiduels pour la 1 ^{ère} série	167
Annexe B-2a. Paramètres de régression au pic pour la 2 ^{ème} série	168
Annexe B-2b. Paramètres de régression résiduels pour la 2 ^{ème} série	169
Annexe C-1. Fichier de commande utilisée pour la simulation des essais triaxiaux dans FLAC	170
Annexe C-2. Fichier de commande utilisée pour la simulation du relâchement des contraintes dans FLAC (modèle « double yield »)	172
Annexe D. Résultats – Paramètres observés lors de la simulation du relâchement des contraintes pour les modèles de loi :	
Élastique – Cas A	174
Élastique – Cas B	175
Hoek et Brown – Cas A	176
Hoek et Brown – Cas B	177
Mohr-Coulomb avec écrouissage ($T_o = 2.5$ MPa) – Cas A	178
Mohr-Coulomb avec écrouissage ($T_o = 2.5$ MPa) – Cas B	179
Mohr-Coulomb avec écrouissage ($T_o = 4$ MPa) – Cas A	180
« Double yield » avec $T_o = 2.5$ MPa – Cas A	181
« Double yield » avec $T_o = 2.5$ MPa – Cas B	182
« Double yield » avec $T_o = 4$ MPa – Cas A	183

CHAPITRE 1. INTRODUCTION

1.1 Mise en situation

Lorsque soumise à des contraintes de compression, tension ou un agencement des deux, la croûte terrestre se déforme de façon permanente ou non. La gravité et les forces tectoniques sont à l'origine de ces contraintes, dont les manifestations les plus visibles sont les plis, les failles et les chaînes de montagnes. Il peut arriver que la déformation ne soit pas perceptible à l'œil nu, mais discernable par des appareils sensibles. Cet aspect est exploité dans les mesures de contraintes *in situ*.

De nos jours, la mesure de contraintes *in situ* fait partie intégrante de toute bonne conception d'ouvrages miniers ou civils, que ce soit pour excaver des galeries minières, un chantier souterrain ou pour le suivi d'ouvrages existants tels les barrages.

Plusieurs techniques de mesure sont disponibles et ont fait leurs preuves depuis des dizaines d'années. Ces techniques sont bien documentées dans les publications auxquelles ce document fait référence et certaines font encore l'objet d'intenses recherches.

Dans les milieux souterrains soumis à de grandes contraintes, il n'est pas rare d'observer un phénomène qui sera examiné dans cette étude-ci : une rupture localisée en fond du trou de forage lors d'une mesure par récupération des déformations. Ce constat motive un examen de la validité de l'hypothèse d'élasticité sur laquelle repose les méthodes de calcul de contraintes conventionnelle et « Rapport Pic Récupération » associée à une mesure au Doorstopper modifié.

1.2 Objectif de la recherche et méthode adoptée

Sous la prémissse que l'observation expérimentale de rupture n'est pas engendrée par des erreurs de manipulation mais bien un état de contraintes particulier, cette étude a pour but de modéliser une rupture ou un endommagement dans la carotte produite par le relâchement des contraintes lors d'une mesure de contraintes réalisée avec la technique du Doorstopper modifié dans un cylindre de roche synthétique.

Dans l'interprétation des données que procure la technique de mesure du Doorstopper modifié, l'élasticité est supposée. Or, advenant rupture ou endommagement en fond de trou ou dans la carotte produite, le matériau constraint sous l'avance du taillant ne se comporte plus selon une loi purement élastique : les déformations totales qui représentent la réponse du matériau sous chargement sont divisibles en parts récupérable (élastique) et irréversible (plastique). Cette plastification locale peut se confiner à l'intérieur de la roche ou se manifester plus visiblement lorsque la carotte de roche libérée de son milieu se disloque sous forme de disques nettement définis par des surfaces de rupture droites ou inclinées.

L'élaboration d'un modèle numérique qui simule cette rupture requiert un étalonnage à partir de modèles physiques. En premier lieu, des simulations sont réalisées dans un modèle numérique à un élément afin de reproduire le comportement de la roche synthétique soumise à deux types de chargement, uniaxial et triaxial, en laboratoire.

Par la suite, un modèle axisymétrique simule le relâchement de contraintes réalisé en laboratoire. Ce modèle sert à reproduire la rupture qui a été observée expérimentalement. Les simulations numériques illustrent en détails comment l'endommagement de la roche est initié et se propage selon une direction préférentielle lors du relâchement des contraintes.

En comparant les courbes de déformations récupérées expérimentales et celles produites par les simulations numériques, nous estimerons l'écart qui se crée en présence de plastification entre des modèles d'interprétation faisant appel à l'élasticité, incluant la méthode « Rapport Pic Récupération ».

Suivra cette introduction au chapitre 2 un aperçu de techniques de mesures de contraintes relevées sous deux volets, soient celles basées sur la fracturation exploitant la rupture dans le volume de mesure et celles basées sur la récupération supposant l'élasticité dans le milieu de mesure. Le chapitre 3 expose la méthodologie adoptée dans cette étude pour obtenir les résultats compilés dans le chapitre 4. Le chapitre 5 comporte la discussion sur ceux-ci, close par la conclusion et les recommandations pour la poursuite de travaux futurs avancées au chapitre 6.

CHAPITRE 2. MESURE DE CONTRAINTES

2.1 Préambule

Les massifs rocheux sont soumis à un champ de contraintes dans leur état naturel. Cet état résulte d'un équilibre atteint après le passage de grandes époques géologiques qui sont marquées par la formation de structures géologiques à différentes échelles (plis, failles, discontinuités, etc.). Autres que les structures naturelles, les ouvrages artificiels fabriqués et conçus par l'homme subissent aussi l'influence de ce champ de contraintes naturel.

Pour assurer la stabilité de ces constructions conçues par l'homme (tunnels, piliers de mines, excavations en surface et souterraines, réservoirs, puits d'extraction d'hydrocarbures, etc.), la connaissance des contraintes *in situ* est capitale dans leur design visant la pérennité de l'ouvrage et une sécurité maximale pour les travailleurs et usagers qui y sont présents.

Il existe une compilation interactive mondiale des grandeurs et orientations de contraintes causées par le tectonisme, connu sous le nom du projet World Stress Map : c'est une source d'informations intéressante pour un aperçu global de la répartition des contraintes par continent (figure 2.1).

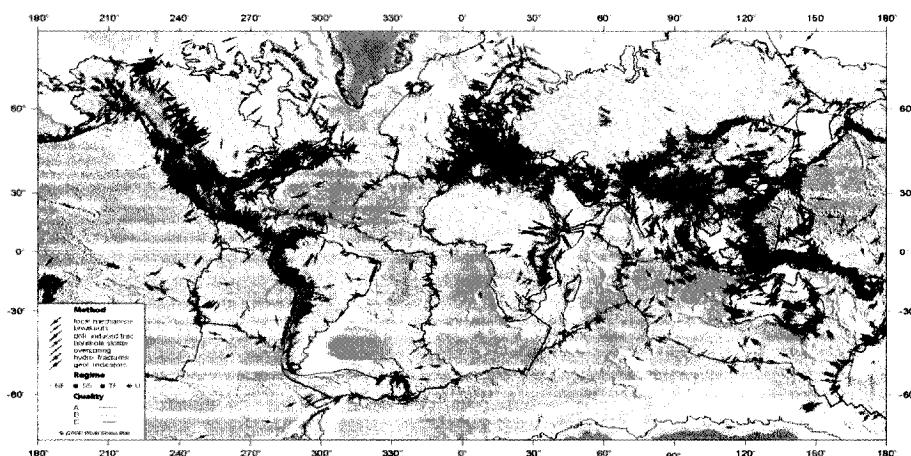


Figure 2.1 – World Stress Map à l'échelle mondiale (Reinecker et al., 2005).

Une contrainte n'étant pas une entité physiquement tangible, le moyen le plus direct de la quantifier est d'introduire une perturbation dans le milieu concerné et d'enregistrer la réponse de celui-ci en réaction à l'intrusion, sous forme de déplacement ou déformation. Dans les milieux rocheux, cette perturbation peut être créée de différentes façons, et dans certains cas, elle mène jusqu'à la rupture. D'ailleurs, il existe certaines techniques de détermination des contraintes qui se basent sur ce principe qu'est la fracturation, telles que la fracturation hydraulique, le « borehole breakout » et le discage.

D'autre part, les techniques basées sur le principe de la récupération reposent sur l'hypothèse élastique du volume de roche impliqué dans la mesure. Lors de l'utilisation de ces techniques, l'interprétation des mesures peut être affectée par un éventuel endommagement ou rupture de la roche.

Dans ce qui suit, une brève revue de certaines techniques ayant fait l'objet de travaux récents sera présentée.

2.2 Techniques basées sur la fracturation exploitant la rupture

Par fracturation, on entend la conduite d'une portion d'un massif rocheux à la rupture et l'inférence subséquente des contraintes correspondant à cet état, étant donné un critère de rupture (Corthésy et Leite, 2003).

2.2.1 Fracturation hydraulique

La fracturation hydraulique est la méthode d'utilisation la plus répandue, tant pour des sites de mesure situés près de la surface qu'à grande profondeur. Dans un premier temps, la technique consiste à isoler par obturateurs une section d'un forage typiquement vertical dans une portion de massif exempte de fracture. Ensuite, à l'aide d'un fluide, une pression croissante est appliquée aux parois du trou jusqu'à la création d'une fracture parallèlement à la contrainte principale majeure dans le plan de la section droite du trou (figure 2.2). Cette mise sous pression génère des contraintes en tension aux parois de la section isolée et initie une fracturation lorsque la roche atteint sa limite de résistance en tension.

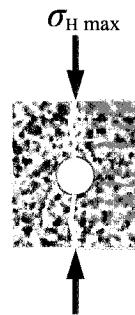


Figure 2.2 – Section droite du trou de forage vertical.

L'interprétation classique des résultats de cette technique repose sur certaines hypothèses, dont l'élasticité linéaire et l'isotropie de la roche, le parallélisme entre l'axe du forage et une des directions principales des contraintes *in situ* préalables, la faible perméabilité de la roche ainsi que la détermination précise de la résistance en tension de la roche à l'échelle de l'essai (Cornet, 1981). Ces hypothèses limitatives ont été à l'origine d'autres modèles d'interprétation qui ont tenté de s'en affranchir. Parmi ceux-ci compte l'apport

de Bredehoeft et al. (1976) qui ont reformulé le modèle original élaboré par Hubert et Willis (1957) avec la contribution de Kehle (1964), sans recourir à la résistance en tension de la roche.

Haimson et Fairhurst (1967) ont proposé un modèle poroélastique adapté aux massifs poreux ou perméables, qui considère l'effet de l'infiltration du fluide d'injection sur la redistribution de contraintes autour du trou de forage.

En réponse à la continuité du milieu que sous-entend l'hypothèse d'élasticité de la roche, Abou-Sayed et al. (1978) introduisent un modèle qui tient compte de la présence des fissures naturelles par une approche selon la mécanique de fracture, modèle qu'ont complété Rummel et Winter (1983).

Bien que Cornet (1981) déconseille la fracturation hydraulique pour des terrains à comportement plastique ou des massifs très fissurés, il concède que la condition d'élasticité est moins contraignante si l'accroissement de pression se fait rapidement : les possibilités de déformation plastique sont réduites. L'auteur ajoute que la méthode s'applique très bien aux roches du style sel gemme; toutefois, à long terme, ces matériaux enfreignent le postulat d'élasticité à cause du fluage.

Plus récemment, Fairhurst (2003) remarque que les résultats de cette méthode sont sujets à une fausse interprétation car, d'après des essais expérimentaux, il arrive que les fractures s'orientent différemment lors de leur propagation de la paroi du trou vers l'intérieur du massif.

Le modèle classique d'interprétation des résultats détermine l'état de contraintes bidimensionnel. Dans les roches dures, la détermination des contraintes ne fait pas appel aux paramètres de déformabilité, un des principaux attraits de la fracturation hydraulique. (Corthésy et Leite, 2003).

Dans sa revue des techniques de mesure de contraintes, Ljunggren et al. (2003) soulignent que la fracturation hydraulique peut être difficile à implémenter dans des

milieux rocheux à contraintes élevées. La présence de structures géologiques peut influencer les résultats de la méthode classique parce qu'elles constituent un plan de faiblesse qui contrôle l'orientation de la fracture amorcée.

2.2.2 « Borehole breakout »

Un phénomène fréquemment observé dans les ouvrages souterrains à contraintes élevées est le « borehole breakout », qui désigne une rupture des trous de forage par écaillage de fragments aux parois selon une direction préférentielle. Typiquement, sous l'action d'une grande compression, le pourtour de l'excavation se déforme progressivement en un ovoïde ou en ellipse.

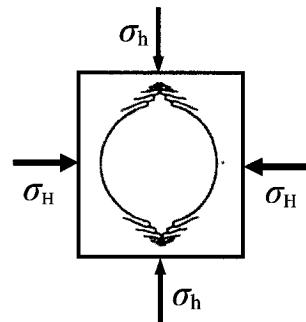


Figure 2.3 – Section droite d'un « borehole breakout ».

L'un des premiers cas de « borehole breakouts » reportés dans la littérature peut être retracé aux observations de Leeman en 1964, en Afrique du Sud. Au Canada, on compte le cas célèbre du Underground Research Laboratory (URL) en Manitoba, où la progression de l'écaillage d'une galerie de 3.5 mètres de diamètre est documentée en détails (Martin et al., 1997).

Il y a en général consensus sur l'orientation de l'écaillage : il est observé parallèlement à la direction de la contrainte in situ horizontale minimale (figure 2.3). Le développement de ces zones diamétralement opposées étant une conséquence directe de l'état de contraintes dans la roche, cette caractéristique est exploitée pour déduire la direction des contraintes préalables principales. Plusieurs ont tenté de relier la profondeur et l'étendue de ces zones à l'intensité des contraintes principales in situ dans des forages verticaux.

Sur ce sujet, Haimson (2006) expose les contributions de divers auteurs dans sa publication récente.

Corthésy et Leite (2003) remarquent cependant que pour déterminer la grandeur des contraintes, une loi de comportement, un critère de rupture et les paramètres associés à chacun doivent être introduits. En outre, il faut postuler le parallélisme entre l'axe du forage et l'une des contraintes principales du tenseur ainsi que la grandeur de cette contrainte.

De plus, Read et al. (1995) ont observé au URL que des zones asymétriques – ne passant pas par le centre du trou de forage – peuvent se former, résultat d'une redistribution des contraintes aux parois du trou et possiblement d'un début d'endommagement. Ceci est une indication que l'hypothèse du parallélisme n'est pas toujours vérifiée.

Trois modes de rupture sont proposés pour expliquer le mécanisme menant à l'écaillage (Germanovich et Dyskin, 2000) : le cisaillement, la tension et la formation de bandes de compaction. Cette dernière explication est avancée par Haimson (2006) après avoir observé en laboratoire l'écaillage montré à la figure 2.4 pour des roches de porosité moyenne à élevée. Dans ce cas, l'écaillage est tabulaire, en forme de fente alignée avec la contrainte horizontale minimale.

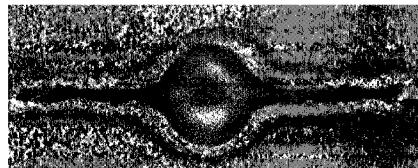


Figure 2.4 – Écaillage dans une roche poreuse (tirée de Haimson, 2006).

L'écaillage est un moyen simple et rapide pour déterminer l'orientation des contraintes : il suffit de mesurer les variations diamétrales aux parois de l'excavation. Il peut fournir une information qualitative intéressante si d'autres méthodes font défaut en grande profondeur. L'inconvénient majeur est que cette technique ne peut être utilisée qu'en présence du phénomène. Ljunggren et al. (2003) ne recommandent pas cette technique

pour obtenir avec précision la grandeur des contraintes. L'anisotropie de la roche peut de surcroît influencer la formation des zones d'écaillage et par conséquent compromettre l'utilité de l'information qu'on en retire.

2.2.3 Discage

Un forage réalisé dans un milieu à contraintes élevées produit des carottes qui se présentent comme une succession de disques. Ces disques ou rondelles peuvent être délimités par des plans de fracturation normaux à l'axe du forage, ce qui crée un assemblage de jetons parallèles, ou bien des sections en forme de selle, si deux axes l'un concave l'autre convexe définissent le plan de fracturation (figure 2.5). Dans un forage surcarotté, des anneaux composent les « surcarottes ».



Figure 2.5 – Discage dans la carotte récupérée.

Plusieurs chercheurs se sont intéressés à ce phénomène et divers travaux sont entrepris pour cibler les mécanismes qui déclenchent le discage. Jaeger et Cook (1963) en attribuent la cause à une rupture en tension d'après la rugosité des plans de fracturation. Obert et Stephenson (1965) identifient plutôt le cisaillement comme instigateur du discage. Stacey (1982) appuie l'explication de Jaeger et Cook sur la base de ses modélisations axisymétriques par éléments finis, ce que corroborent Li et Schmitt (1997) qui ont étudié le problème dans un maillage tridimensionnel.

Certains ont examiné la morphologie et la dimension des disques en relation aux concentrations de contraintes induites. Fairhurst (1986) et Haimson et Lee (1995) s'entendent sur le fait que l'épaisseur des disques est inversement proportionnelle à l'intensité des contraintes. Cette constatation, ajoutée à l'inclinaison préférentielle des plans de fracturation, ont conduit plusieurs auteurs à déduire le champ de contraintes *in situ* à partir des caractéristiques du discage. Figurent notamment les contributions de

Obert et Stephenson (1965), GangaRao et al. (1979), Zhu et al. (1985), Venet et al. (1993), Ishida et Saito (1995). Dernièrement, l'étude de Kaga et al. (2003) complétée par Matsuki et al. (2004) proposent une méthode qui évalue toutes les composantes du tenseur de contraintes *in situ*.

L'applicabilité de cette méthode repose sur le critère de rupture et les hypothèses postulées; sa précision dépend des paramètres introduits. La spécificité du discage restreint la plage d'application aux sites de mesure à grandes contraintes.

Le discage à lui seul ne peut fournir avec fiabilité et rigueur les caractéristiques du tenseur de contraintes *in situ* parce que l'influence de plusieurs autres facteurs demande plus de considération : la variabilité des propriétés de la roche tel le coefficient de Poisson, la présence de la boue lors du forage, le niveau de contrainte, la longueur de (sur)carottage, la géométrie du tube carottier et du fond de trou, l'hétérogénéité mécanique et l'anisotropie de la roche. Toutefois, en complément avec d'autres méthodes de mesure, le discage fournit une appréciation qualitative de l'intensité et l'orientation des contraintes naturelles. En l'occurrence, Haimson (1997) suggère la conjugaison de l'écaillage et du discage pour estimer la limite supérieure de l'état de contrainte *in situ* et évaluer la contrainte maximale horizontale.

2.3 Techniques basées sur la récupération exploitant l'hypothèse d'élasticité

Le concept étayant le principe de récupération est l'isolement d'un secteur de roche soumis au champ de contraintes existant, suivi par la mesure instrumentée de sa réponse lorsque libéré du milieu confinant. Cette réponse, captée en terme de déformations ou déplacements, est liée à la valeur de la contrainte naturelle moyennant un modèle d'interprétation et les paramètres de déformabilité de la roche.

Le relâchement du volume de roche par saignée peut s'effectuer avec diverses cellules qui mesurent la variation de diamètre de forages, les déformations à la paroi de forages et les déformations en fond de forage. La littérature relève des observations de rupture lors de leur implémentation.

2.3.1 Variation de diamètre de forages et déformations à la paroi de forages

Dans ce mode de mesure, le capteur est logé à l'intérieur d'un forage, désigné ci-après trou pilote (figure 2.6). Le soulagement des contraintes autour de cette section de roche se fait en forant un trou de plus grand diamètre concentrique au forage initial (surcarottage), en créant des fissures radiales dans le forage ou en pratiquant des incisions à la paroi de forages. Selon l'instrument choisi, les changements induits à la paroi sont mesurés soit en déformations, soit en déplacements suivant la variation de diamètre du sondage.

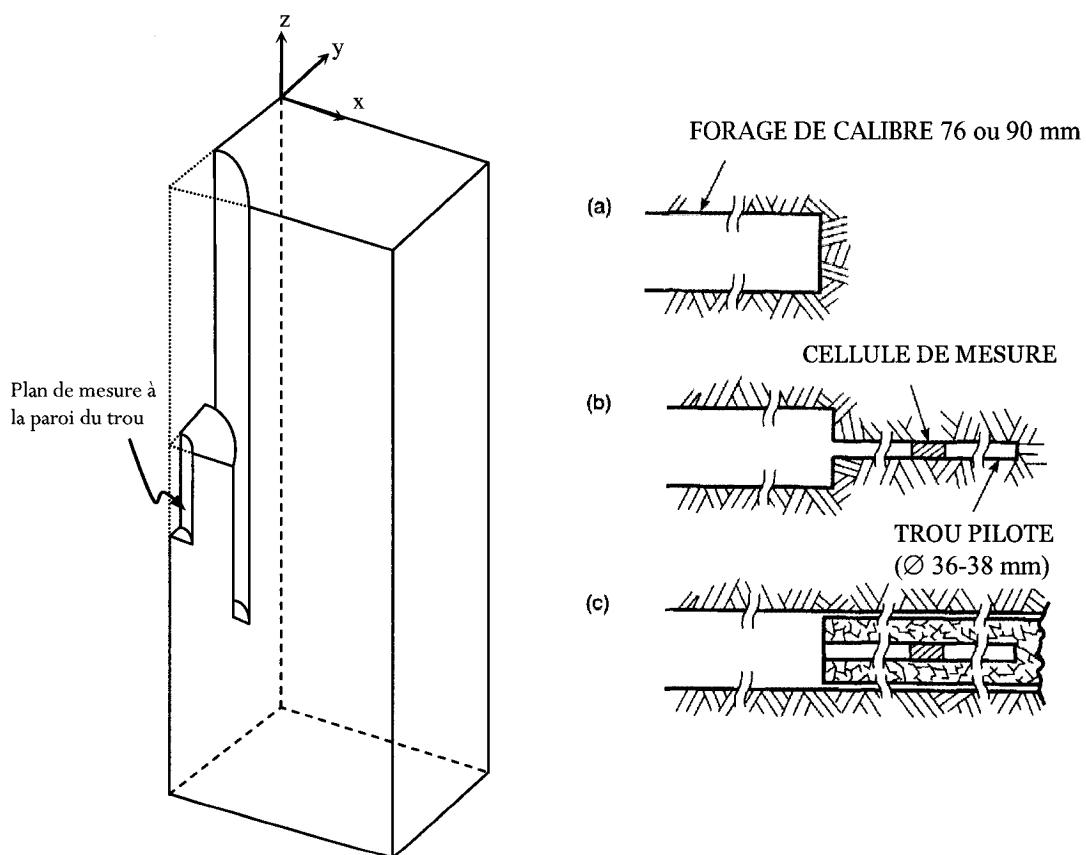


Figure 2.6 – Quart de modèle et sections pour le surcarottage (adaptées d'après Amadei et Stephansson, 1997)

En Amérique du Nord, l'instrument le plus populaire est la cellule USBM. Celle-ci mesure la variation de diamètre du forage à l'aide d'un palpeur. D'autres versions inspirées de cette cellule, appelées « borehole deformation gauge », sont munies d'un plus grand nombre de palpeurs afin de réduire le nombre de mesures à faire d'une saignée à l'autre. Ces cellules permettent toutes de déterminer le tenseur partiel de contrainte en deux dimensions à partir d'un seul forage, en posant une hypothèse sur la contrainte parallèle à l'axe du sondage. (Corthésy et Leite, 2003)

Au Canada, la cellule triaxiale développée par Leeman, aussi connue comme la cellule du CSIR de l'Afrique du Sud, voit un usage très répandu. Cette cellule, de même que la cellule du CSIRO de l'Australie et la cellule Borre Probe, mesurent les déformations en trois points à la paroi du forage. Le tenseur en trois dimensions peut être retrouvé à partir d'une seule mesure. Une limitation générale pour ces trois cellules est la longueur ininterrompue de surcarottage requise, environ quarante à soixante centimètres (Ljunggren et al., 2003). Pour la cellule USBM, elle s'élève à trente centimètres.

Une conséquence importante liée à cette restriction est une longueur semblable au forage du trou pilote sans rencontrer de fractures, ce qui peut se révéler impraticable.

Cornet (1981) rapporte que lors d'une campagne de mesures réalisées pour le tunnel Somport dans les Pyrénées, seules quatre sur dix surcarottages étaient interprétables, le reste étant affecté par la fracturation trop importante.

Cai et al. (1991, 1995) et Worotnicki (1993) s'accordent sur le fait que la présence des fractures d'origine naturelle ou induites par le forage ne permet pas le relâchement des contraintes dans la carotte qui est nécessaire à l'interprétation des essais de surcarottage.

Fouial et al. (1998) ajoutent que la présence des fractures réduit l'adhérence des cellules qui mesurent les déformations à la paroi rocheuse du fait qu'elles augmentent la circulation des fluides.

En 1987, une campagne de mesures par surcarottage au Underground Research Laboratory n'a pas porté fruit à une profondeur d'au-delà de 385 mètres. Thompson (1990) conclut que le discage dans les carottes récupérées démontre l'applicabilité réduite de la technique pour caractériser le tenseur de contraintes dans le Bouclier canadien. Au même site, Chandler et Martin (1991) examinent ce qui cause la formation de fractures subhorizontales lors de la fracturation hydraulique dans des forages verticaux ; ils expliquent ceci par les contraintes horizontales très élevées. Par la suite, Thompson et Chandler (2004) relatent les difficultés rencontrées aussi bien avec la fracturation hydraulique que les techniques par surcarottage. Sur un total de 84 mesures à la fracturation hydraulique, seuls huit essais (14%) étaient admissibles au calcul de contraintes. Corthésy et al. (1993a) expliquent que l'emplacement à grande profondeur des sites de mesure, l'élasticité non linéaire, l'anisotropie de la relation contrainte-déformation ainsi que l'anisotropie de la résistance en tension des roches peuvent influencer leur réponse lorsque soumis à la fracturation hydraulique et par conséquent la détermination des contraintes naturelles. Ils affirment qu'en milieux rocheux très fracturés, les techniques de surcarottage ne peuvent réussir à produire des carottes intactes d'une longueur de trente centimètres ou plus. Sur ce point, Cornet (1981) estime une longueur de surcarottage d'au plus dix centimètres dans des massifs grandement sollicités.

Le discage combiné au fort gradient des contraintes in situ horizontales explique le peu de succès des mesures à la fracturation hydraulique et par surcarottage – cellule triaxiale du Swedish State Power Board et « deep borehole deformation gauge » – au URL.

La difficulté d'obtenir des longueurs de surcarottage suffisantes a été l'objet d'étude de Myrvang (1991) qui a rencontré des problèmes semblables et les a résolus en recourant à une technique de carottage au Doorstopper conventionnel.

2.3.2 Déformations en fond de trou

La saignée se fait en prolongeant le forage initial (carottage) au fond duquel le capteur de déformations est collé (figure 2.7). Durant le relâchement, la cellule de mesure enregistre les déformations récupérées en fond de trou.

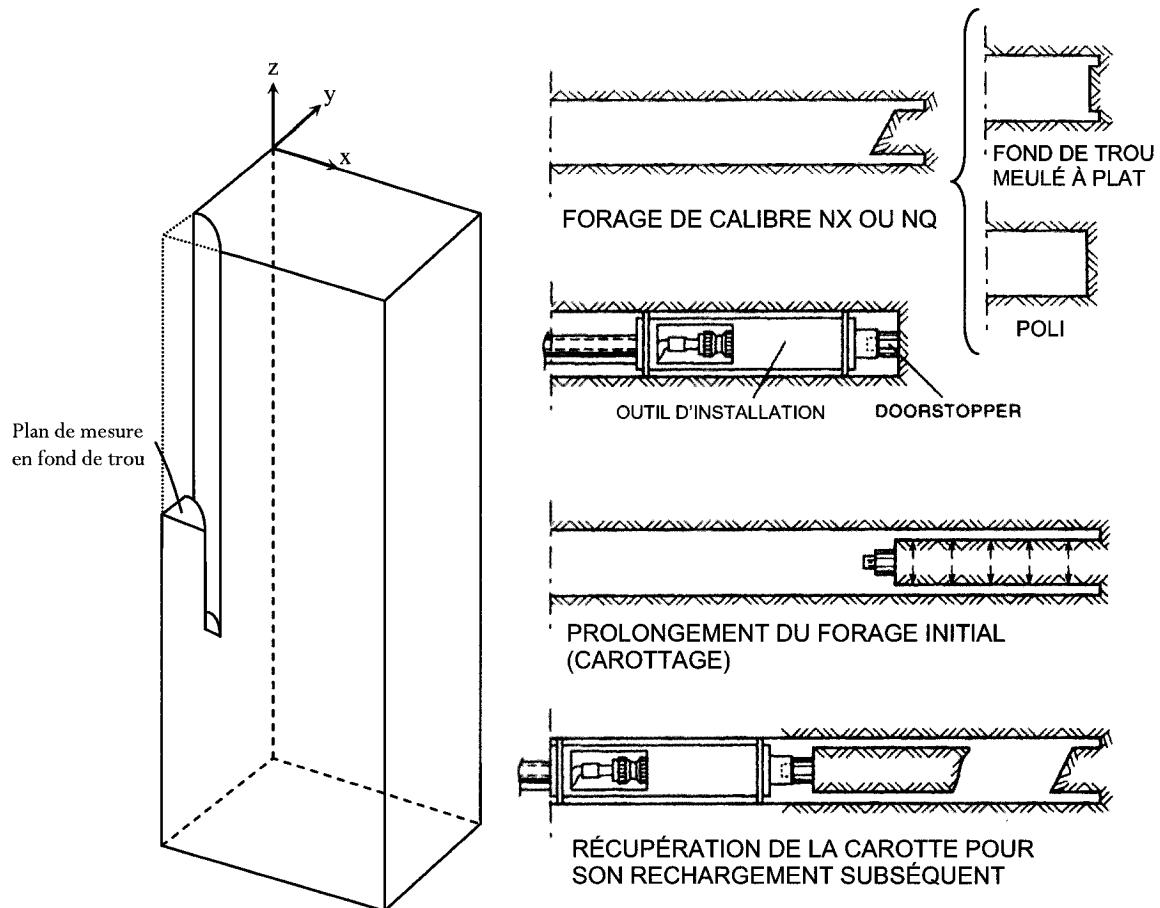


Figure 2.7 – Quart de modèle et sections (d'après Interfels dans Amadei et Stephansson, 1997)
pour ce mode de mesure.

La cellule Doorstopper, sa version modifiée et la cellule hémisphérique se rangent dans cette classe. Avec un seul diamètre de forage, pour un volume de roche de quelques mètres cubes, trois trous de forage orientés différemment (non parallèles), coplanaires au besoin, permettent de déterminer le tenseur de contraintes naturel en trois dimensions. Si on ne dispose que d'une seule mesure, on obtient un tenseur partiel en deux dimensions.

Ces instruments ne requérant pas de trous pilotes, le grand avantage qu'ils détiennent sur les techniques de surcarottage est la courte longueur de carottage requise : quelques millimètres à quatre centimètres pour le Doorstopper et sa version modifiée ; sept centimètres pour la cellule conique. Cette caractéristique confère un attrait indéniable à ces cellules en présence de massifs fragiles et fracturés ou des milieux très contraints. En comparaison au manchon creux d'un surcarottage, le cylindre solide d'un carottage est moins susceptible au discage.

Devant les résultats mitigés de la fracturation hydraulique et des techniques de surcarottage, une campagne de quatorze mesures au Doorstopper modifié est organisée au URL pour une prospection préliminaire au niveau 420. Les résultats de cette campagne corroborent la tendance générale des niveaux de contraintes et confirment l'intérêt d'adopter la technique du Doorstopper modifié (Corthésy et al., 1993a). Les considérations soulevées quant à l'interprétation des résultats découlant d'un seul forage en présence d'eau sont traitées avec la méthode RPR (Corthésy et al., 1994 ; Leite et al., 1997b).

Sur la base de ces observations naît un projet élaboré conjointement à l'École Polytechnique et Énergie atomique du Canada limitée : le Doorstopper modifié est adapté aux besoins du URL pour réaliser des mesures à grande profondeur. C'est l'une des motivations à l'origine du développement du Deep Doorstopper Gauge System DDGS (Thompson et al., 1997). La zone d'étude visée par ce projet se situe au-dessous d'une faille de chevauchement, traversée par une fracture. La grande intensité des contraintes *in situ* horizontales est une anomalie locale générée par les forces tectoniques avoisinantes.

En Suède, Äspö Hard Rock Laboratory (HRL) utilise le DDGS dans une étude comparative avec deux autres techniques de mesure de contraintes, la cellule triaxiale Borre Probe et la fracturation hydraulique, pour deux forages orthogonaux. Christiansson et Janson (2003) attribuent entre autres la cause de la différence des résultats obtenus par le DDGS à la présence de microfissures, qui ajoutent aux déformations permanentes non

récupérées. Dans le but d'étudier leurs effets, un code est développé pour générer les déformations récupérées pendant la saignée effectuée avec une cellule triaxiale en postulant les conditions d'élasticité linéaire dans un milieu continu, homogène et isotrope (Hakala et al., 2003). En comparant les déformations mesurées à celles simulées, les auteurs identifient ainsi des seuils d'endommagement du manchon récupéré selon le cheminement de contraintes. L'endommagement naissant dans les carottes récupérées permet d'expliquer la différence des contraintes mesurées et celles calculées selon le code. Un concept semblable a été proposé plus tôt par Fouial et al. (1998) avec une méthode d'interprétation qui utilise les déformations transitoires enregistrées à une étape de surcarottage avant la détente complète de la carotte de roche.

L'observation des déformations pendant le relâchement des contraintes permet de détecter des problèmes techniques, de discerner l'occurrence de discage ou d'autre forme de rupture et de poser un diagnostic sur la qualité de la mesure.

Dans l'étude de El Madani (2004), l'endommagement en fond de trou s'observe par l'allure de la courbe de déformations récupérées qui sont enregistrées de façon continue par le Doorstopper modifié lors du carottage. Le pic visiblement saillant de la courbe signale qu'une rupture a effectivement eu lieu, ce que l'auteure reproduit par un modèle numérique avec des paramètres de déformabilité réduits pour refléter la résistance amoindrie de la roche.

La rupture étant expérimentalement établie pour des mesures effectuées au Doorstopper modifié, il est intéressant de reproduire le phénomène par un modèle numérique faisant intervenir les paramètres de résistance pour décrire l'endommagement du cylindre de roche lorsqu'il est libéré de son milieu. La courbe de déformations récupérées est utilisée en tant que repère pour évaluer l'aptitude du modèle numérique à simuler le phénomène recherché.

Comme la présente étude se concentre sur l'observation de courbes de déformations récupérées par la technique du Doorstopper modifié, un bref aperçu sur sa méthode d'interprétation est exposé dans les paragraphes qui suivent.

2.3.2.1 Méthode RPR

L'interprétation des mesures au Doorstopper conventionnel nécessite trois mesures dans trois sondages non parallèles pour déterminer les six composantes σ_x , σ_y , σ_z , τ_{xy} , τ_{xz} et τ_{yz} du tenseur des contraintes naturelles (Corthésy et al., 1994). Chaque mesure fournit des valeurs de déformations récupérées lues au relâchement complet des contraintes en fond de trou.

La figure 2.8 montre la cellule Doorstopper originale conçue par Leeman, qu'Amadei et Stephansson (1997) décrivent comme suit. À la base, c'est une rosette de trois ou quatre jauge de déformation à fil résistant orientées à 45° de chacune, collée sur une cale circulaire en caoutchouc de silicone qui fait prise au moyen d'une colle avec le fond aplati et poli du trou de forage. Les fils des jauge sont rassemblés aux broches de raccordement dans un connecteur isolé. La cale et le connecteur sont moulés dans un boîtier en plastique qui les abrite de l'eau et de la poussière.

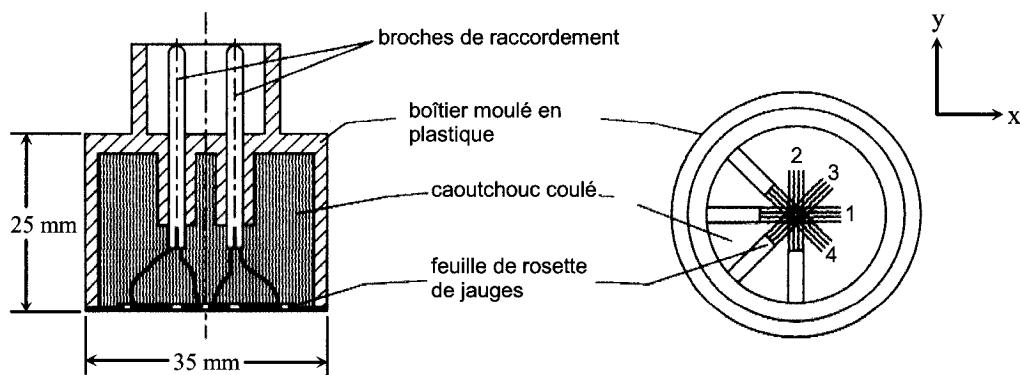


Figure 2.8 – Section et vue de la base du Doorstopper (tirées d'Amadei et Stephansson, 1997).

Le connecteur s'attache ensuite à un outil d'installation qui introduit la cellule dans le trou de forage. Les lectures de déformations sont transmises du connecteur par un câble de sortie.

D'après Corthésy et al. (1993b), l'état de déformation sous chacune des trois rosettes (appelée i pour 1, 2 et 3) se déduit par moindres carrés des lectures des quatre jauge avec

$$\bar{\varepsilon}_{x_i} = \frac{\varepsilon_3 - \varepsilon_2 + \varepsilon_4 + 3\varepsilon_1}{4} \quad (2.1)$$

$$\bar{\varepsilon}_{y_i} = \frac{\varepsilon_3 - \varepsilon_1 + \varepsilon_4 + 3\varepsilon_2}{4} \quad (2.2)$$

$$\bar{\gamma}_{xy_i} = \varepsilon_4 - \varepsilon_3 \quad (2.3)$$

où la lecture ε_1 est supposée parallèle à l'axe des x et la lecture ε_2 , parallèle à l'axe des y (figure 2.8). Usant de la loi de Hooke qui décrit les relations contrainte-déformation en un point dans un corps isotrope, l'état plan des contraintes sous chaque rosette est formulé par :

$$\bar{\sigma}_{x_i} = \frac{E(\bar{\varepsilon}_{x_i} + \nu\bar{\varepsilon}_{y_i})}{1-\nu^2} \quad (2.4)$$

$$\bar{\sigma}_{y_i} = \frac{E(\bar{\varepsilon}_{y_i} - \nu\bar{\varepsilon}_{x_i})}{1+\nu^2} \quad (2.5)$$

$$\bar{\gamma}_{xy_i} = \frac{2\bar{\tau}_{xy_i}(1+\nu)}{E} \quad (2.6)$$

où les constantes élastiques (module de Young E et coefficient de Poisson ν) sont posées connues à l'endroit où la mesure est faite.

D'après Leeman (1971), dans un système de référence x , y et z où l'axe z est parallèle à l'axe du forage de la mesure, les contraintes *in situ* se retrouvent grâce aux contraintes au fond du trou par

$$\bar{\sigma}_x = H_1 \sigma_x + H_2 \sigma_y + H_3 \sigma_z \quad (2.7)$$

$$\bar{\sigma}_y = H_1 \sigma_y + H_2 \sigma_x + H_3 \sigma_z \quad (2.8)$$

$$\bar{\tau}_{xy} = (H_1 - H_2) \tau_{xy} \quad (2.9)$$

où σ_x , σ_y et τ_{xy} désignent les contraintes naturelles in situ, $\bar{\sigma}_i$ et $\bar{\tau}_{xy}$ les contraintes en fond de trou et H_i sont des facteurs de concentration de contraintes en fond de trou estimés par des relations empiriques vu que le passage des contraintes aux points de mesure aux contraintes naturelles préalables n'a pas de solution analytique.

Rahn (1984) propose des facteurs en fonction du coefficient de Poisson pour un matériau isotrope tels que

$$H_1 = 1.32 + 0.08v(1+v) \quad (2.10)$$

$$H_2 = -0.12 + 0.18v(1+2.55v) \quad (2.11)$$

$$H_3 = -1.09(0.33+v) \quad (2.12)$$

Les équations 2.1 à 2.12 constituent le modèle d'interprétation conventionnel pour le Doorstopper, qui suppose entre autres l'hypothèse d'un massif rocheux élastique linéaire, isotrope et homogène.

En présence d'une seule mesure, on ne dispose que de trois équations à quatre inconnues. En 1994, Corthésy et al. ont proposé une quatrième équation qui contourne l'indétermination et permet de déduire quatre des six composantes du tenseur complet. Ce concept est intégré dans la méthode RPR pour Rapport Pic Récupération, dont l'élaboration est consignée en détails dans la publication de Corthésy et al. (1994).

Essentiellement, l'équation additionnelle est déterminée à partir des mesures de déformations récupérées par le Doorstopper modifié : alors qu'auparavant les lectures se faisaient ponctuellement après une saignée, la cellule modifiée par Gill et al. (1987) permet des mesures en continu tout le long du relâchement.

La somme des lectures de deux jauge orthogonales étant invariante ($\varepsilon_1 + \varepsilon_2 = \varepsilon_3 + \varepsilon_4$), les lectures des deux invariants (formées par les deux paires de jauge) sont mises en invariant moyen de déformations en ordonnée contre l'avance de la saignée en abscisse. Le rapport RPR est défini comme étant l'invariant final D_r récupéré à la fin du relâchement des contraintes – que caractérise un palier constant – divisé par l'invariant au pic D_p (figure 2.9):

$$RPR = D_r / D_p \quad (2.13)$$

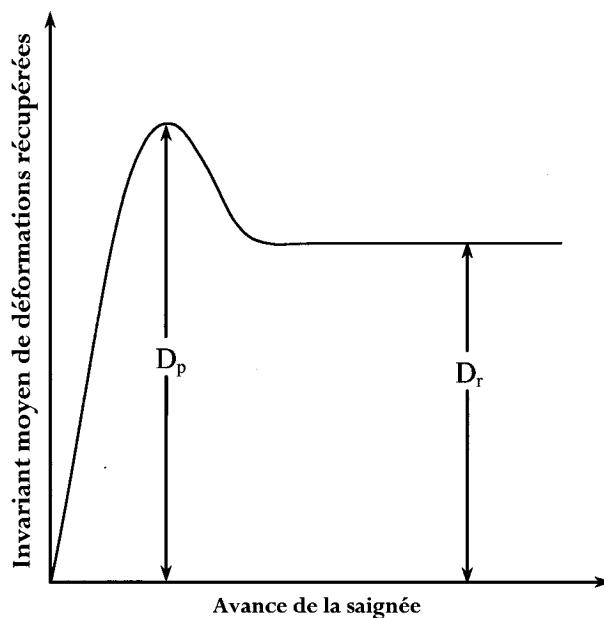


Figure 2.9 – Définition du rapport RPR dans une courbe typique de récupération après un relâchement complet des contraintes (tirée de Corthésy et al., 1999).

Le paramètre SR pour Stress Ratio est défini par cette quatrième équation,

$$\sigma_z = SR \left(\frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} \right) \quad (2.14)$$

qui, jointe à 2.7, 2.8 et 2.9 (inversées ci-bas), rend déterminé le système à quatre inconnues :

$$\bar{\sigma}_x = \frac{H_1\sigma_x - H_2\sigma_y - H_3(H_1 - H_2)\sigma_z}{H_1^2 - H_2^2} \quad (2.15)$$

$$\bar{\sigma}_y = \frac{H_1\sigma_y - H_2\sigma_x - H_3(H_1 - H_2)\sigma_z}{H_1^2 - H_2^2} \quad (2.16)$$

$$\tau_{xy} = \frac{\bar{\tau}_{xy}}{(H_1 - H_2)} \quad (2.17)$$

Dans leur article, Corthésy et al. (1994) établissent par des simulations numériques qu'il existe des relations entre le rapport RPR et le paramètre SR en fonction du coefficient de Poisson pour un matériau homogène, isotrope, linéaire et élastique. La figure 2.10 illustre sous forme graphique les résultats de ces analyses.

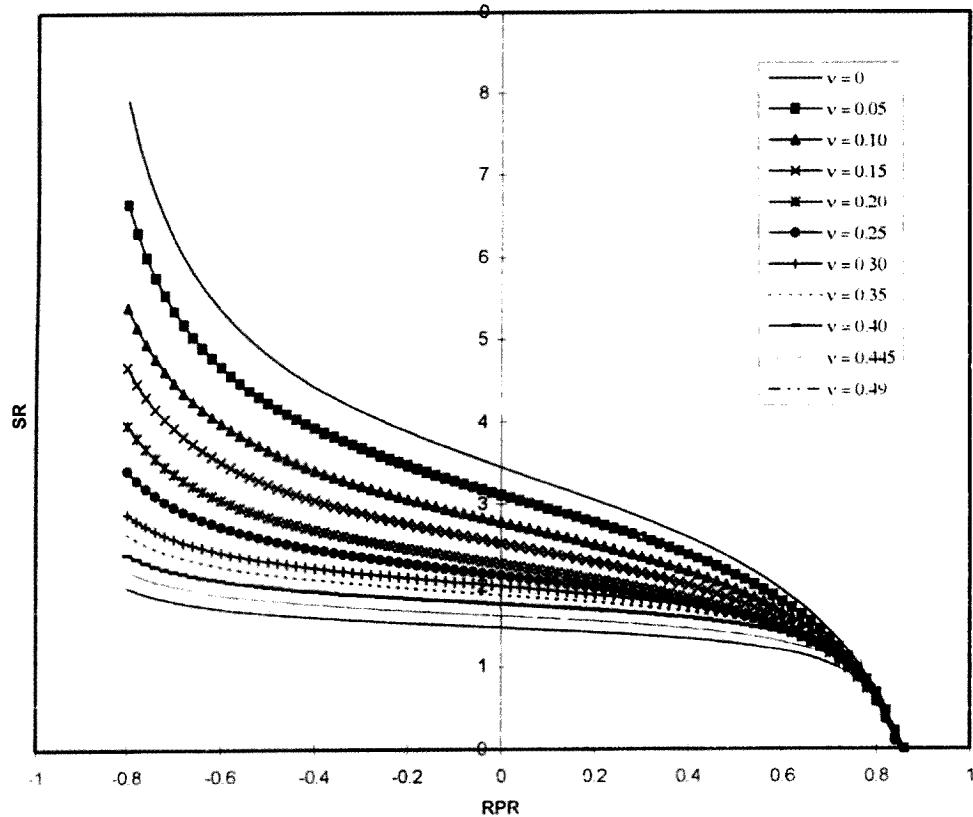


Figure 2.10 — Relations SR-RPR en fonction du coefficient de Poisson (tirée de Corthésy et al., 1999)

CHAPITRE 3. MÉTHODOLOGIE

L'objectif de cette étude est de modéliser une rupture ou un endommagement dans la carotte produite par le relâchement des contraintes lors d'une mesure de contraintes réalisée avec la technique du Doorstopper modifié dans un cylindre de roche synthétique.

Une modélisation numérique présente l'avantage de pouvoir visualiser la progression de la rupture et de réaliser une étude paramétrique. Une autre utilité d'une méthode numérique est la possibilité d'incorporer une loi de comportement ajustée à notre matériau synthétique. Ici, le logiciel utilisé est FLAC 5.0, développé par Itasca Consulting Group Inc.

L'élaboration d'un modèle valide requiert un étalonnage à partir d'un modèle physique, qui dans cette étude, provient d'essais en laboratoire.

Ces essais en laboratoire ont été réalisés par El Dana (2006) et se distinguent en :

- deux séries d'essais de caractérisation mécanique de la roche synthétique,
- une série d'essais en laboratoire simulant un relâchement de contraintes avec la technique du Doorstopper modifié.

Tout le long de cette recherche, le modèle numérique est validé en relation avec le modèle physique. Pour y parvenir, la méthodologie utilisée se résume par les étapes suivantes :

I. Caractérisation du matériau

Un programme d'essais de compression uniaxiale, diamétrale et triaxiale est mené en laboratoire afin de caractériser la roche synthétique. Ce volet expérimental comporte deux séries d'essais et a été réalisé par El Dana (2006).

Dans cette étude, les résultats de ces essais sont traités pour obtenir les propriétés mécaniques du matériau (module de Young, résistance en tension et en compression) et les courbes de contrainte-déformation à différents niveaux de confinement.

II. Ajustement des paramètres de résistance pour différentes lois de comportement

L'élasticité décrit le comportement de la roche avant la rupture. Trois lois de comportement ont été choisies pour décrire le comportement post-rupture dans la modélisation numérique :

- a) Hoek et Brown,
- b) Mohr-Coulomb, sans et avec écrouissage
- c) « double yield ».

Ce dernier a été retenu dans l'étude car la porosité élevée de la roche synthétique ne permet pas de négliger a priori les déformations volumétriques plastiques qui peuvent se former. Pour ce faire, une simulation numérique qui reproduit un essai hydrostatique sera décrite à la section 3.2.2.3.

III. Simulation des essais uniaxiaux et triaxiaux par modélisation numérique

Un modèle numérique axisymétrique à un élément est utilisé afin d'étalonner les courbes de contrainte-déformation numériques aux courbes expérimentales produites à l'étape I.

- a) Les résultats des essais de caractérisation sont portés dans un logiciel qui effectue des régressions sur des données expérimentales. Ces régressions génèrent les paramètres de résistance de la roche à son pic de résistance et à son état résiduel. RocLab est utilisé pour définir la première série d'essais selon le critère de rupture de Hoek et Brown généralisé. RocData a servi à la définition de la deuxième série selon le critère de Mohr-Coulomb. Des analyses de sensibilité sont réalisées avec les paramètres préliminaires d'après les régressions.

b) Le problème que l'on cherche à analyser faisant aussi intervenir le comportement du matériau après le pic de résistance, un ajustement des paramètres de résistance est effectué pour décrire l'évolution de la résistance depuis le pic jusqu'à son état résiduel (post-pic) aux niveaux de confinement utilisés dans les essais de caractérisation. Autant pour le critère de Hoek et Brown, Mohr-Coulomb et « double yield », cette étape permet d'ajuster les paramètres préliminaires obtenus à l'étape IIIa).

IV. Élaboration d'un modèle numérique pour l'étude du relâchement lors des mesures au Doorstopper modifié

En se servant des balises paramétriques définies à l'étape III, un modèle axisymétrique est élaboré dans le but de simuler une rupture lors du relâchement des contraintes avec la technique du Doorstopper modifié. Cette simulation ciblera les causes du mécanisme de rupture, rupture qui s'est effectivement produite lors des essais expérimentaux réalisés par El Dana (2006).

Deux cas de chargement seront analysés pour chaque loi de comportement :

- un cas, appelé A, où l'état de contraintes appliqué au laboratoire est tel qu'aucune rupture apparente ne se produit avant et pendant le relâchement des contraintes
- un cas, appelé B, où l'état de contraintes appliqué au laboratoire provoque une rupture pendant le relâchement des contraintes.

L'allure des courbes de déformations récupérées et la grandeur des déformations générées avant la saignée et celles récupérées à l'issue du relâchement complet des contraintes serviront à comparer le modèle numérique au modèle physique.

3.1 Caractérisation du matériau

Le choix d'un matériau synthétique a été dicté par plusieurs facteurs, entre autres le besoin d'obtenir plus ou moins systématiquement les mêmes propriétés mécaniques d'un essai à l'autre, ces dernières servant plus tard à la modélisation numérique. Un matériau naturel aurait inévitablement une plus grande variabilité. En plus de la répétabilité de ce matériau, le respect des limites de capacité de l'équipement de chargement entre aussi en jeu. Ainsi, il devient nécessaire de disposer d'un matériau qui présente une faible résistance.

Les constituants de la roche synthétique sont identiques à ceux du mélange retenu par El Madani (2004) dans son étude expérimentale. En poids, la répartition se divise en 33% du ciment de gypse Hydrocal White, 49.08% de sable fin et uniforme d'Ottawa, 17.92% d'eau distillée et 0.053% d'agent retardateur. La masse volumique de cette roche s'élève à 2700 kg/m^3 et la porosité à 43%.

Une grande part de travail dans cette recherche est dédiée à la détermination correcte des paramètres qui définissent la loi constitutive de notre matériau synthétique, en particulier dans la phase post-pic. La connaissance du comportement de la roche est donc déterminante dans la rupture qu'ultimement nous cherchons à reproduire, comme cela a été le cas lors des essais expérimentaux (El Dana, 2006).

De façon générale, il est important de bien adapter les lois constitutives pour décrire correctement l'écrouissage de la roche, afin de reproduire numériquement les courbes contrainte-déformation qui prédisent et de façon réaliste les données expérimentales. Dans ce but, deux séries d'essais expérimentaux ont été réalisées par El Dana (2006) pour caractériser mécaniquement la roche synthétique. La première comprend

- deux essais de compression uniaxiale,
- trois essais brésiliens,
- huit essais triaxiaux à niveaux croissants de confinement et

- un essai de compression hydrostatique, dont les résultats sont présentés dans la section 3.2.2.3.

Vu que la composition du mélange et le déroulement du mixage sont les mêmes que ceux adoptés dans l'étude expérimentale de El Madani (2004), le nombre d'essais de caractérisation mécanique s'est limité de manière à reproduire les propriétés moyennes de la roche synthétique, sachant que les propriétés peuvent varier d'un cylindre à l'autre et voire au sein d'un même cylindre.

Dans cette série, les déformations axiales mesurées sont totales, contribuées respectivement par la rigidité du système de chargement et celle de l'éprouvette de roche.

Les propriétés ainsi que la résistance au pic et à l'état résiduel de la roche figurent dans le tableau 3.1 :

Tableau 3.1 – Propriétés mécaniques de la roche synthétique.

Essais	σ_1 au pic [MPa]	σ_1 résiduelle [MPa]	Essais	σ_3 [MPa]	σ_1 au pic [MPa]	σ_1 résiduelle [MPa]
Uniaxiaux (C_o)	19.21	4.88	Triaxiaux	1	21.24	12.78
	17.60	5.48		1	22.09	16.14
Brésiliens (T_o)	-2.92	1.28	Triaxiaux	2	25.55	18.78
				3	27.17	24.01
				4	29.86	28.59
	-2.65	0.80	Uniaxiaux (C_o)	5	31.00	29.62
				6	32.12	31.62
				7.5	32.63	32.53

La figure 3.1 regroupe les courbes contrainte-déformation des essais de compression uniaxiale et triaxiaux.

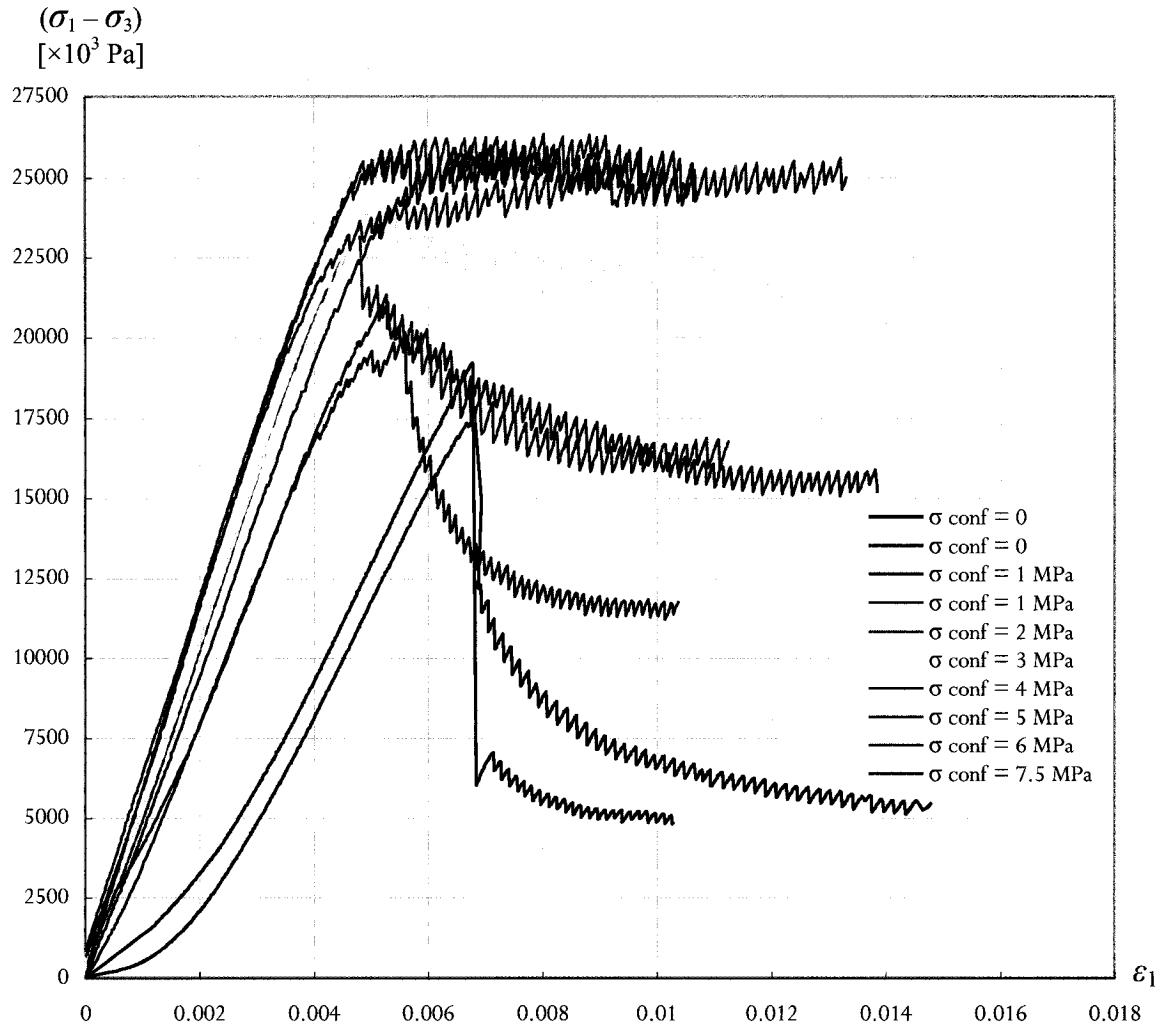


Figure 3.1 – Courbes contrainte-déformation des essais uniaxiaux et triaxiaux de la roche synthétique sollicitée à différentes contraintes de confinement (El Dana, 2006).

D'après la figure 3.1, l'augmentation du confinement réduit visiblement la fragilité de la roche. À un niveau de confinement autour de 4 MPa, la courbe contrainte-déformation montre un module d'écrouissage $d\sigma/d\epsilon$ nul. À cette contrainte, la roche franchit un seuil marquant le passage d'un comportement macroscopique fragile à ductile, ou en d'autres mots d'un écrouissage négatif à nul.

Sous forme schématique illustrée à la figure 3.2, au-delà de la résistance élastique σ_y , la roche se déforme selon un compromis énergétique entre l'énergie absorbée et dissipée par

frottement, selon deux trajectoires de base. À confinement faible, les pores se referment, les grains se réagencent, se déplacent et se localisent le long d'un plan préférentiel qui devient le plan de fissuration visible à la grandeur de l'éprouvette, ce que qualifie un comportement fragile. À confinement plus élevé, la roche est capable de supporter la charge appliquée sans déformations instables, ce qui qualifie la ductilité. Dans cet état, les déformations ne sont pas localisées dans la roche mais se distribuent.

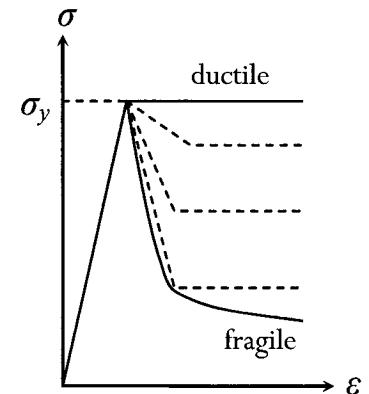


Figure 3.2 – Transition schématisée d'un comportement fragile vers la ductilité.

L'équilibre auquel la roche parvient pour accommoder la charge appliquée et le taux de déformation produit un plateau de déformations stables.

La deuxième série d'essais comprend un essai de compression uniaxiale et neuf essais triaxiaux à différents niveaux de confinement (El Dana, 2006). Les déformations axiales mesurées dans cette série sont uniquement celles de l'éprouvette de roche.

Le tableau 3.2 résume les niveaux de contraintes appliqués dans les dix essais :

Tableau 3.2 – Deuxième série d'essais de caractérisation de la roche synthétique.

Essai	σ_1 au pic [MPa]	σ_1 résiduelle [MPa]	Essais	σ_3 [MPa]	σ_1 au pic [MPa]	σ_1 résiduelle [MPa]
Uniaxial (C_o)	20.17	6.14	Triaxiaux	1	20.54	12.24
				1	19.14	13.46
				2	21.56	17.73
				3	26.50	22.00
				3.5	26.39	24.41
				4	27.92	25.43
				4	27.07	26.21
				4.5	28.66	27.34
				5	29.23	28.66

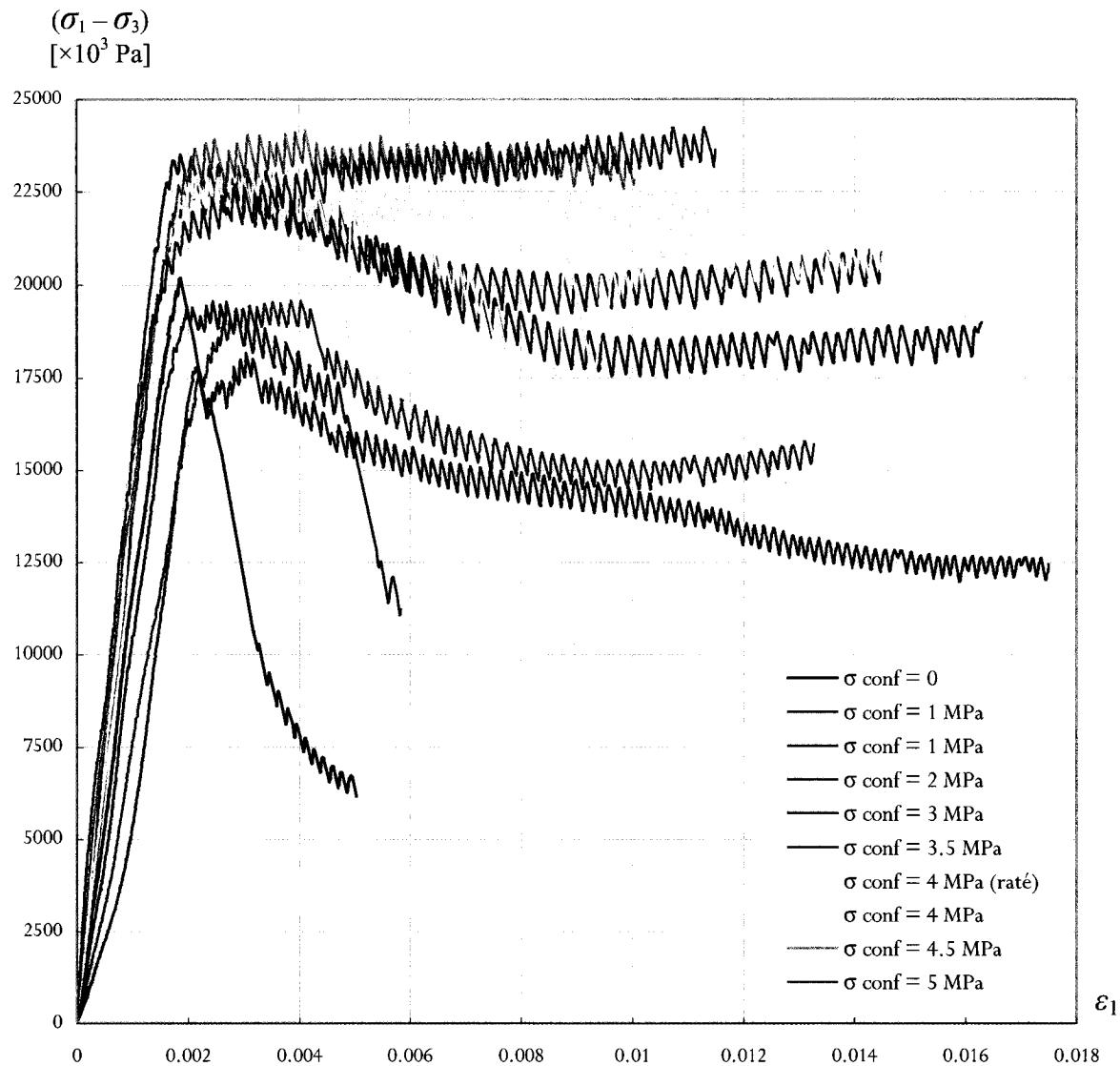


Figure 3.3 – Deuxième série d'essais triaxiaux à différents niveaux de confinement.

3.2 Ajustement des paramètres de résistance pour différentes lois de comportement

Le succès de la modélisation du comportement du matériau dépend fortement de la loi rhéologique choisie. Une attention particulière est portée à l'ajustement paramétrique de ces lois de comportement. Comme on cherche à répéter une rupture localisée dans le matériau, il est alors avant tout nécessaire de sélectionner la loi de comportement la plus appropriée qui imitera les mécanismes physiques conduisant à la rupture du matériau.

L'intérêt d'un modèle numérique découle de la possibilité d'ajuster les paramètres de la loi constitutive propre à la roche synthétique, gouvernée autrement que par l'élasticité. Le logiciel de différences finies explicite FLAC (Fast Lagrangian Analysis of Continua) développé par Itasca Consulting Group Inc. est choisi parce qu'il permet avant tout de jauger rapidement la sensibilité des paramètres constitutifs suite à une variation qu'on leur impose.

Dans ce logiciel, une méthode de différences finies remplace chaque dérivée du système d'équations de mathématisation du problème physique par une équation algébrique écrite en termes de contraintes ou déplacements, à des points discrets dans l'espace. Il est donc relativement facile de régénérer ces équations pour chaque pas de calcul. À l'opposé, les méthodes implicites d'éléments finis combinent chaque matrice de rigidité élémentaire en une globale : le temps de calcul est alors plus long, l'espace-mémoire requis devient plus important pour les problèmes non linéaires.

Par son éditeur intégré FISH, FLAC permet à l'usager d'ajouter ses propres variables et d'y coder les fonctions ou commandes qu'il souhaite insérer à son modèle. En plus d'une librairie intégrée de modèles non linéaires et plastiques personnalisables, l'usager peut créer de nouveaux modèles constitutifs selon ses besoins.

3.2.1 Modèle d'élasticité

La loi de Hooke gouverne la réponse élastique de la roche, la partie où la relation contrainte-déformation est linéaire et indépendante du cheminement de contrainte. Pour une formulation d'un problème en trois dimensions, le système de référence qu'emploie FLAC diffère de celui généralement utilisé (axes y et z inversés) :

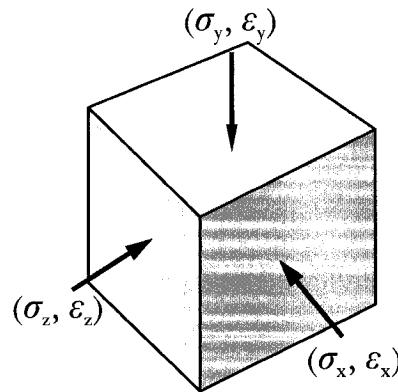


Figure 3.4 – Géométrie de formulation selon FLAC.

Les contraintes et déformations normales en 3D sont reliées par deux constantes élastiques pour un matériau isotrope élastique linéaire :

$$\sigma_{(x,y,z)} = \frac{vE}{(1+v)(1-2v)}(\epsilon_x + \epsilon_y + \epsilon_z) + \frac{E}{1+v}\epsilon_{(x,y,z)} \quad (3.1)$$

ou $\epsilon_x = \frac{\sigma_x}{E} - \frac{v}{E}(\sigma_y + \sigma_z)$ (3.2)

$$\epsilon_y = \frac{\sigma_y}{E} - \frac{v}{E}(\sigma_x + \sigma_z) \quad (3.3)$$

$$\epsilon_z = \frac{\sigma_z}{E} - \frac{v}{E}(\sigma_x + \sigma_y) \quad (3.4)$$

où E est le module de Young et v le coefficient de Poisson (rapport absolu des déformations latérales sur les déformations axiales). Au lieu de cette paire (E, v), FLAC

utilise deux modules constants, l'un de compressibilité K, égal à E/3(1 – 2v) et l'autre de cisaillement G, égal à E/2(1+v).

En géométrie axisymétrique, FLAC implémente ce modèle de relation contrainte-déformation sous forme incrémentale

$$\Delta\sigma_{11} = \alpha_1 \Delta\varepsilon_{11} + \alpha_2 (\Delta\varepsilon_{22} + \Delta\varepsilon_{33}) \quad (3.5)$$

$$\Delta\sigma_{22} = \alpha_1 \Delta\varepsilon_{22} + \alpha_2 (\Delta\varepsilon_{11} + \Delta\varepsilon_{33}) \quad (3.6)$$

$$\Delta\sigma_{33} = \alpha_1 \Delta\varepsilon_{33} + \alpha_2 (\Delta\varepsilon_{11} + \Delta\varepsilon_{22}) \quad (3.7)$$

avec $\alpha_1 = K + 4G/3$ et $\alpha_2 = K - 2G/3$. Les déformations s'obtiennent avec

$$\Delta\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2} \left[\frac{\partial\dot{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial\dot{u}_j}{\partial x_i} \right] \Delta t \quad (3.8)$$

où $\Delta\varepsilon_{ij}$ est le tenseur de déformations incrémentales, \dot{u}_i le taux de déplacement et Δt un pas de calcul. La procédure d'implémentation de tous les modèles constitutifs suit le même algorithme numérique incrémental : étant donnés un état de contraintes précédent et la déformation incrémentale totale au pas de calcul considéré, le nouvel incrément de contraintes est déterminé et l'état de contraintes total actuel calculé.

Un tel modèle est applicable pour un matériau homogène, isotrope et continu, se déformant linéairement sous chargement et n'arborant pas d'hystérésis au déchargement, valide dans la partie pré-pic de notre roche synthétique. En phase post-pic, la non linéarité de la relation contrainte-déformation, indicatrice de déformation plastique causée par un endommagement permanent de la roche, sollicite l'utilisation de modèles plastiques. La librairie de modèles intégrés dans FLAC, pourvue entre autres de Hoek et Brown, Mohr-Coulomb et « double yield », s'est avérée l'outil le plus apte à caractériser la perte de résistance de la roche après le pic.

3.2.2 Modèles de plasticité

FLAC combine un critère de rupture, des fonctions d'écrouissage et la loi d'écoulement dans ses modèles. Le critère de rupture sert à définir l'état de contraintes auquel le matériau entre en écoulement plastique. La situation des points en-deçà ou sur les surfaces de rupture représentées dans l'espace généralisé des contraintes est définie en termes d'incrémentés élastique ou plastique vu que FLAC utilise une méthode de différences finies dans sa résolution d'équations d'équilibre. L'écoulement plastique est formulé en se basant sur des hypothèses de base de la théorie de plasticité, à savoir que l'incrément de déformation totale se décompose en parts élastique et plastique (Vermeer et de Borst, 1984) :

$$\Delta \varepsilon_i = \Delta \varepsilon_i^e + \Delta \varepsilon_i^p \quad (3.9)$$

où $i = 1, 2, 3$ selon la formulation du critère de rupture dans l'espace des contraintes principales et les exposants e et p , élastique et plastique respectivement. En plasticité associée, les deux types de déformations incrémentales sont coaxiaux aux directions des contraintes principales actuelles à condition que la grandeur des déformations élastique soit nettement plus petite que celle des déformations plastiques en état d'écoulement.

3.2.2.1 Hoek et Brown

Dans ce modèle, FLAC vérifie le critère de rupture non linéaire de Hoek et Brown généralisé pour initier le comportement plastique, qui est par la suite décrit par une loi d'écoulement fonction du niveau de contraintes et du degré d'endommagement : un écrouissage tant positif que négatif peut être reproduit. L'expression du critère généralisé tel que présenté par Hoek en 2002 s'énonce comme

$$\sigma_1 = \sigma_3 + C_o \left(m_b \frac{\sigma_3}{C_o} + s \right)^a \quad (3.10)$$

dans l'espace des contraintes principales. Dans cette équation interviennent la résistance en compression uniaxiale C_o , le paramètre m_b , valeur réduite de m_i , qui dépend de la pétrographie de la roche ainsi que les paramètres s et a qui sont reliés à l'indice GSI Geological Strength Index décrivant l'état de fracturation du massif rocheux et son degré de remaniement D de la façon suivante :

$$\frac{m_b}{m_i} = \exp\left(\frac{GSI - 100}{28 - 14D}\right) \quad (3.11)$$

$$s = \exp\left(\frac{GSI - 100}{9 - 3D}\right) \quad (3.12)$$

$$a = \frac{1}{2} + \frac{1}{6}(e^{-GSI/15} - e^{-20/3}) \quad (3.13)$$

Ce critère empirique propose une relation décrivant l'état des contraintes qui mène des roches intactes et les massifs rocheux à la rupture. Tout état de contraintes ne vérifiant pas ce critère est décrit par le modèle élastique de la section 3.2.1.

Après la rupture, des déformations plastiques s'ajoutent aux déformations élastiques

$$\Delta\varepsilon_1 = \Delta\varepsilon_1^e + \Delta\varepsilon_1^p \quad (3.14)$$

$$\Delta\varepsilon_2 = \Delta\varepsilon_2^e \quad (3.15)$$

$$\Delta\varepsilon_3 = \Delta\varepsilon_3^e + \Delta\varepsilon_3^p \quad (3.16)$$

de la manière dictée par la loi d'écoulement en vigueur :

$$\Delta\varepsilon_1^p = \gamma \Delta\varepsilon_3^p \quad (3.18)$$

Dans cette fonction, le paramètre d'écoulement γ varie selon le niveau de contrainte après rupture : en fixant γ pour trois cas limites, les valeurs intermédiaires peuvent être interpolées.

Pour un état proche du chargement uniaxial ($\sigma_3 \approx 0$),

$$\gamma_{af} = -\frac{1}{1 + aC_o(m_b\sigma_3/C_o + s)^{a-1}(m_b/C_o)} \quad (3.19)$$

En traction uniaxiale, la loi radiale s'applique

$$\gamma_{rf} = \sigma_1/\sigma_3 \quad (3.20)$$

À confinement élevé $\sigma_3 = \sigma_3^{cv}$ prescrit par l'usager, la loi d'écoulement $\gamma_{cv} = -1$ définit l'état auquel le matériau ne se dilate plus (volume constant). Selon cette formulation tripartite, le paramètre d'écoulement pour tout confinement situé dans l'intervalle $0 < \sigma_3 < \sigma_3^{cv}$ est interpolé linéairement entre les frontières 3.19 et 3.20

$$\gamma = \frac{1}{1/\gamma_{af} + (1/\gamma_{cv} - 1/\gamma_{af})(\sigma_3/\sigma_3^{cv})} \quad (3.21)$$

Lorsque σ_3 dépasse σ_3^{cv} , une valeur γ égale à γ_{cv} est assignée.

3.2.2.2 Mohr-Coulomb

En comportement élastique, FLAC implémente la procédure décrite dans la section 3.2.1. En rupture, une correction est apportée aux contraintes élastiques estimées par les équations 3.5 à 3.7 pour déterminer le nouvel état de contraintes. Cette correction tient compte de la contribution des déformations plastiques, désormais non nulles lorsque le critère de rupture est vérifié.

Dans ce modèle composite, FLAC adopte comme critère de rupture la droite de Mohr-Coulomb en cisaillement. Habituellement exprimée par une équation linéaire dans l'espace de Mohr

$$\tau = c + \sigma \tan \phi \quad (3.22)$$

où c et ϕ désignent respectivement la cohésion et l'angle de frottement interne, la droite peut aussi s'écrire sous forme

$$\sigma_1 = 2c\sqrt{N} + \sigma_3 N = C_o + \sigma_3 \tan \psi \quad (3.23)$$

avec $N = -C_o/T_o = (1 + \sin \phi) / (1 - \sin \phi)$ (3.24)

$$N = \tan \psi = \tan^2(45 + \phi/2) \quad (3.25)$$

où ψ est l'angle de dilatance et T_o , la résistance en tension uniaxiale, valeur à laquelle FLAC impose la rupture en tension lorsque σ_3 atteint T_o . Pour un matériau avec un angle de frottement non nul, sa résistance en tension ne peut excéder la valeur σ_{max}^t égale à $c/\tan \phi$. Si après convergence, FLAC retourne une valeur dépassant σ_{max}^t pour une zone du modèle, la résistance en tension pour cette dernière est mise à zéro : une perte de résistance en tension instantanée est simulée.

Lorsque l'un de ces deux critères est vérifié, FLAC simule la plasticité en distinguant deux lois d'écoulement : l'une en cisaillement et l'autre en tension. En cisaillement,

$$\Delta \varepsilon_1^p = \lambda^s \quad (3.26)$$

$$\Delta \varepsilon_2^p = 0 \quad (3.27)$$

vu que la contrainte principale intermédiaire σ_2 n'agit pas dans le critère de rupture

et $\Delta \varepsilon_3^p = -\lambda^s \frac{1 + \sin \psi}{1 - \sin \psi}$ (3.28)

En tension, $\Delta \varepsilon_1^p = 0$ (3.29)

$$\Delta \varepsilon_2^p = 0 \quad (3.30)$$

$$\Delta \varepsilon_3^p = -\lambda^t \quad (3.31)$$

Dans ces équations, les exposants p, s et t identifient respectivement plastique, cisaillement et tension. Les grandeurs de λ^s et λ^t sont évaluées par une estimation des contraintes à partir des contraintes et déformations élastiques de l'incrément précédent la rupture en cisaillement ou tension.

Avec les paramètres c et ϕ constants, Mohr-Coulomb modélise un comportement ductile. L'option « strain softening » dans FLAC permet de modéliser l'écrouissage négatif que la roche synthétique a montré sous chargement à confinement faible.

Cette extension du modèle de Mohr-Coulomb permet à l'usager de contrôler graduellement l'évolution de la cohésion, l'angle de frottement, la résistance en tension et la dilatance du matériau selon un paramètre d'écrouissage, dès la formation de déformations plastiques.

Essentiellement, le paramètre d'écrouissage est proportionnel à la quantité de déformation plastique formée. En fonction de ce paramètre, quatre régressions linéaires par morceaux peuvent être prescrites pour contrôler graduellement c, ϕ , ψ et T_0 (figure 3.5) : la tendance d'un paramètre est indépendante des trois autres. En cisaillement, FLAC définit le format incrémental de ce paramètre d'écrouissage de la façon suivante :

$$\Delta\epsilon^{ps} = \left\{ \frac{1}{2}(\Delta\epsilon_1^{ps} - \Delta\epsilon_m^{ps})^2 + \frac{1}{2}(\Delta\epsilon_m^{ps})^2 + \frac{1}{2}(\Delta\epsilon_3^{ps} - \Delta\epsilon_m^{ps})^2 \right\}^{\frac{1}{2}} \quad (3.32)$$

avec $\Delta\epsilon_m^{ps} = \frac{1}{3}(\Delta\epsilon_1^{ps} + \Delta\epsilon_3^{ps})$ (3.33)

où les indices 1 et 3 désignent les directions principales, les exposants p pour plastique et s pour cisaillement. En tension, le paramètre ϵ^{pt} mesure les déformations plastiques de tension accumulées dans la direction de la contrainte principale majeure, avec son incrément tel que défini par l'équation

$$\Delta\epsilon^{pt} = \Delta\epsilon_3^{pt} \quad (3.34)$$

Pour décrire l'écrouissage négatif de la roche, il incombe d'extraire des déformations totales mesurées la quantité de déformations plastiques en cisaillement ou en tension qui se développe pour une variation linéaire donnée du paramètre (c , ϕ , ψ et T_o), à partir de sa valeur au pic – soit pour une déformation plastique nulle ($\varepsilon^{ps} = 0$ ou $\varepsilon^{pt} = 0$), jusqu'à sa valeur résiduelle (figure 3.5) :

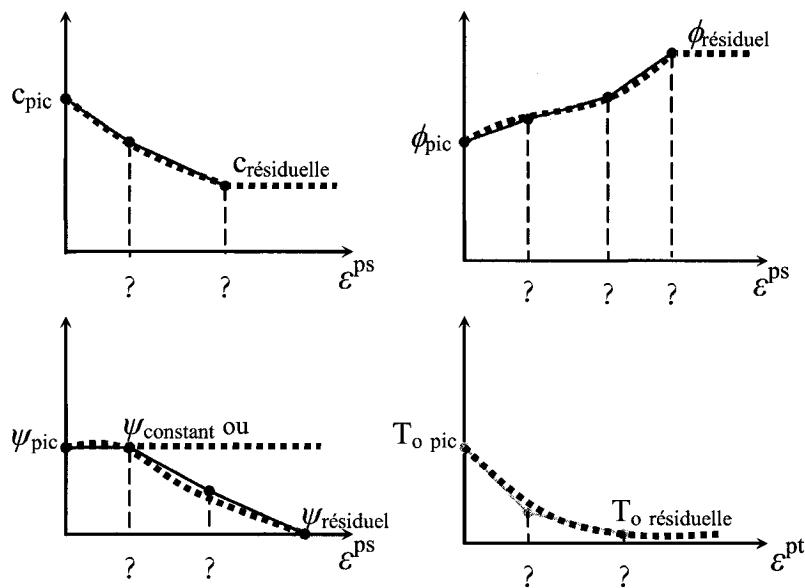


Figure 3.5 – Approximation par segments linéaires.

Ces fonctions sont stockées par paires – $(\varepsilon_i^{ps}, c_i)$, $(\varepsilon_i^{ps}, \phi_i)$, $(\varepsilon_i^{ps}, \psi_i)$ et $(\varepsilon_i^{pt}, T_{oi})$ – dans quatre tableaux qu'incorpore la commande exécutée par FLAC : la dernière valeur définie dans le tableau est constante et associée à toute déformation plastique qui se forme par la suite. Pour toute valeur de déformation située à l'intérieur des limites des segments linéaires, la valeur du paramètre correspondant est obtenue par interpolation linéaire (figure 3.5). FLAC fixe un plafond pour la résistance en tension en posant $\sigma_{\max}^t = c/\tan\phi$ pour chaque nouvelle paire (c , ϕ) assignée; ainsi, le minimum entre σ_{\max}^t et T_o mise à jour par le tableau sera adopté.

La séparation des déformations plastiques des déformations totales mesurées fait appel à l'équation 3.9 selon laquelle une déformation totale se décompose en deux parties, élastique et plastique. Comme la portion élastique est exprimée par les équations 3.2 à 3.4, il en découle que la portion plastique est la différence des composantes totale et élastique (figure 3.6) :

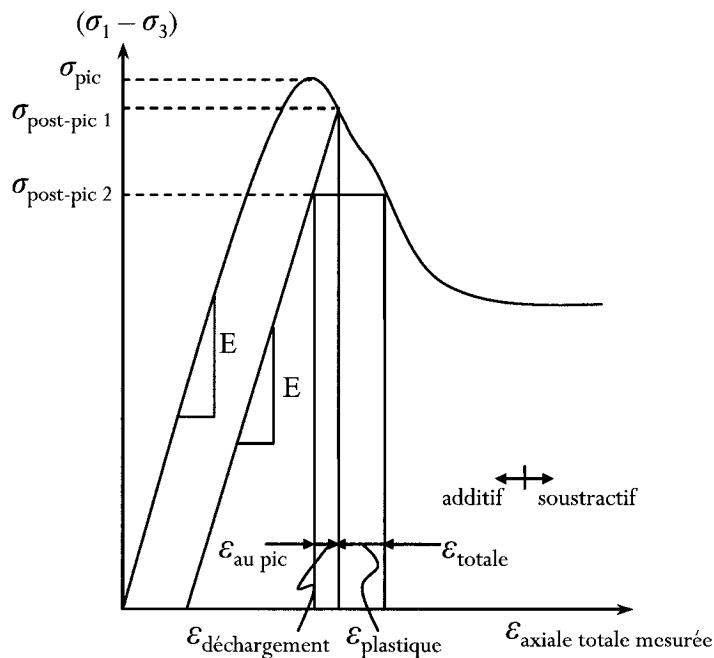


Figure 3.6 – Extraction de la déformation plastique.

Puisque la relation contrainte-déformation décrivant la réponse élastique de la roche demeure la même pendant le chargement et le déchargement, la déformation plastique s'obtient en soustrayant la déformation liée au déchargement élastique et celle lue au pic de la déformation totale.

3.2.2.3 « Double yield »

Étant donnée la porosité élevée de la roche synthétique, une considération peut être incluse dans le modèle de Mohr-Coulomb pour tenir compte des déformations volumétriques permanentes qui se forment. L'ajout d'une surface de rupture verticale,

telle un cap refermant l'enveloppe linéaire de rupture en cisaillement, permet d'introduire la possibilité d'une rupture volumétrique sous chargement hydrostatique.

Ce modèle utilise les mêmes critères de ruptures et lois d'écoulement en cisaillement et tension que ceux exposés dans la section 3.2, avec la déformation plastique se décomposant en trois parts

$$\Delta\epsilon_i^p = \Delta\epsilon_i^{ps} + \Delta\epsilon_i^{pt} + \Delta\epsilon_i^{pv} \quad (3.35)$$

où $\Delta\epsilon_i^{pv}$ est la déformation volumétrique plastique formée dans le sens opposé aux déformations de cisaillement $\Delta\epsilon_i^{ps}$ et de tension $\Delta\epsilon_i^{pt}$, et l'indice i désigne les directions principales. La déformation volumétrique totale $\Delta\epsilon^{pv}$ est la somme en valeur absolue

$$\Delta\epsilon^{pv} = |\Delta\epsilon_1^{pv} + \Delta\epsilon_2^{pv} + \Delta\epsilon_3^{pv}| \quad (3.36)$$

La surface de rupture volumétrique se déplace au fur et à mesure que la roche se compacte et est activée en fonction de la quantité de déformation volumétrique plastique développée, par la définition d'un tableau de valeurs $(\epsilon_i^{pv}, \sigma_{ci})$.

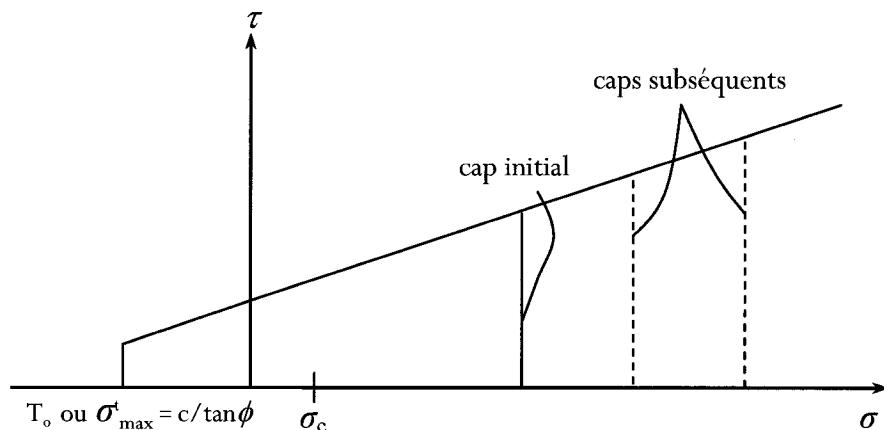


Figure 3.7 – Modèle « double yield ».

Sous compression isotrope à charge croissante σ_c , les grains de la roche se rapprochant, les rigidités plastique ($d\sigma_c/d\epsilon^{pv}$) et élastique augmentent. FLAC détermine les modules

élastiques de compressibilité K_c et de cisaillement G_c incrémentaux lors de sa résolution des équations d'équilibre par un facteur constant R tel que

$$K_c = R \Delta \sigma_c / \Delta \varepsilon^{pv} \quad (3.37)$$

$$G_c = G (K_c / K) \quad (3.38)$$

où R est le rapport des modules de compressibilité élastique et plastique, le rapport K_c/G_c est constant et égal au rapport K/G , avec les valeurs de K et G fournies par l'usager formant les limites supérieures de K_c et G_c . À un pas de calcul donné, $\Delta \sigma_c / \Delta \varepsilon^{pv}$ correspond à la pente de la courbe définie par les paires ($\varepsilon_i^{pv}, \sigma_{ci}$).

Les propriétés volumétriques requises par FLAC (courbe $\varepsilon^{pv} - \sigma_c$ et ratio R) peuvent être déterminées à partir des résultats d'un essai triaxial de compression hydrostatique, en maintenant les contraintes axiale et de confinement σ_c égales.

Soit la figure 3.8, en ordonnée la contrainte moyenne de consolidation est représentée en fonction de la déformation volumétrique en abscisse, avec une partie du chemin au déchargement. Pour un point situé sur la courbe de consolidation, l'incrément $\Delta \varepsilon^v$ se partage en une portion élastique et plastique.

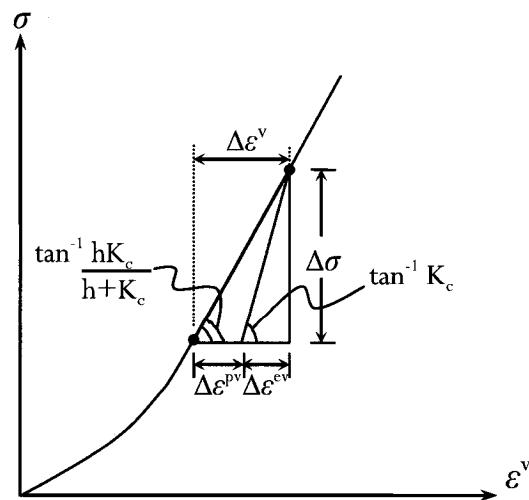


Figure 3.8 – Décomposition de la déformation volumétrique pour un essai de compression hydrostatique.

Le module tangent s'exprime en fonction du module plastique h et le module élastique K_c

$$\frac{\Delta\sigma}{\Delta\varepsilon^v} = \frac{hK_c}{h + K_c} \quad (3.39)$$

$$h = \Delta\sigma_c/\Delta\varepsilon^{pv} \quad (3.40)$$

$$K_c = \Delta\sigma/\Delta\varepsilon^{ev} \quad (3.41)$$

Pour un module de consolidation $\Delta\sigma/\Delta\varepsilon^v$ tangent observé et le module élastique K_c d'après la pente des excursions chargement-déchargement, la constante R , supérieure à 1 et contrôlant la pente de la courbe de l'essai hydrostatique au déchargement, est donnée par :

$$R = (K_c / \Delta\sigma/\Delta\varepsilon^v) - 1 \quad (3.42)$$

Ainsi, avec $R = K_c/h$, la pente de l'avancement du cap de pression s'estime en multipliant la pente de la courbe de consolidation par un facteur d'échelle $(1+R)/R$:

$$\Delta\sigma_c/\Delta\varepsilon^{pv} = h = (1+R)/R \times \Delta\sigma/\Delta\varepsilon^v \quad (3.43)$$

Autrement dit, pour une déformation plastique volumétrique donnée ε^{pv} , le cap σ_c s'évalue approximativement à un multiple $(1+R)/R$ de la charge de consolidation correspondante à ε^v de la courbe de consolidation.

Un essai de compression hydrostatique réalisé par El Dana (2006) dans son programme expérimental sert de référence pour déterminer une courbe de pression critique de rupture volumétrique, appelée « cap de pression », représenté par une ligne verticale dans le plan de Mohr $\sigma - \tau$.

Sous un chargement pour lequel la contrainte de confinement est maintenue égale à la contrainte axiale, la courbe de contrainte-déformation obtenue présente l'allure donnée à la figure 3.9 :

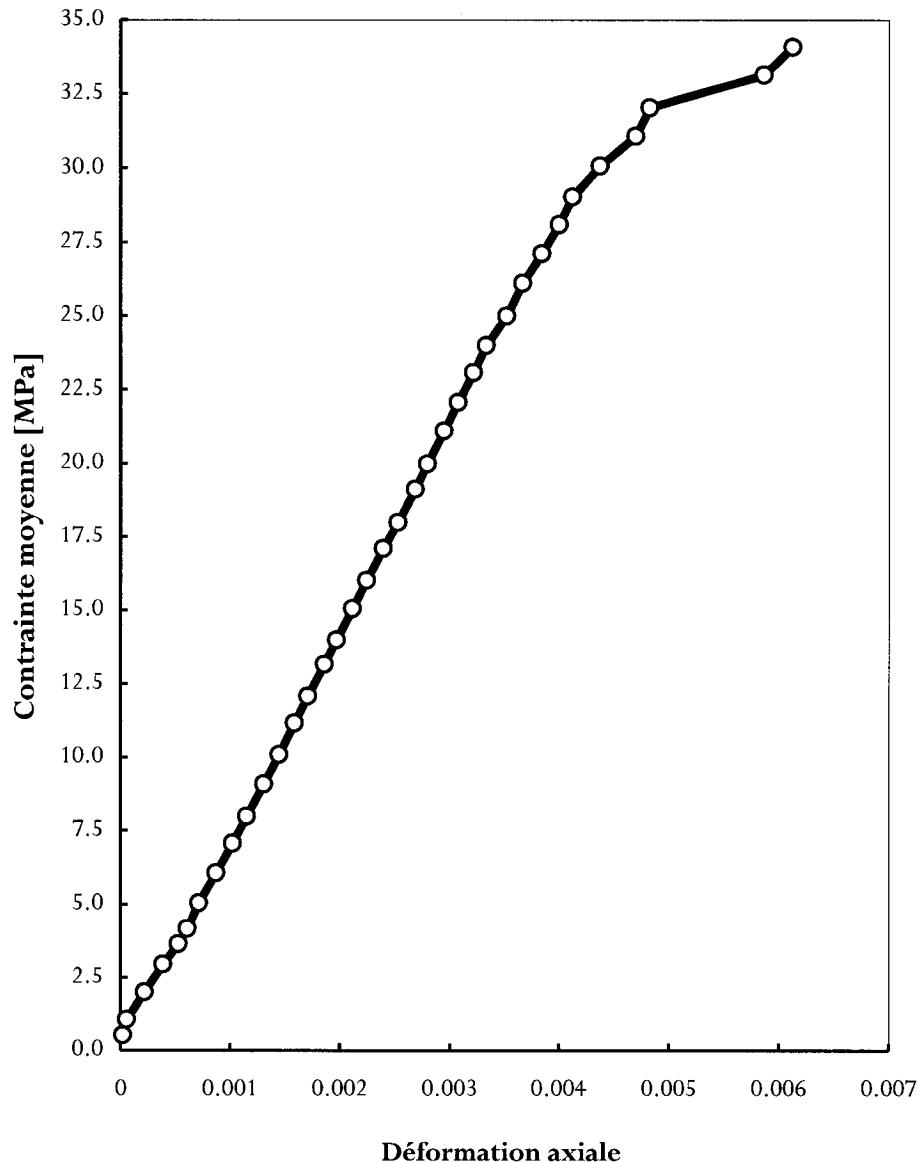


Figure 3.9 – Essai hydrostatique.

L'allure de cette courbe expérimentale diffère de celle du modèle (à la figure 3.8) parce que la roche synthétique se compacte peu pour les contraintes moyennes appliquées : la figure 3.8 couvre une plage plus large de déformations volumétriques.

L'utilisation de cette courbe expérimentale pour estimer la courbe du cap implique que la déformation axiale mesurée correspond à la déformation volumétrique plastique et que

les déformations latérales plastiques sont nulles. Ceci permet d'évaluer un « cap de pression » préliminaire selon l'équation 3.42, tel que compilé dans le tableau 3.3 :

Tableau 3.3 – Données utilisées pour l'estimation du cap.

i	$\Delta\sigma_i$ [MPa]	$\Delta\varepsilon_i$	Pente de l'incrément [MPa]	K_{c_i} [MPa]	R_i	h_i [MPa]	$\Delta\sigma_{c_i}$ [MPa]	$\Delta\varepsilon_i^{pv}$
1	0.92392	0.00016	5717.74829	13000	1.273622	1.785162	1.649346	0.00016
2	0.97341	0.00016	5900.86053	14000	1.372535	1.728579	1.682624	0.00016
3	0.69533	0.00014	4990.85861	18000	2.606594	1.383642	0.96209	0.00014
4	0.51613	0.00008	6134.37242	18500	2.015793	1.496083	0.772169	0.00008
5	0.86561	0.00011	8106.44395	38000	3.687629	1.271177	1.100338	0.00011
6	1.03838	0.00016	6595.99148	38000	4.761075	1.210037	1.256481	0.00016
7	0.98258	0.00015	6594.76710	38000	4.762144	1.209989	1.188909	0.00015
8	0.91518	0.00013	7042.02471	40000	4.680185	1.213667	1.110725	0.00013
9	1.08486	0.00016	6918.64160	40000	4.781482	1.20914	1.311749	0.00016
10	1.00442	0.00014	7183.12052	40000	4.56861	1.218885	1.224273	0.00014
11	1.06719	0.00014	7678.05973	40000	4.209649	1.237549	1.320699	0.00014
12	0.91370	0.00012	7696.24147	40000	4.197342	1.238246	1.131387	0.00012
13	1.09806	0.00015	7170.17354	40000	4.578666	1.218404	1.337882	0.00015
14	0.82935	0.00011	7354.07219	40000	4.439163	1.225268	1.016175	0.00011
15	1.06927	0.00015	7346.43209	40000	4.44482	1.224981	1.309839	0.00015
16	0.95493	0.00012	7716.12468	40000	4.183949	1.239009	1.18317	0.00012
17	1.08172	0.00016	6925.54111	40000	4.775722	1.209392	1.308226	0.00016
18	0.90259	0.00013	6968.98743	40000	4.739715	1.210983	1.09302	0.00013
19	1.13329	0.00016	7099.59558	40000	4.634124	1.215791	1.377842	0.00016
20	0.85214	0.00011	7787.07914	40000	4.136714	1.241738	1.05813	0.00011
21	1.14003	0.00015	7468.37877	40000	4.355915	1.229573	1.401756	0.00015
22	0.95047	0.00012	7646.43428	40000	4.231196	1.23634	1.175098	0.00012
23	1.00085	0.00014	7001.87587	40000	4.712755	1.21219	1.213221	0.00014
24	0.93313	0.00012	7960.89583	40000	4.02456	1.248474	1.164987	0.00012
25	0.99011	0.00018	5394.58317	35000	5.48799	1.182216	1.170519	0.00018
26	1.10863	0.00015	7463.29979	50000	5.699449	1.175456	1.303143	0.00015
27	1.01058	0.00017	5783.37272	50000	7.645474	1.130796	1.14276	0.00017
28	0.97696	0.00015	6352.50700	56000	7.815417	1.127952	1.101962	0.00015

L'insertion de ces valeurs $\varepsilon^{pv} - \sigma_c$ dans un modèle à un élément sous chargement hydrostatique dans FLAC permet d'étalonner la courbe du modèle à celle de l'essai en laboratoire. En simulant des cycles de chargement-déchargement incrémentaux dans le modèle, la courbe ajustée du cap (figure 3.10) permet de reproduire l'essai hydrostatique expérimental avec un rapport K/G de 1.23.

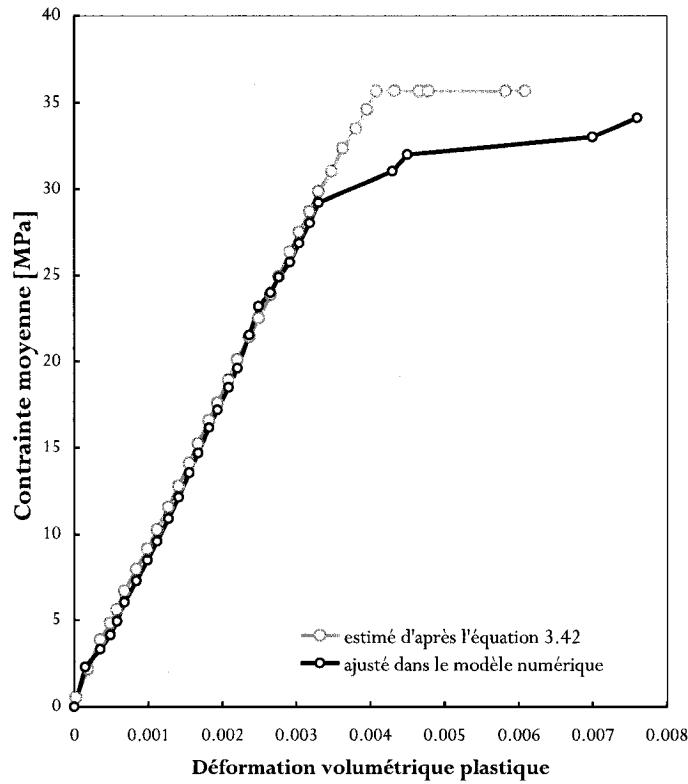


Figure 3.10 – Caps estimé et ajusté.

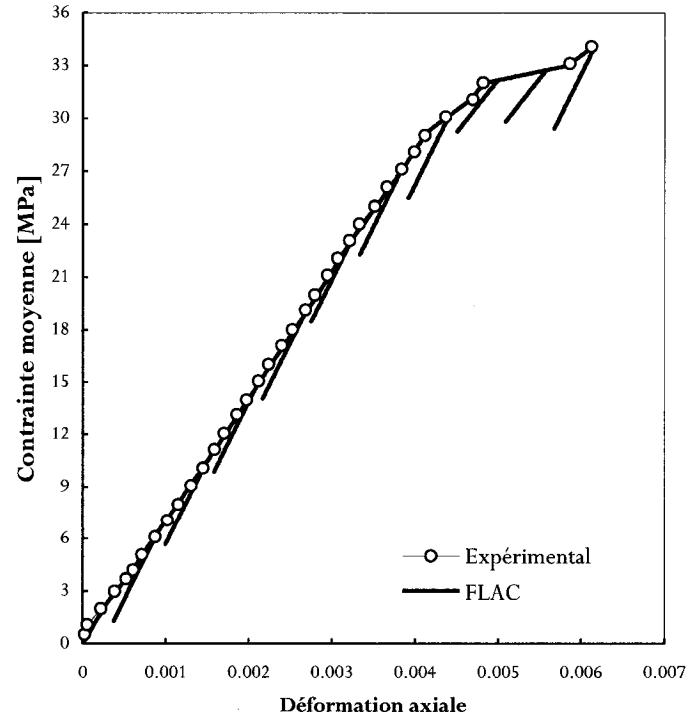


Figure 3.11 – Essai hydrostatique expérimental et simulé.

Afin d'évaluer l'influence des déformations volumétriques, un modèle à un élément est utilisé pour simuler des essais de compression uniaxiale et triaxiale dans FLAC. Dans un cas la courbe ajustée du cap est incluse dans le modèle alors que dans l'autre le cap est omis. Les figures 3.12 à 3.15 qui suivent illustrent les courbes de contrainte déviatorique – déformation axiale générées :

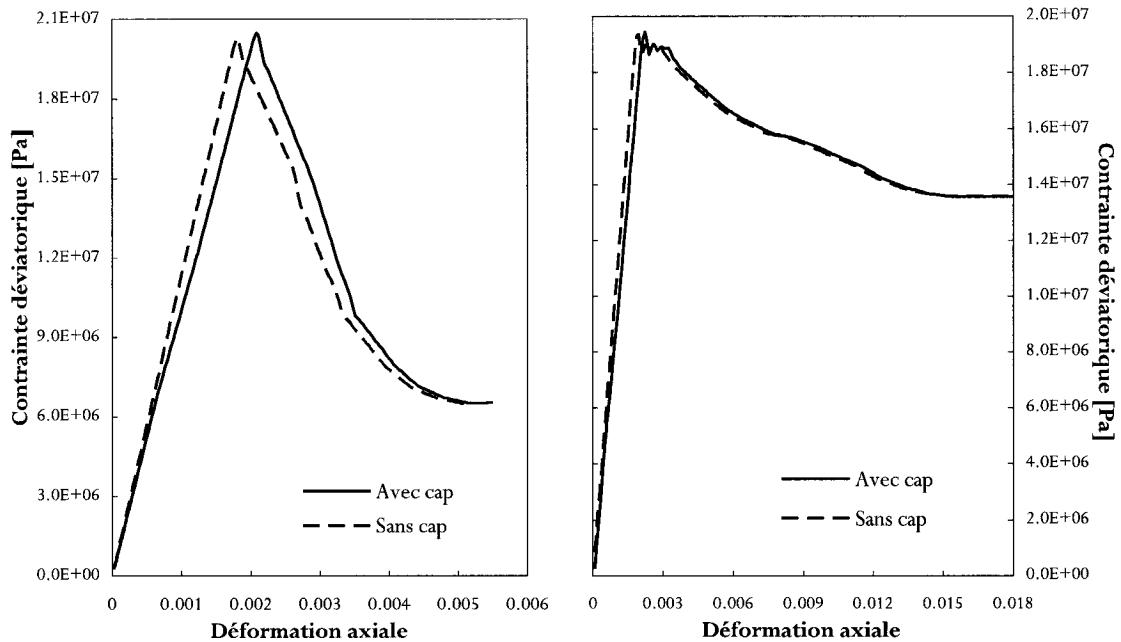


Figure 3.12 – Influence d'un cap de pression dans un essai à confinement σ_3 nul et 1 MPa.

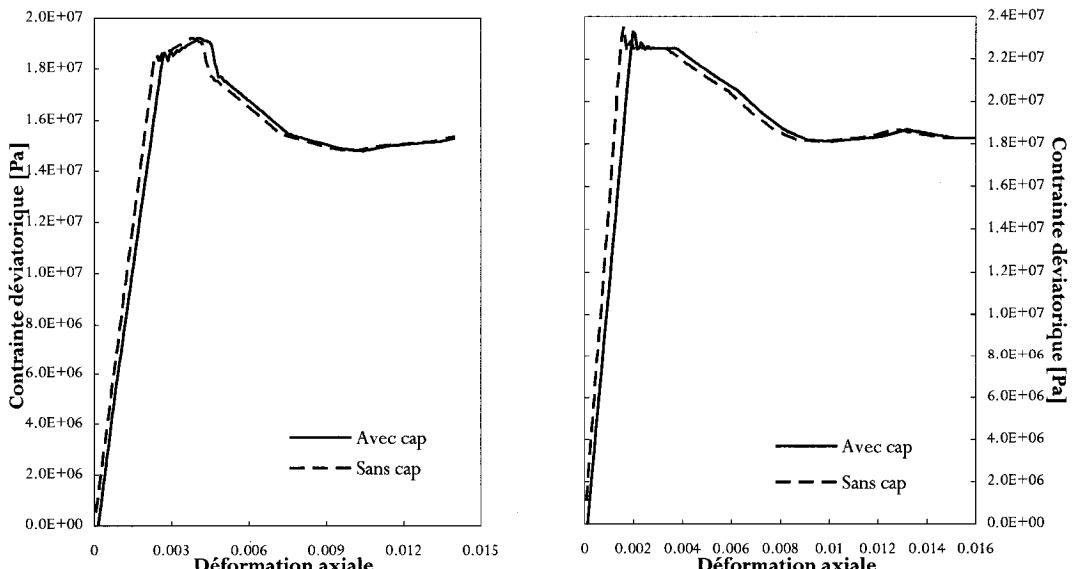


Figure 3.13 – Influence d'un cap de pression dans un essai à confinement σ_3 de 2 MPa et 3 MPa.

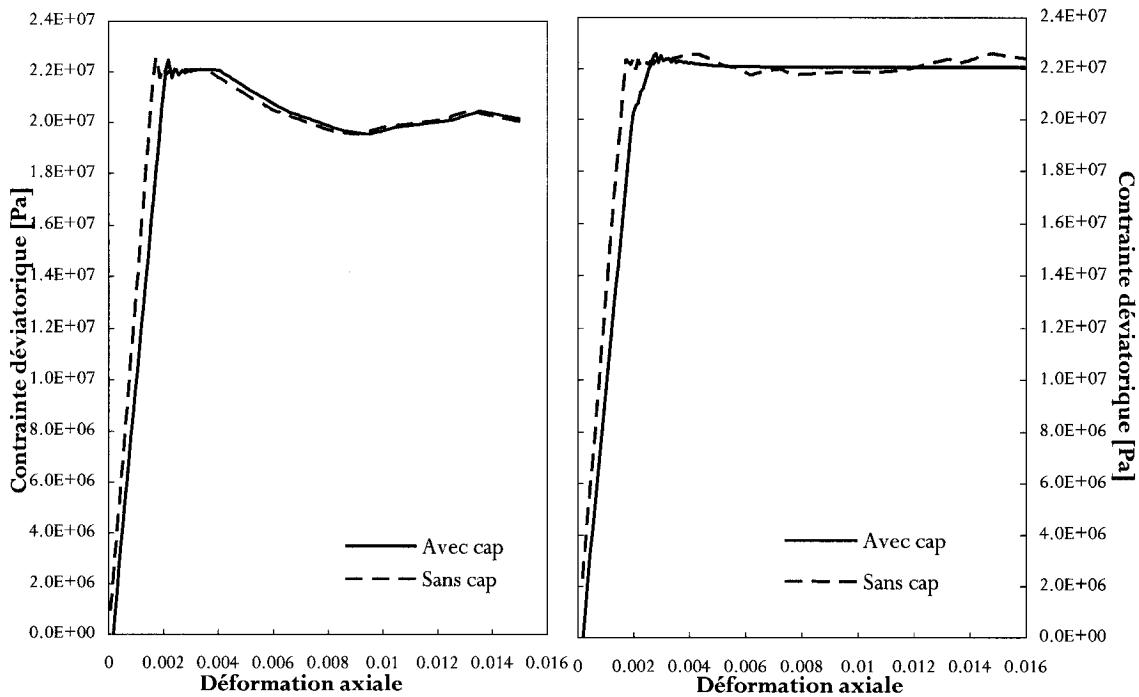


Figure 3.14 – Influence d'un cap de pression dans un essai à confinement σ_3 de 3.5 MPa et 4 MPa.

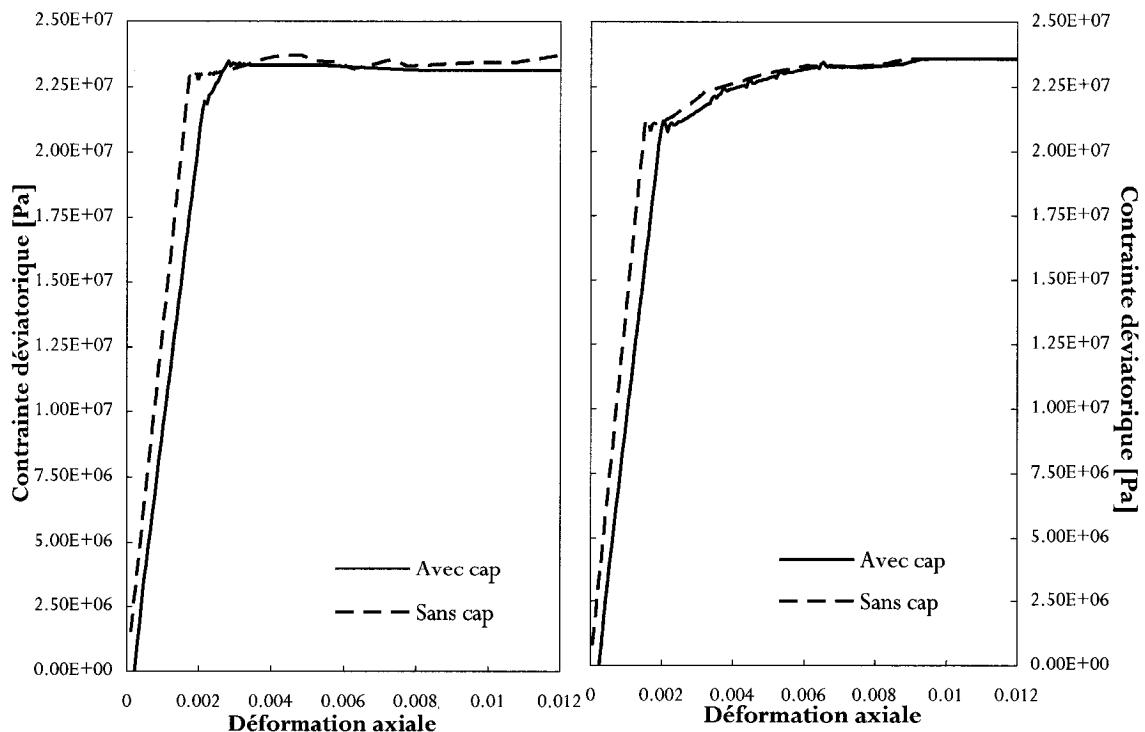


Figure 3.15 – Influence d'un cap de pression dans un essai à confinement σ_3 de 4.5 MPa et 5 MPa.

Une légère variation se constate entre les deux modèles à cause des déformations plastiques volumétriques qui se développent avant la résistance au pic.

Comme l'illustre la figure 3.16, les déformations plastiques volumétriques sont générées avant le pic alors que celles de cisaillement se créent après le pic, soit à environ 0.002 de déformation axiale.

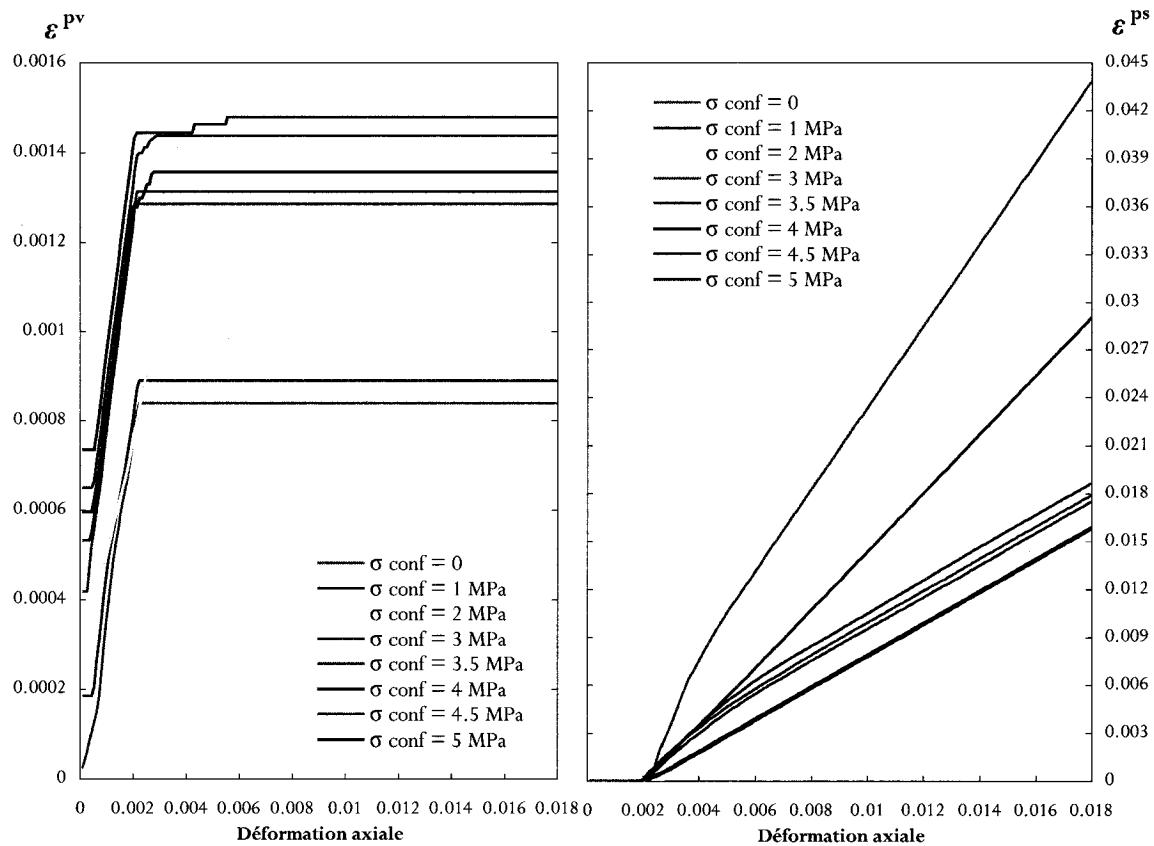


Figure 3.16 – Déformations plastiques accumulées dans le modèle avec cap.

Pour une déformation axiale de 0.018, voici comment se répartissent les déformations plastiques volumétriques ε^{pv} et de cisaillement ε^{ps} :

Tableau 3.4 – Répartition des déformations plastiques à une déformation axiale de 0.018.

$\sigma_{\text{confinement}}$ [MPa]	ε^{pv}	$\varepsilon^{\text{pv}} / \varepsilon_{\text{axiale}}$	ε^{ps}	$\varepsilon^{\text{ps}} / \varepsilon_{\text{axiale}}$	$\varepsilon^{\text{ps}} / \varepsilon^{\text{pv}}$
0	0.000839	0.047	0.044	2.436	52.283
1	0.000889	0.049	0.019	1.036	20.966
2	0.000982	0.055	0.017	0.918	16.838
3	0.001285	0.071	0.018	0.994	13.926
3.5	0.001313	0.073	0.017	0.972	13.323
4	0.001357	0.075	0.016	0.882	11.698
4.5	0.001437	0.080	0.016	0.876	10.965
5	0.00148	0.082	0.029	1.612	19.611

La grandeur des déformations formées en cisaillement dépasse celle des déformations volumétriques.

3.3 Simulation des essais uniaxiaux et triaxiaux par modélisation numérique

Un modèle axisymétrique à un élément sert à simuler les essais de compression uniaxiale et triaxiale dans le but d'établir les courbes de contrainte-déformation que ce modèle génère avec celles des essais expérimentaux.

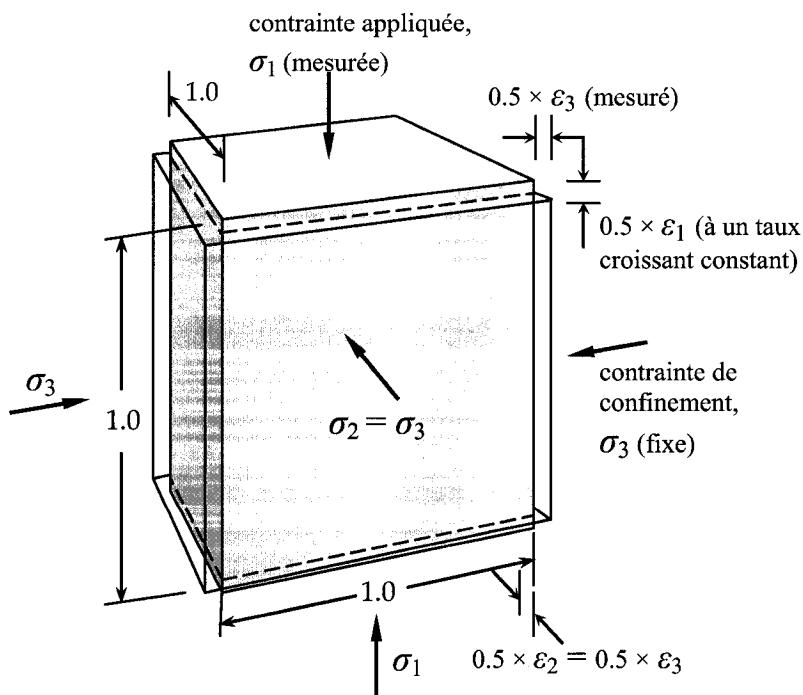


Figure 3.17 – Conditions de chargement pour l'essai de compression simulé dans FLAC (tiré et modifié de Itasca Consulting Group, 2005).

3.4 Paramètres de résistance selon le critère de Hoek et Brown

RocLab est une application lancée par RocScience en 2004 (en version préliminaire précédant RocData) qui implémente le critère de rupture de Hoek et Brown généralisé. Essentiellement, les deux logiciels servent à ajuster des données expérimentales selon une technique de régression pour générer les paramètres de résistance (m_b , a et s) qui décrivent la courbe enveloppe de rupture pour des massifs rocheux. Ici, la régression est faite sur les données de la roche intacte testée en laboratoire, un artifice qui permet d'obtenir les paramètres décrivant la perte de résistance de la roche intacte après le pic.

En portant pour chaque niveau de confinement les valeurs (σ_3 , σ_1) des résistances au pic A_i et résiduelles B_i dans le plan des contraintes principales, une régression par la méthode de réduction des moindres carrés selon l'algorithme de Marquardt-Levenberg permet de tracer les courbes enveloppes des résistances au pic et résiduelle.

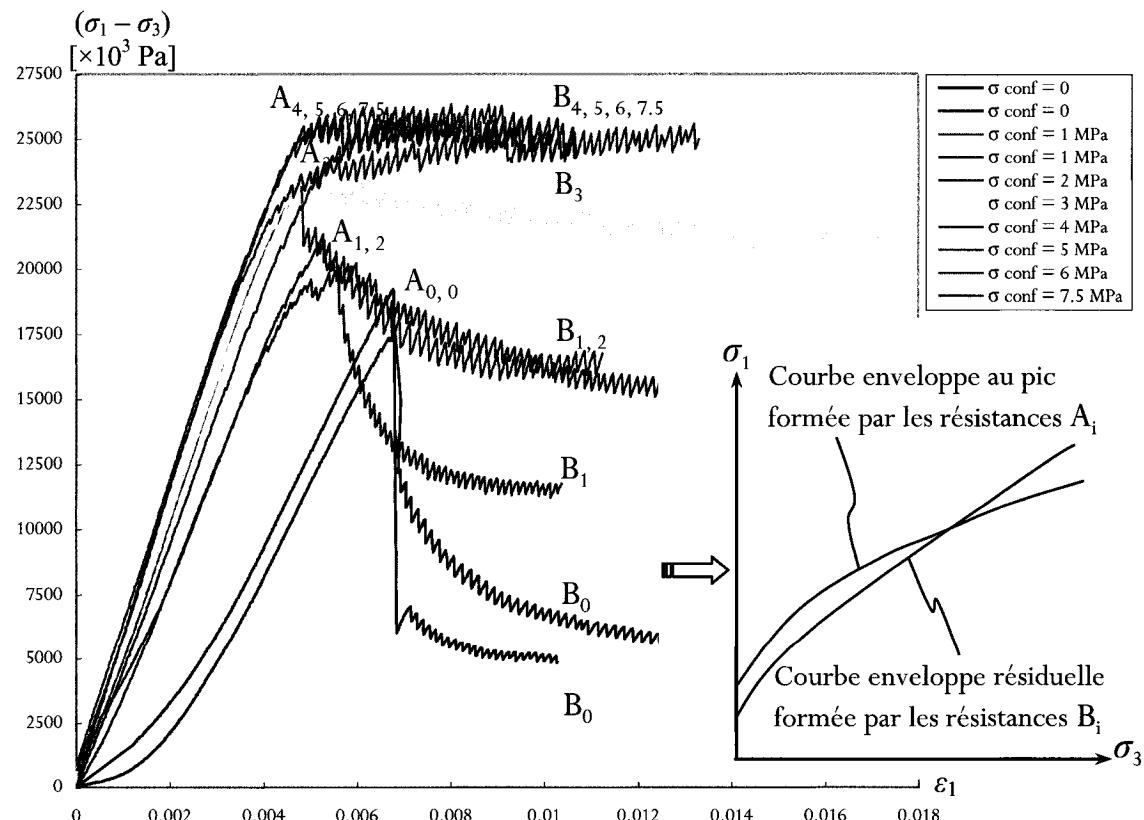


Figure 3.18 – Obtention des paramètres du critère de Hoek et Brown par régression sur la première série d'essais de la roche synthétique.

Avec les résultats de la première série d'essais de caractérisation, RocLab détermine les paramètres (m_b , C_o) de régression suivants :

Tableau 3.5 – Paramètres de Hoek et Brown.

	Pic	Résiduel
m_b	5.395	17.391
C_o [MPa]	15.98	6.249

La transition entre ces deux bornes est examinée dans le modèle numérique à un élément. Le modèle de Hoek et Brown dans FLAC permet de réduire indépendamment les quatre paramètres (m_b , s , a et C_o) par des tables qui sont fonction de la composante plastique ε_3^p de la déformation totale pour simuler la plastification du massif post-rupture.

Des analyses préliminaires ont servi à cibler la sensibilité de chacun des paramètres m , a , s et C_o face à une variation linéaire pour des déformations plastiques formées du pic au résidu, en maintenant à tour de rôle trois paramètres fixes et un quatrième paramètre décroissant ou croissant. Entre les limites supérieure et inférieure, FLAC interpole linéairement pour les valeurs intermédiaires de déformation plastique.

Avec les quatre paramètres constants à la résistance au pic, la plasticité parfaite est simulée pour les divers niveaux de confinement des essais triaxiaux.

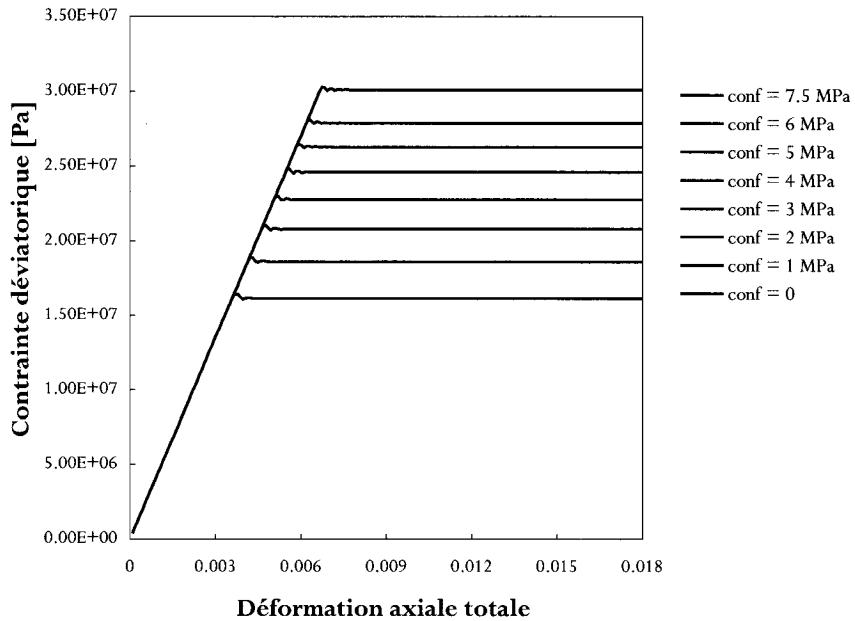


Figure 3.19 – Plasticité parfaite pour l'essai de compression simulé avec (m, a, s, C_o) constants.

Les effets qu'ont les variations des paramètres se reflétant dans la courbe de contrainte déviatorique – déformation axiale, ils peuvent être évalués suite à ces changements simulés,

Tableau 3.6 – Variation de chacun des paramètres pour un confinement donné.

Paramètre	Pic ($\varepsilon_3^P = 0$)	Résiduel ($\varepsilon_3^P = 0.018$)
m_b	5.395	17.391
	5.395	1
C_o [MPa]	15.98	6.249
	15.98	21
s	1	1.5
	1	0
a	0.5 (GSI = 100)	0.666 (GSI = 0)

avec un module de Young E moyen simulé de 4.5 GPa et un coefficient de Poisson ν de 0.19. Au lieu de cette paire (E, ν) , FLAC représente le matériau isotrope avec deux constantes dans la partie élastique, le module de compressibilité K , égal à $E/3(1 - 2\nu)$, soit 2.42 GPa, et le module de cisaillement G , égal à $E/2(1 + \nu)$ soit 1.89 GPa. Le niveau de confinement à volume constant est choisi à 30 MPa d'après cinq essais triaxiaux réalisés à trois niveaux de confinement élevé (10, 20 et 30 MPa).

Pour un confinement croissant de 0 à 6 MPa par incrément unitaires et en dernier jusqu'à 7.5 MPa, les six graphiques qui suivent montrent l'allure d'une augmentation ou diminution respective de m_b , C_o , s et a sur les courbes de contrainte déviatorique – déformation axiale.

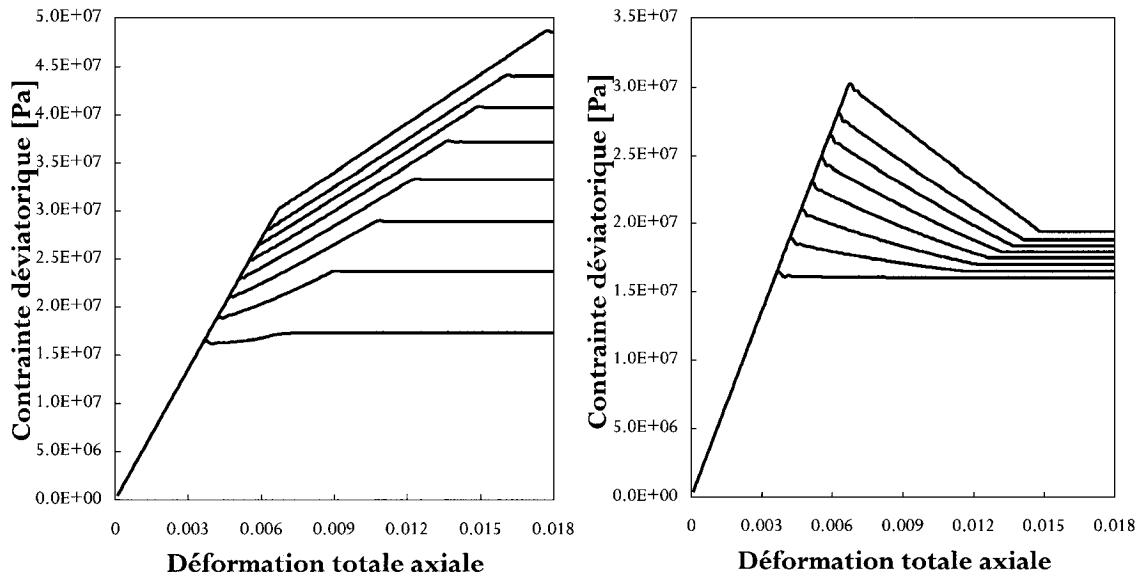


Figure 3.20 – Variations sur m_b .

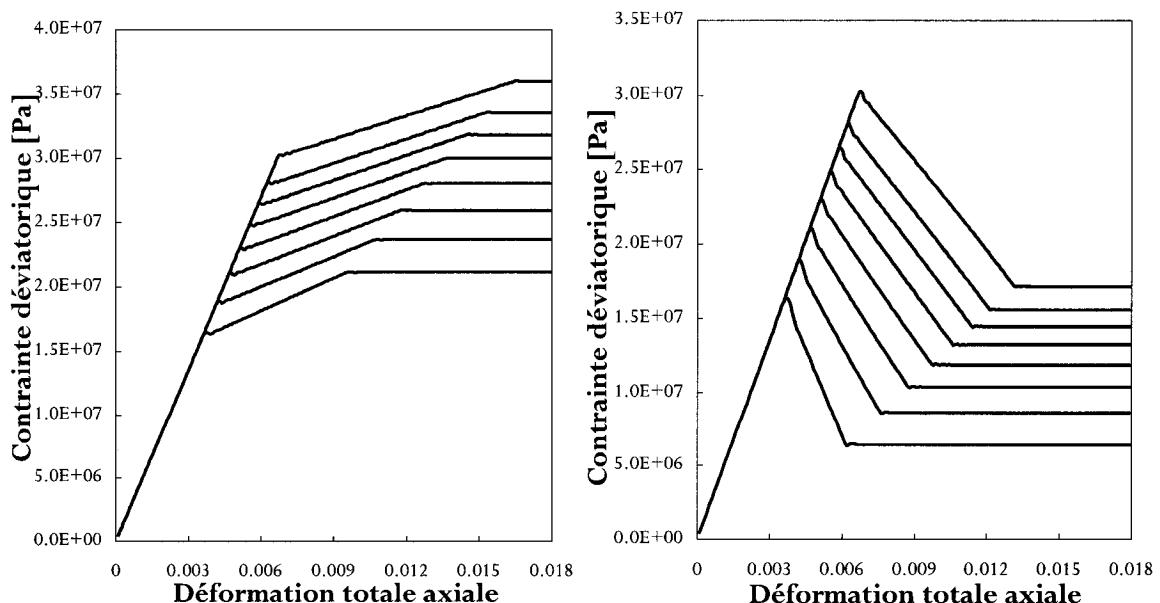


Figure 3.21 – Variations sur C_o .

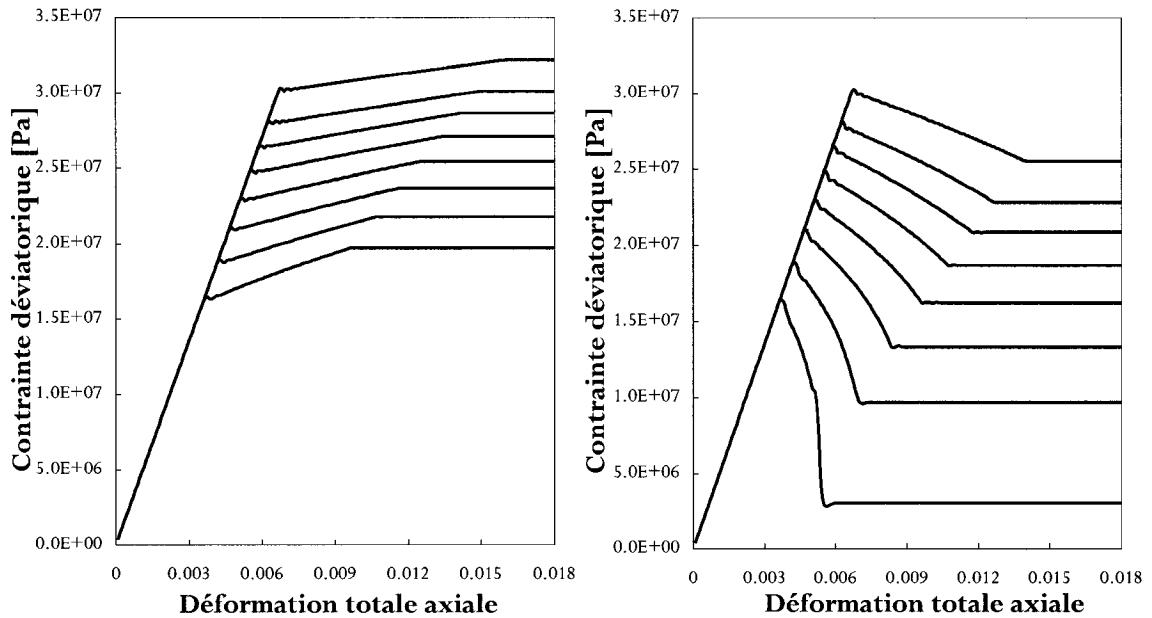


Figure 3.22 – Variations sur s .

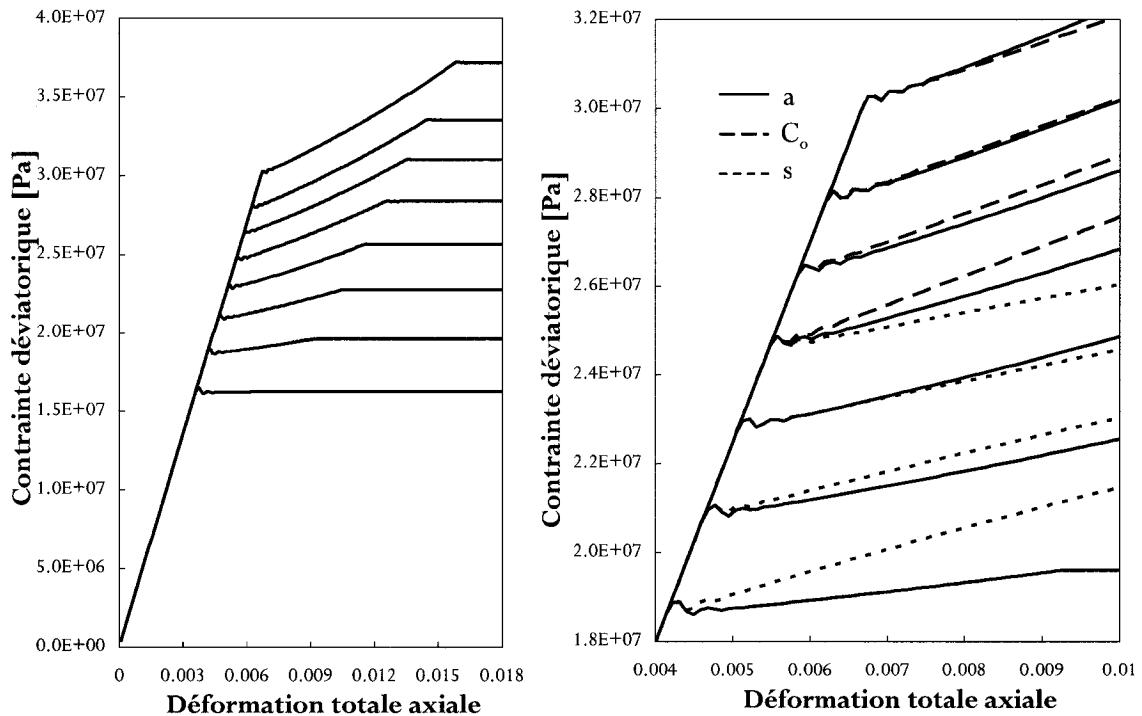


Figure 3.23 – Accroissement de a et son effet relatif par rapport à s et C_o .

L'augmentation de a agit de manière plus marquée que celle de s à un confinement σ_3 de 3 MPa et celle de C_o à 6 MPa.

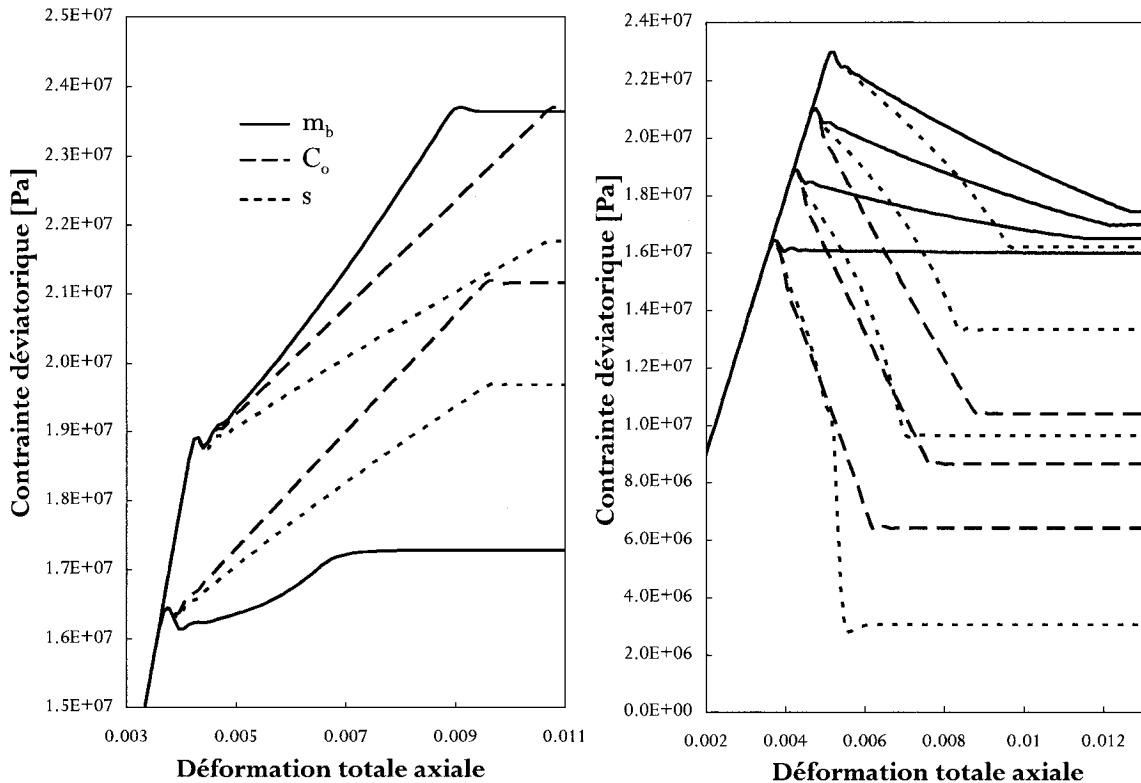


Figure 3.24 – Accroissement et réduction de m_b et son effet relatif par rapport à s et C_o .

L'accroissement de m_b a un effet de loin plus prononcé que celui de s et C_o dès l'application du niveau de confinement d'un mégapascal ; sa réduction ne se ressent qu'à haut niveau de confinement, à l'opposé de celle de s . Le paramètre m_b est visiblement le facteur critique à une transition fluide du pic au post-pic, plus que les trois autres paramètres, son évolution en fonction de la déformation plastique est définie plus étroitement afin de dupliquer au mieux le comportement de la roche synthétique au laboratoire.

3.5 Paramètres de résistance selon le critère de Mohr-Coulomb

Les paramètres de Hoek et Brown peuvent être exprimés en termes de cohésion et angle de frottement équivalents par le logiciel en approximant la courbe enveloppe de régression par une droite pour une plage de confinement $\sigma_t < \sigma_3 < \sigma_{3\max}$:

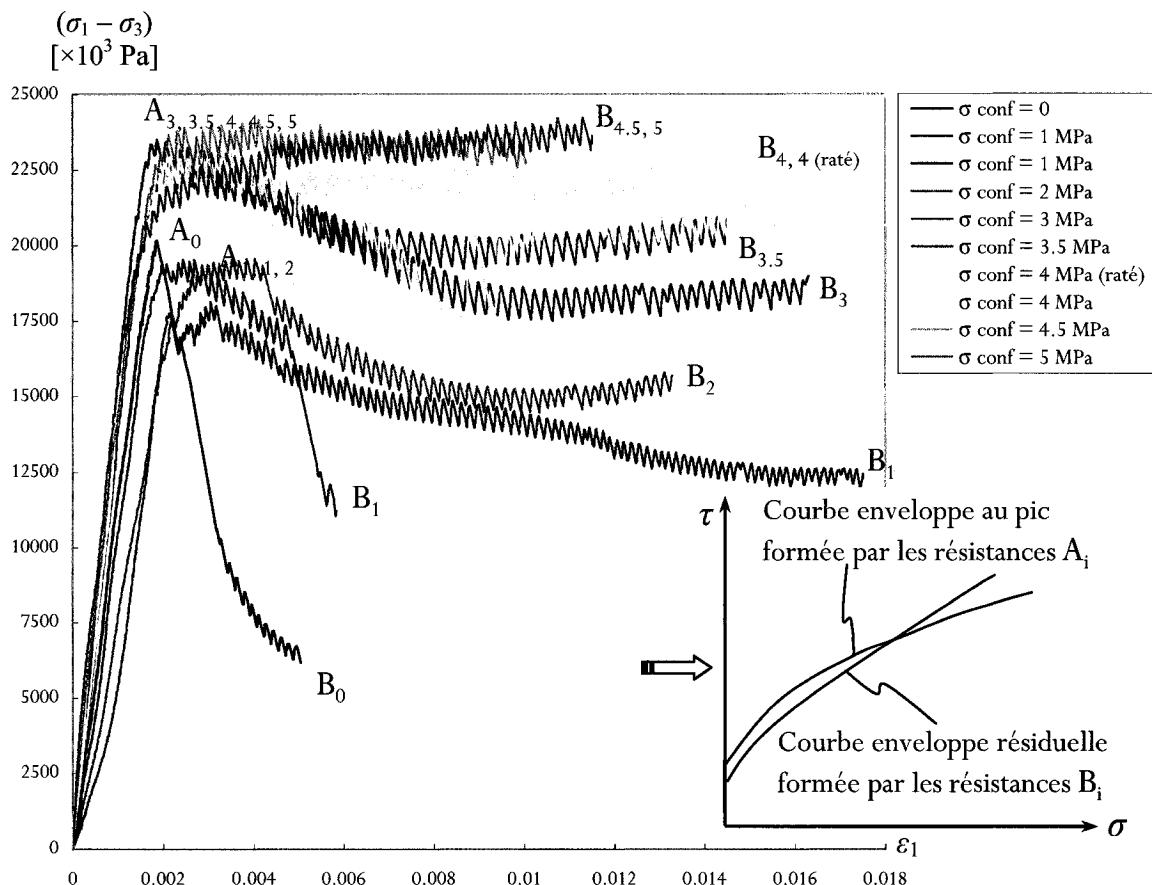


Figure 3.25 – Paramètres de régression du critère de Mohr-Coulomb par régression sur la deuxième série d'essais de la roche synthétique.

Les équations utilisées par le logiciel sont :

$$\phi = \sin^{-1} \left[\frac{6am_b(s + m_b\sigma_{3\max}/C_o)^{a-1}}{2(1+a)(2+a) + 6am_b(s + m_b\sigma_{3\max}/C_o)^{a-1}} \right] \quad (3.44)$$

$$c = \frac{C_o [(1+2a)s + (1-a)m_b \sigma_{3\max} / C_o] (s + m_b \sigma_{3\max} / C_o)^{a-1}}{(1+a)(2+a) \sqrt{1 + \frac{6am_b (s + m_b \sigma_{3\max} / C_o)^{a-1}}{(1+a)(2+a)}}} \quad (3.45)$$

Avec les résultats de la deuxième série d'essais de caractérisation, RocData détermine les paramètres (c , ϕ) de régression suivants :

Tableau 3.7 – Paramètres de Mohr-Coulomb équivalents.

	Pic	Résiduel
c [MPa]	3.817	1.775
ϕ [°]	34.26	40.03

Deux séries d'analyses sont faites pour étudier la sensibilité des paramètres (c , ϕ , ψ et T_o) de la loi de Mohr-Coulomb dans FLAC. En introduisant les paramètres au pic et à l'état résiduel du tableau 3.5 dans un modèle d'un élément, des essais de compression uniaxiale et triaxiale sont simulés pour un niveau croissant de confinement de 0, 3 et 5 MPa.

En premier, une série d'analyses où le régime d'écoulement est associé ($\psi = 0$) et en deuxième, une série où ψ est non nul pour simuler un régime d'écoulement non associé. Les autres paramètres requis par la loi constitutive sont comme suit :

Tableau 3.8 – Paramètres utilisés pour l'étude paramétrique.

Paramètre	Valeur
Module de Young E [GPa]	12.44
Coefficient de Poisson ν	0.19
Module de compressibilité G [GPa]	6.529
Module de cisaillement K [GPa]	5.10
Résistance en tension T_o [MPa] au pic	2.67
Résistance en tension T_o [MPa] résiduelle	0

Les deux graphiques qui suivent montrent les courbes de contrainte déviatorique – déformation axiale obtenues.

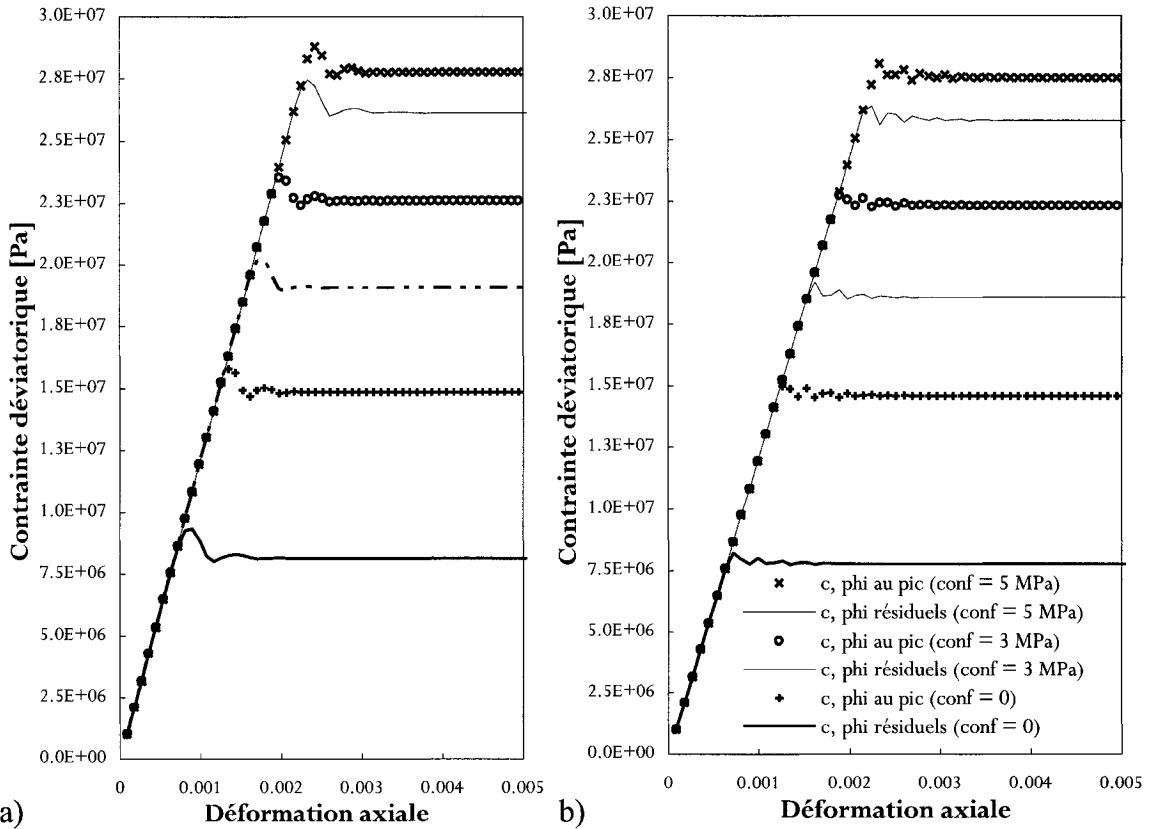


Figure 3.26 – Effet de c réduite et ϕ accru sur la résistance a) en régime associé b) en régime non associé.

Ces analyses préliminaires mettent en évidence qu'une cohésion réduite et un angle de frottement accru réduisent la résistance de la roche de manière drastique à confinement faible, s'atténuant à mesure que le confinement augmente. Pour la roche synthétique, la différence notable entre un régime associé et non associé se constate dans une chute plus marquée après le pic en régime associé : l'effet réel d'une dilatance nulle et non nulle ne peut être jugé d'après ces analyses pour la variation apportée dans ce modèle.

La loi de Mohr-Coulomb sans écrouissage dans FLAC ne peut donc pas reproduire le comportement de la roche en chargement uniaxial et triaxial. En effet, parce que les deux paramètres c et ϕ sont modifiés simultanément et maintenus à la valeur assignée le long de l'écoulement plastique, le modèle reproduit une plasticité parfaite, avec la charge limite variant selon la résistance combinée que lui donnent la cohésion et l'angle de frottement.

Par contre, un modèle de Mohr-Coulomb avec écrouissage peut simuler les courbes de contrainte-déformation des essais expérimentaux. La définition de l'écrouissage dans FLAC passe par l'extraction de déformations plastiques telle que schématisée à la figure 3.6.

Cette opération est effectuée sur les dix courbes contrainte-déformation de la deuxième série expérimentale. Pour une valeur de déformation plastique donnée, les valeurs de résistance (σ_3 , σ_1) correspondant à chaque niveau de confinement sont importées dans RocData, ce qui a généré les couples $(\varepsilon_i^{ps}, c_i)$ et $(\varepsilon_i^{ps}, \phi_i)$ du tableau 3.9.

Tableau 3.9 – Paramètres de Mohr-Coulomb équivalents pour une déformation plastique donnée.

ε^{ps}	c [MPa]	$\phi [^{\circ}]$	ε^{ps}	c [MPa]	$\phi [^{\circ}]$	ε^{ps}	c [MPa]	$\phi [^{\circ}]$
0	5.804	25.89	0.0035	2.803	35.96	0.0095	2.002	40.22
0.0001	5.862	24.19	0.0040	2.650	36.13	0.0100	1.902	40.03
0.00015	5.253	26.75	0.0045	2.617	36.13	0.0105	1.961	40.17
0.0002	5.173	26.32	0.0050	2.488	36.68	0.0110	1.958	40.05
0.0003	4.969	27.49	0.0055	2.300	37.61	0.0115	1.942	39.87
0.0004	4.470	29.11	0.0060	2.246	37.60	0.0120	1.894	39.96
0.0005	2.659	38.80	0.0065	2.222	37.80	0.0125	1.874	40.36
0.0010	2.452	40.03	0.0070	2.306	37.51	0.0130	1.722	40.66
0.0015	2.602	38.12	0.0075	2.256	37.33	0.0135	1.719	40.85
0.0020	2.376	38.36	0.0080	2.257	37.69	0.0140	1.922	39.21
0.0025	3.616	32.58	0.0085	2.046	38.61	0.0145	1.838	40.06
0.0030	2.804	36.19	0.0090	2.121	38.23	0.0150	1.926	39.52

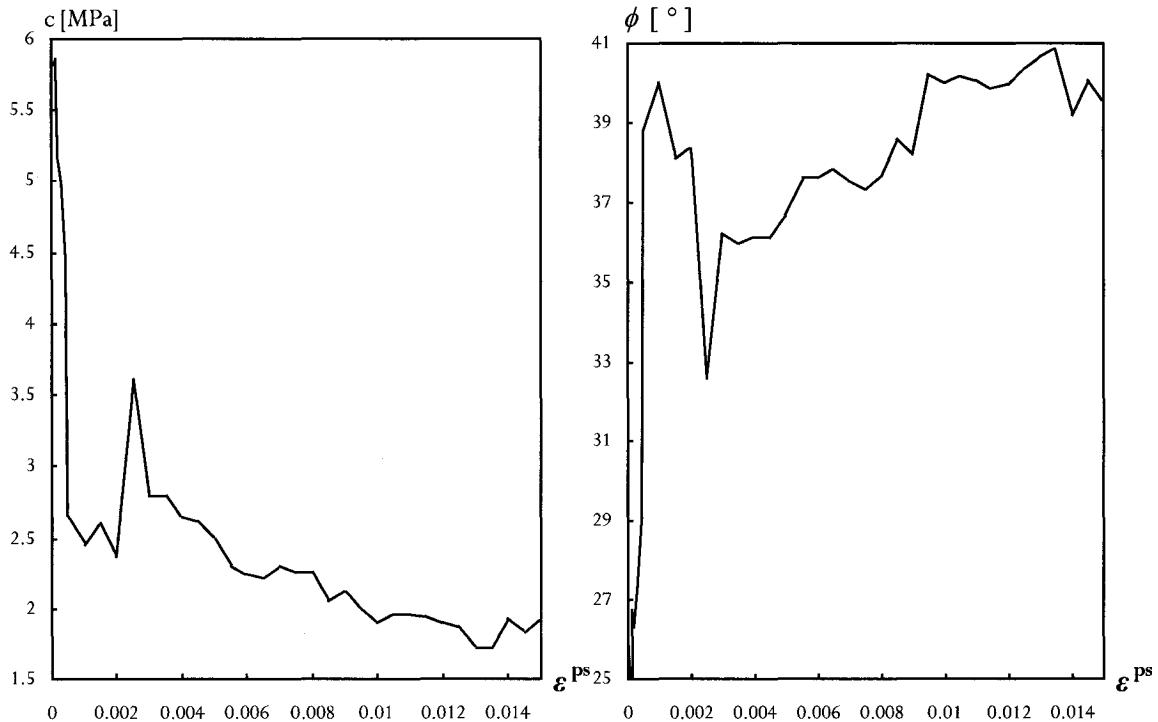


Figure 3.27 – Résultats de la régression par RocData.

Pour une déformation plastique de 0.2%, à la chute abrupte de la cohésion de 5.8 MPa à 2.3 MPa correspond un rehaussement de l'angle de frottement de 26 à 40 degrés. Par conséquent, les équations 3.43 et 3.44 qu'utilisent RocLab et RocData pour déterminer les paramètres de Mohr-Coulomb équivalents mobilisent simultanément les deux composantes de résistance du matériau : tout changement dans l'une entraîne automatiquement un changement dans l'autre. La raison de la progression irrégulière de c_i et ϕ_i extraits découle de l'hétérogénéité de la roche testée expérimentalement. Néanmoins, un regain de la cohésion ou de l'angle de frottement n'est pas physiquement justifiable.

Ainsi, pour les fins de la modélisation, une progression passant par la majorité des couples $(\varepsilon_i^{ps}, c_i)$ et $(\varepsilon_i^{ps}, \phi_i)$ de la régression produite par RocData est tracée de sorte à décrire plus graduellement la dégradation de la cohésion et la mobilisation différée de l'angle de frottement résiduel.

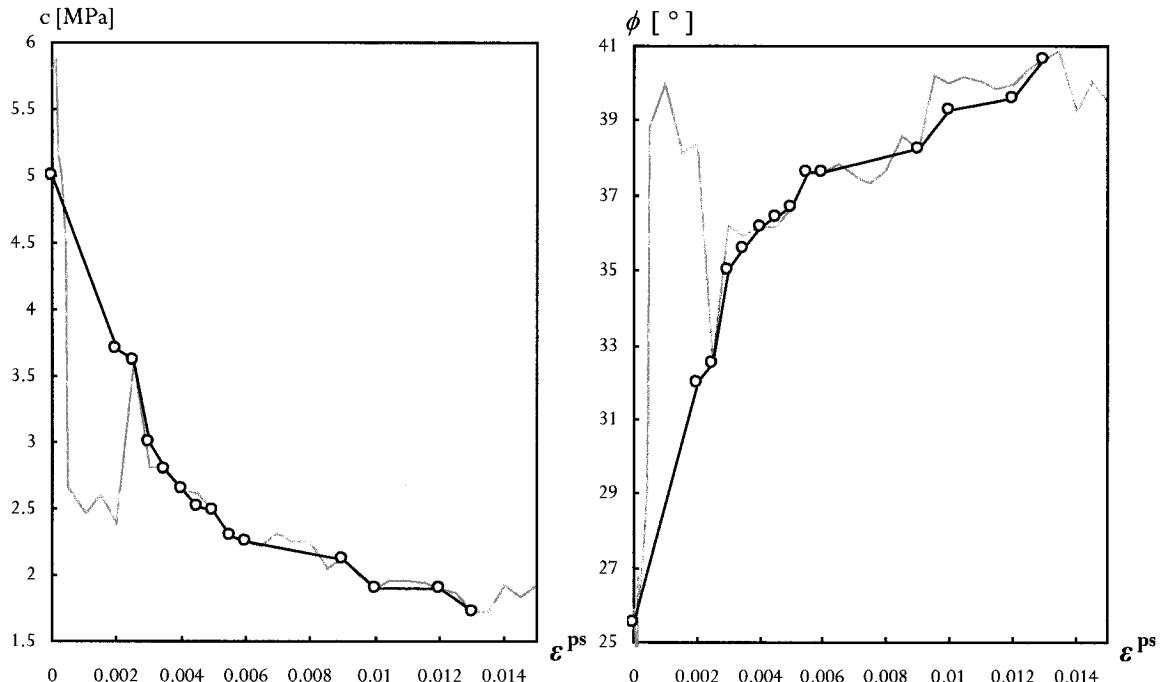


Figure 3.28 – Paramètres de Mohr-Coulomb équivalents modifiés.

3.6 Élaboration d'un modèle numérique pour l'étude du relâchement lors des mesures au Doorstopper modifié

Pour l'étude du relâchement des contraintes lors d'une mesure au Doorstopper modifié, un modèle axisymétrique à l'échelle de l'échantillon testé en laboratoire, inspiré de celui élaboré par Leite et al. (1997b), servira à la simulation du chargement de la roche synthétique en laboratoire et son carottage subséquent. Ce relâchement s'effectue d'abord en créant dans le modèle numérique un trou de forage au fond duquel se loge la cellule de mesure. Ensuite, le chargement radial et axial est appliqué aux frontières du modèle cylindrique. Enfin, l'opération de la saignée est simulée, libérant couche par couche une carotte de diamètre inférieur à celui du trou pilote.

Ce modèle est développé dans FLAC, en utilisant les paramètres de plasticité établis au moyen du modèle à élément unique. Comme le logiciel permet de visualiser la formation des déformations plastiques dans le milieu simulé, il se présentait comme un candidat naturel d'outil de modélisation. FLAC utilise les équations dynamiques du mouvement

dans toute formulation de problème, même si celui-ci a une solution statique. Ce procédé circonscrit l'instabilité numérique même lorsque le scénario physique modélisé peut devenir instable. De fait, la roche synthétique étant non linéaire, il fallait parer à l'éventualité d'une instabilité numérique due à l'écoulement plastique. FLAC met à jour les coordonnées des points après chaque pas de calcul, en y ajoutant les déplacements incrémentaux. Cette formulation Lagrangienne confère au modèle l'avantage d'une représentation à l'image de la dégradation que subit un matériau en perte d'intégrité et permet d'introduire les non linéarités géométriques sans effort de calcul supplémentaire.

Dans le modèle physique, un trou circulaire de 22 mm de diamètre est foré dans le cylindre de roche synthétique pour y insérer la cellule du Doorstopper modifié. Une fois la cellule collée coaxialement au fond du trou pilote, un carottier est introduit pour effectuer la saignée : le diamètre de la carotte résultante est de 36.4 mm. Pour le modèle numérique de mêmes dimensions que le modèle physique, un maillage composé de 43 par 240 éléments quadrilatéraux forme le cylindre de roche de 144 mm de diamètre par 410 mm de hauteur. Les conditions aux frontières du modèle, sa géométrie, les contraintes axiale et de confinement appliquées sont définies de telle sorte à reproduire celles prévalant au laboratoire lorsqu'il y a eu rupture (figure 3.29). Le cylindre de roche étant assis dans la cellule triaxiale de Hoek, le plan du bas est fixe dans la direction y et en axisymétrie, les déplacements horizontaux sont bloqués le long de l'axe longitudinal.

Après l'application des contraintes aux frontières du modèle, FLAC résout les équations d'équilibre formulées à chaque nœud dans un cycle de calcul. Dans sa séquence de calcul, FLAC dérive à partir des forces et contraintes appliquées au modèle les vitesses et les déplacements ; les taux de déformations se déduisent de ces vitesses et les nouvelles contraintes à partir de ces taux de déformations. Un cycle de calcul se complète en un pas de temps qui est déterminé par FLAC en assignant une constante d'amortissement α de 0.8 (Itasca Consulting Group, 2005). Comme les vitesses sont figées à l'intérieur d'un pas de temps infinitésimal, une concentration de contraintes se distribuera sur plusieurs éléments après les cycles de calcul.

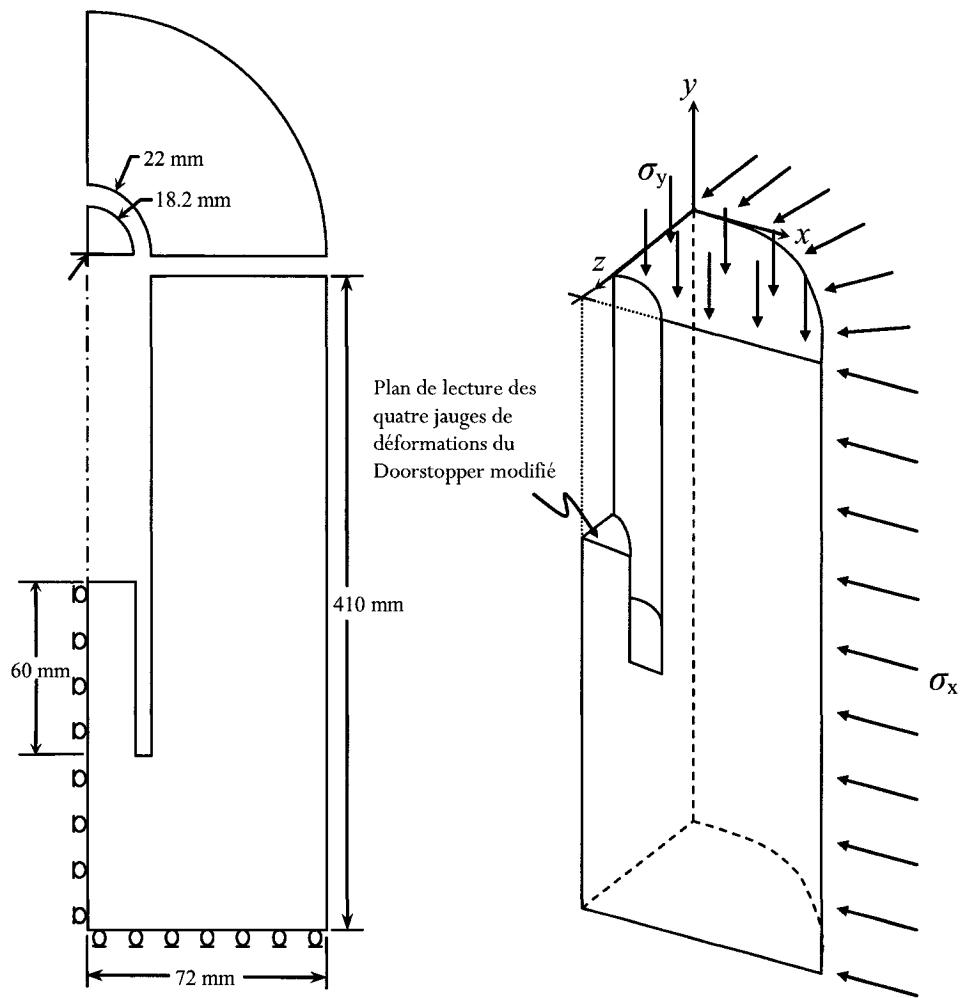


Figure 3.29 — Géométrie du modèle.

L'axe de symétrie radiale se confondant avec l'axe longitudinal y du cylindre de roche, la configuration axisymétrique de FLAC permet de représenter un cylindre d'un rayon de 72 mm en x et 410 mm de hauteur en y. En tout, un ensemble de 10604 nœuds le constituent, formant 11180 éléments rectangulaires. Dans la zone de carottage, des éléments plus fins sont prévus pour mieux capter la variation des paramètres examinés en fond de trou, comme la vue élargie de la figure 3.30 le montre, tout en respectant un rapport hauteur/largeur d'au plus 4.5 pour 1 pour les zones rectangulaires étirées.

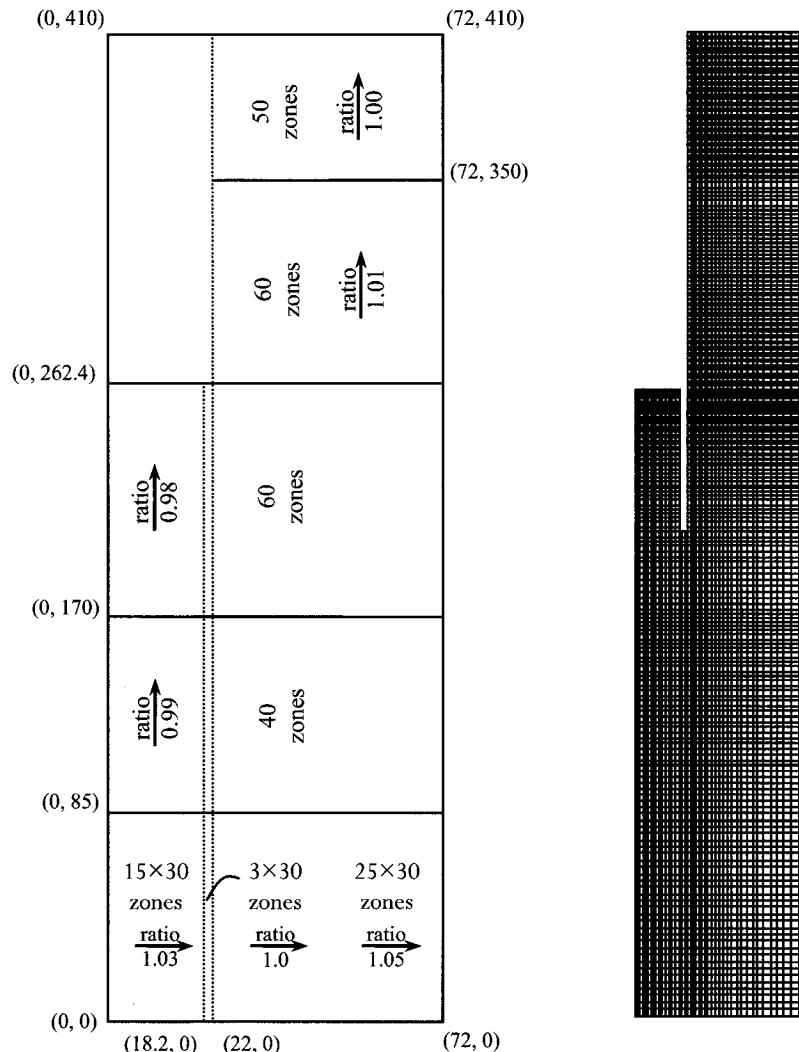


Figure 3.30 – Génération du maillage par la définition de nœuds, rapports de rétrécissement/agrandissement des zones en (x, y) et le nombre d’éléments dans les cinq zones délimitantes.

Les quatre jauge collées dans la cellule du Doorstopper modifié mesurent 10 mm de longueur chacune, donc la moitié s’étend sur les six premières zones qui forment le fond de trou, soit la rangée d’éléments $j = 130$. Les dimensions de ces zones varient de 1 à 1.101 mm en largeur (direction radiale x) par 0.8 mm de hauteur (direction axiale y). La position de la jauge se situe entre les nœuds (5,131) et (6,131), pour lesquels la coordonnée en x est respectivement 4.094 mm et 5.195 mm.

3.6.1 Paramètres observés pour l'analyse et l'interprétation des résultats

À la place de la courbe contrainte-déformation, une courbe de récupération des déformations pendant le relâchement des contraintes sert de référence à l'analyse des résultats. Les déformations lues par chacune des paires de jauge orthogonales du Doorstopper modifié sont mises en invariant de déformations en ordonnée contre l'avance de la saignée en abscisse. Dans le modèle numérique, une lecture d'une des quatre jauge de la cellule est donnée par la valeur de la déformation interpolée entre les nœuds (5, 131) et (6, 131); un invariant de déformations correspond donc au double de cette lecture.

En plus de la courbe des déformations récupérées, d'autres paramètres sont observés principalement à la fin de la simulation du chargement du cylindre de roche, soit avant le relâchement des contraintes, et au relâchement complet des contraintes en fond de trou dans le modèle numérique (pour certains cas, l'évolution intermédiaire entre ces deux moments est aussi observée) :

- la distribution des contraintes principales majeure (dans FLAC, la convention de signe est positive pour les contraintes de tension et négative pour les contraintes de compression)
- un paramètre reflétant la déformation maximale en cisaillement; en mode axisymétrie, FLAC se sert de la racine carrée du deuxième invariant du tenseur des déformations déviatoriques

$$\gamma = \sqrt{J_2} = \sqrt{\frac{1}{6} \left[(\varepsilon_{xx} - \varepsilon_{yy})^2 + (\varepsilon_{yy} - \varepsilon_{zz})^2 + (\varepsilon_{zz} - \varepsilon_{xx})^2 \right] + \varepsilon_{xy}^2 + \varepsilon_{yz}^2 + \varepsilon_{zx}^2} \quad (3.46)$$

- pour les lois de comportement plastiques, les éléments qui ont déjà atteint la courbe enveloppe de rupture lors du cycle de calcul, avec indication en cisaillement, en tension ou en volume selon la loi de comportement utilisée
- l'orientation des vecteurs de vitesse dans les zones plastifiées

- la distribution de la déformation moyenne ($\varepsilon_{xx} + \varepsilon_{yy} + \varepsilon_{zz}$)
- la distribution des déformations plastiques en cisaillement, en tension et en volume selon la loi de plasticité considérée.

Dans le chapitre 4 des résultats, la présentation de ces paramètres se concentre dans l'aire autour du fond de trou et de la carotte produite par le prolongement du forage, pour les lois de comportement examinées, soient

- élastique,
- plastique Hoek et Brown,
- plastique Mohr-Coulomb sans écrouissage,
- plastique Mohr-Coulomb avec écrouissage et
- plastique « double yield ».

3.6.2 Étude de deux cas d'un modèle physique de relâchement des contraintes par prolongement du forage

Avec un modèle physique, El Dana (2006) a procédé à une série d'essais en laboratoire qui simule un relâchement de contraintes mesuré avec la technique du Doorstopper modifié.

Dans cette étude, le modèle numérique élaboré à la section 3.6 simule deux cas de chargement utilisés par El Dana en laboratoire dans son modèle physique.

3.6.2.1 Cas A

L'état de contraintes appliqué au laboratoire est tel qu'aucune rupture apparente ne se produit avant et pendant le relâchement des contraintes.

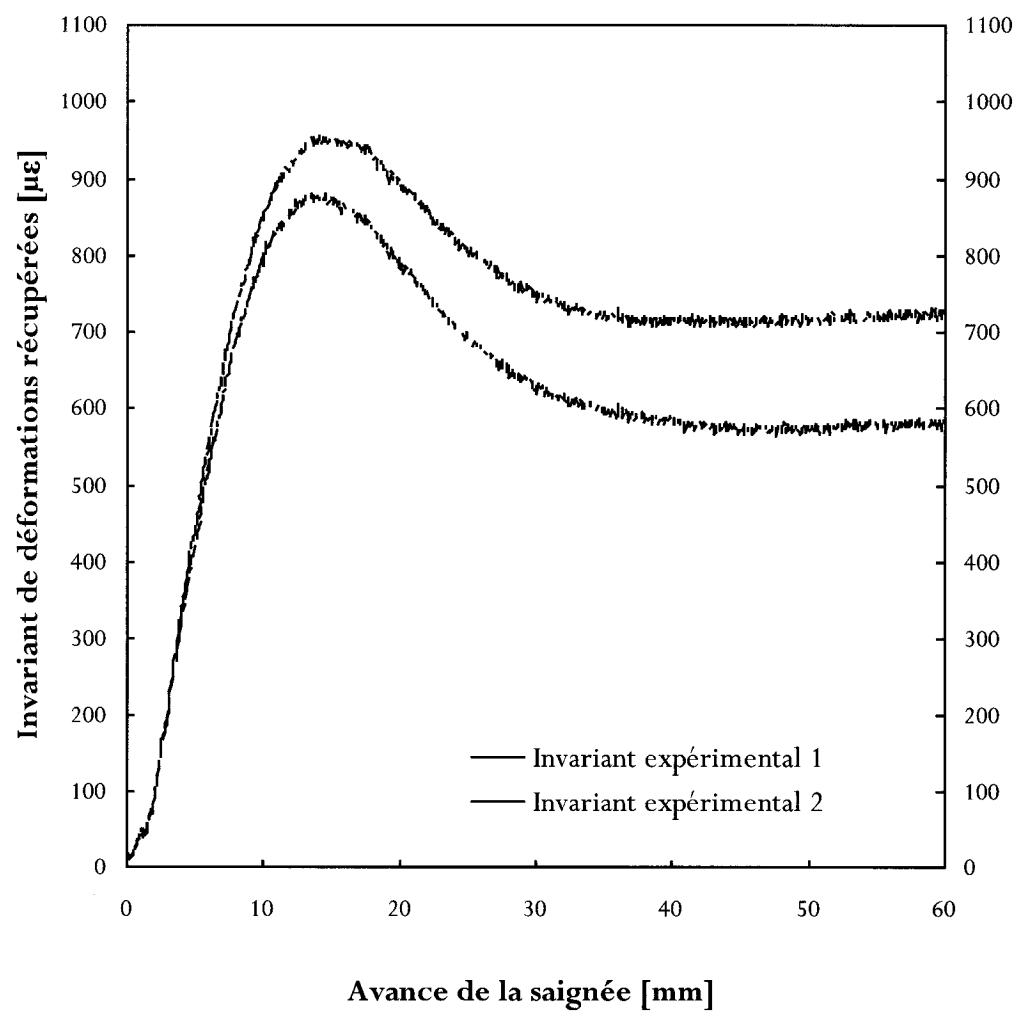
3.6.2.2 Cas B

L'état de contraintes appliqué au laboratoire provoque une rupture pendant le relâchement des contraintes.

Tableau 3.10 – Paramètres introduits dans le modèle numérique.

	Cas A	Cas B
Chargement radial σ_x [MPa]	8	20
Chargement axial σ_y [MPa]	3	5
Module de Young E [GPa]	16.0920	16.6637
Coefficient de Poisson ν	0.258692	0.18887
Module de compressibilité G [GPa]	11.1144	8.92652
Module de cisaillement K [GPa]	6.39233	7.00819
Angle de dilatance ψ [°]	0	0

Pour ces deux cas du modèle physique, les invariants de déformations récupérées présentent l'allure suivante en fonction de l'avance de la saignée :



a)

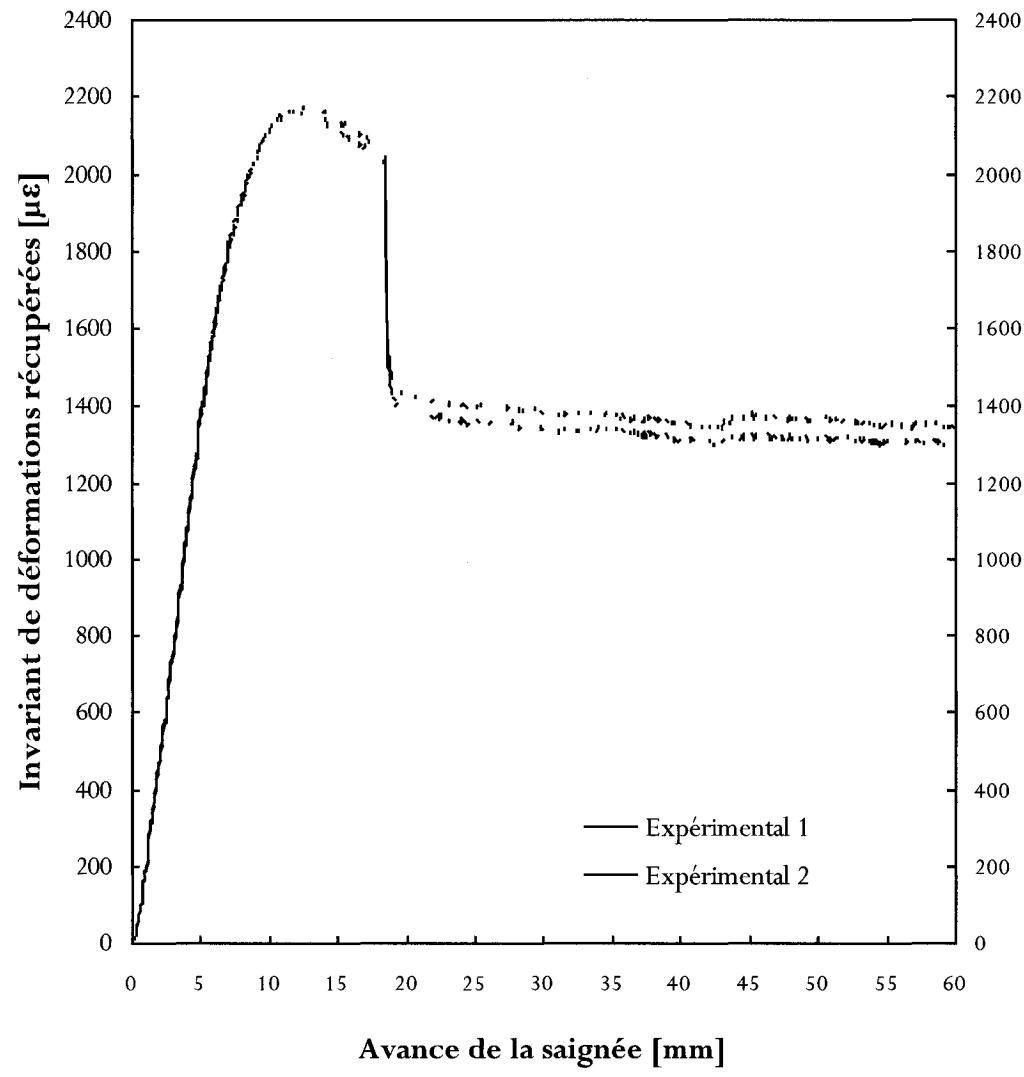


Figure 3.31 – Invariants de déformations récupérées du modèle physique a) Cas A b) Cas B (El Dana, 2006)

CHAPITRE 4. RÉSULTATS

4.1 Modèle élastique

4.1.1 Simulation du relâchement de contraintes – Cas A

Les paramètres introduits dans le modèle, tels que consignés au tableau 3.10, produisent un invariant de déformation récupérée numérique qui se compare comme suit aux invariants expérimentaux :

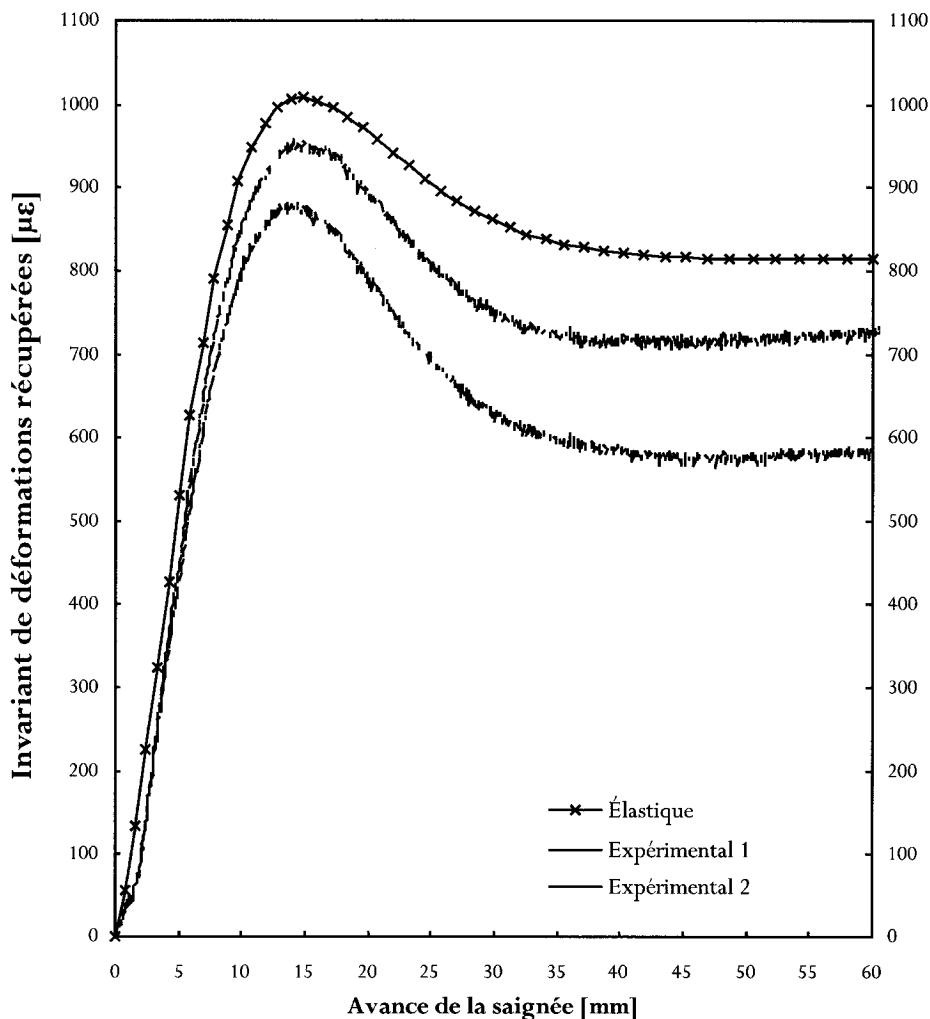


Figure 4.1 – Invariants numériques et expérimentaux.

Les répartitions de la contrainte principale majeure sont observées à deux moments, soient : a) avant le prolongement du forage b) à la fin du prolongement du forage.

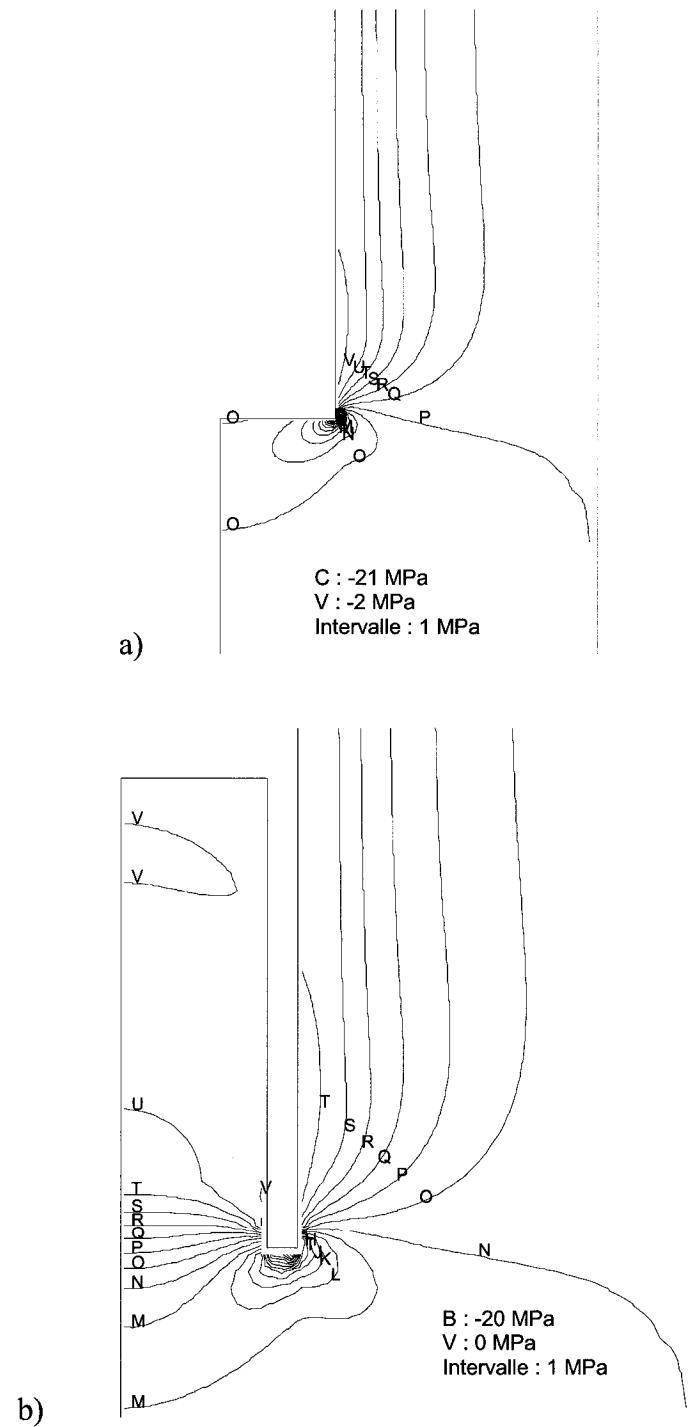


Figure 4.2 – Contraintes principales majeures.

4.1.2 Simulation du relâchement de contraintes – Cas B

Les paramètres adoptés pour le cas de chargement B, tels que consignés au tableau 3.10, produisent un invariant de déformation récupérée numérique qui se compare comme suit aux invariants expérimentaux :

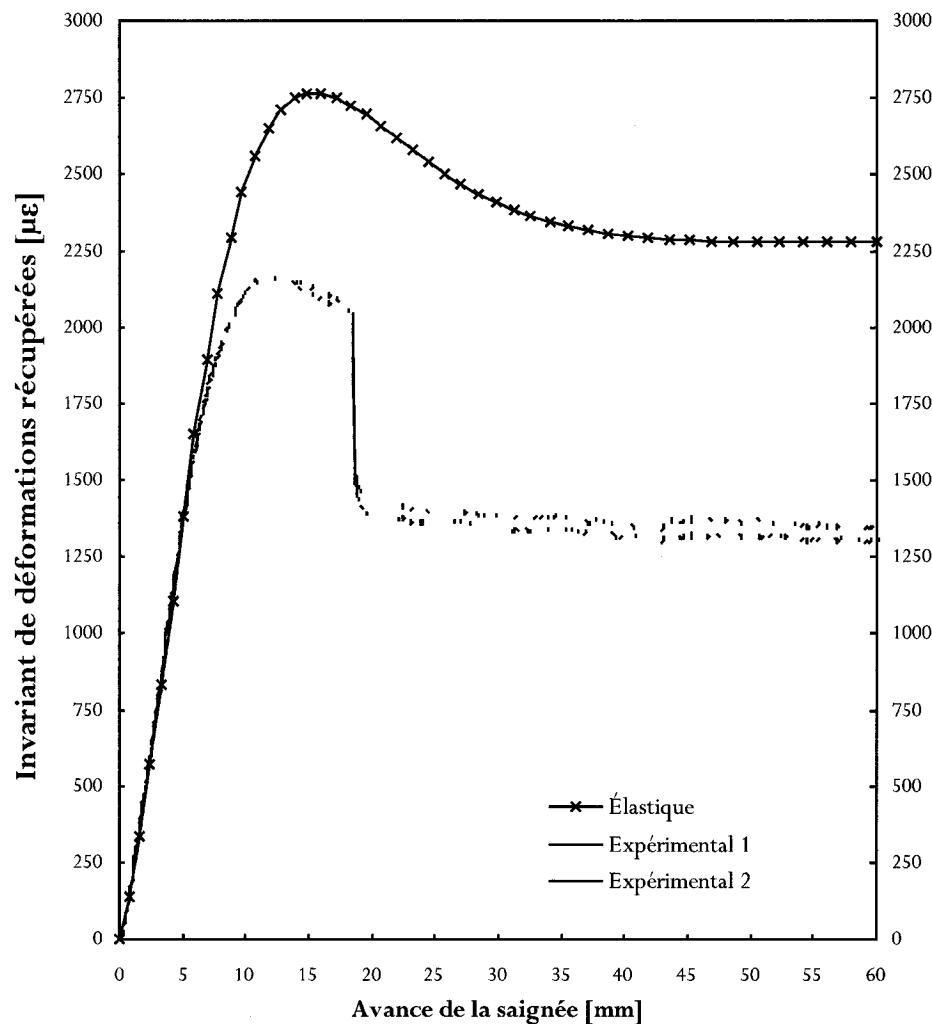


Figure 4.3 – Invariants numériques et expérimentaux.

Les répartitions de la contrainte principale majeure sont observées à deux moments, soient : a) avant le prolongement du forage et b) à la fin du prolongement du forage.

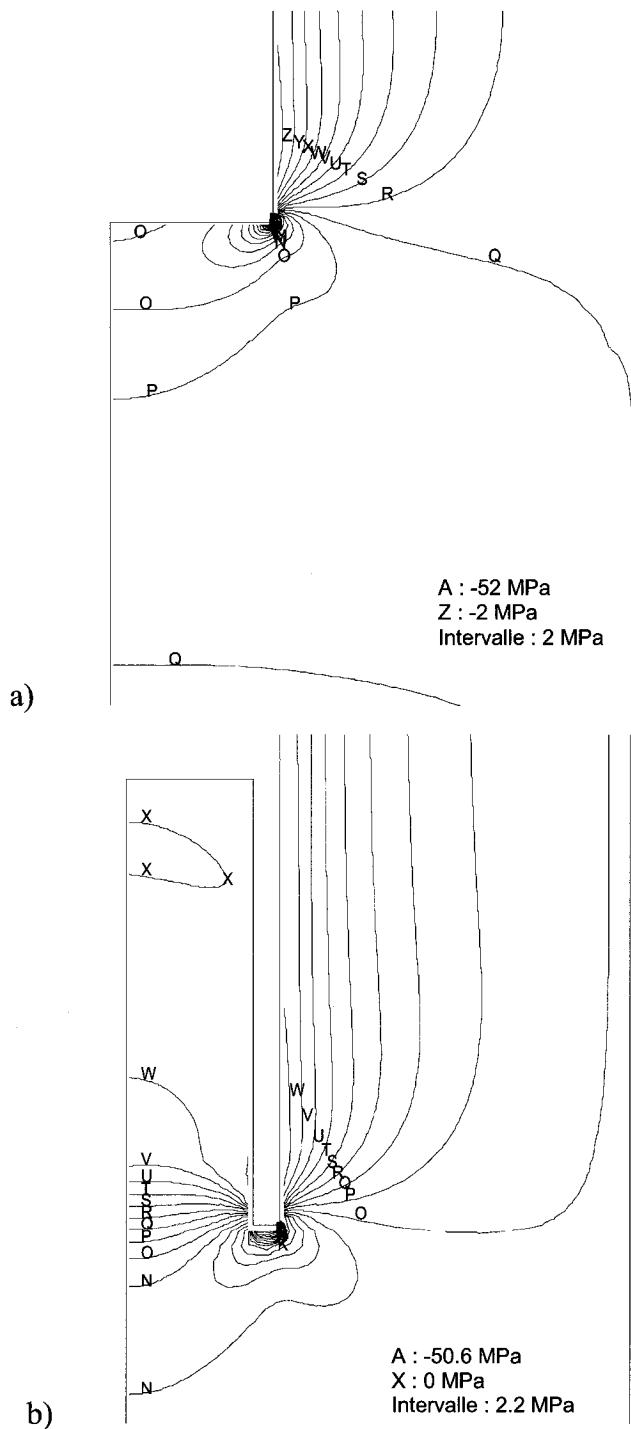


Figure 4.4 – Contraintes principales majeures.

4.2 Hoek et Brown

4.2.1 Simulation des essais de compression uniaxiale et triaxiale

Les paramètres permettant d'étalonner les courbes de contrainte-déformation de la première série d'essais expérimentaux sont les suivants :

$$E = 4.805 \text{ GPa} \quad v = 0.19$$

avec la définition de m , s , a et C_o variant du pic à l'état résiduel en fonction de la déformation plastique ε_3^p telle qu'exposée au tableau 4.1 et la figure 4.5.

Tableau 4.1 – Paramètres introduits dans le modèle numérique.

ε_3^p	m_b	C_o [MPa]	s	a
0	2.5	19.5	1	0.5
0.001	3.5			
0.002	4.0			
0.004	4.7			
0.0095	6.5			
0.015	8.6			
0.01675	9.3			
0.018	9.9	10.5	0.5	0.56

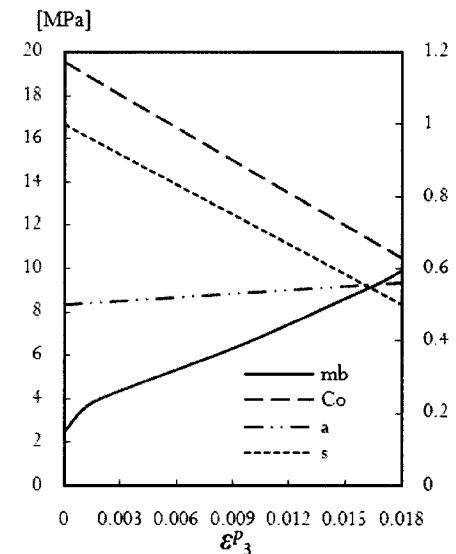


Figure 4.5 – Variation de m_b , a , s et C_o .

La contrainte σ_{3cv} à laquelle le matériau ne se dilate plus est définie à 4 MPa vu que sous chargement triaxial, la roche atteint un palier de déformation constant à ce niveau de confinement.

Les graphiques qui suivent comparent les courbes de contrainte – déformation axiale, numérique et expérimentale(s), pour un niveau de confinement allant de 0 à 5 MPa.

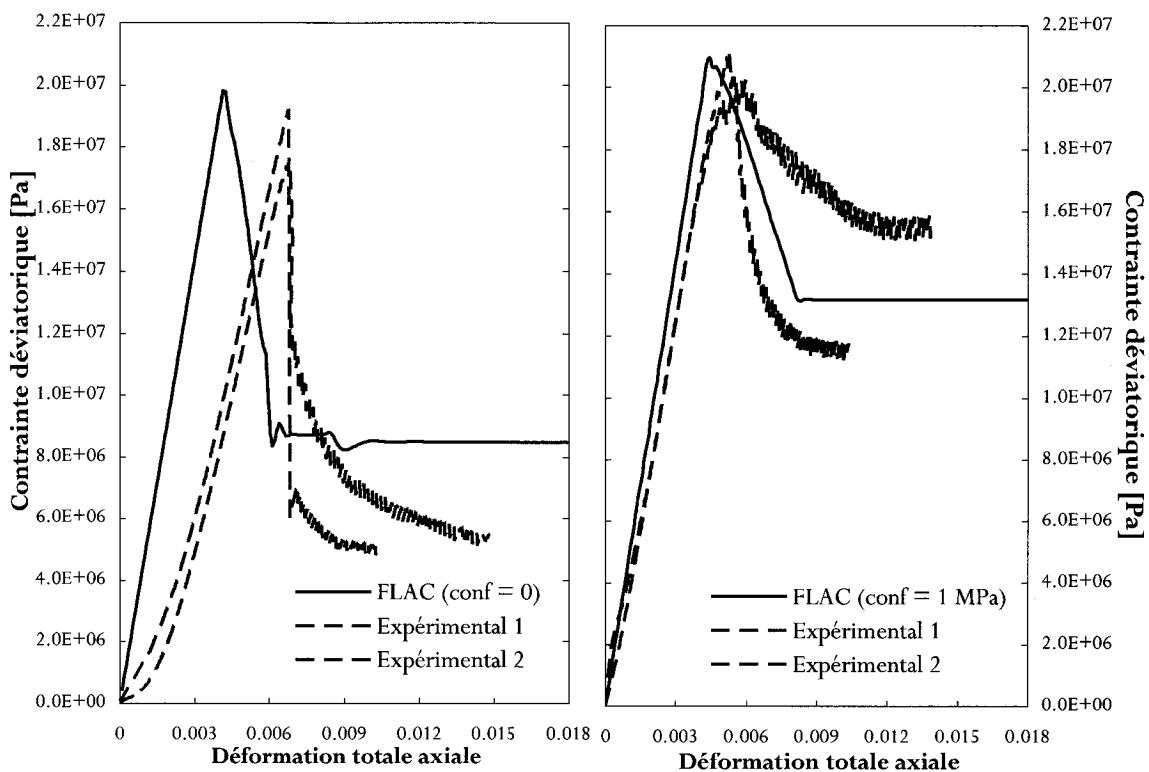


Figure 4.6 – Essais de compression uniaxiale et triaxiale ($\sigma_3 = 1 \text{ MPa}$).

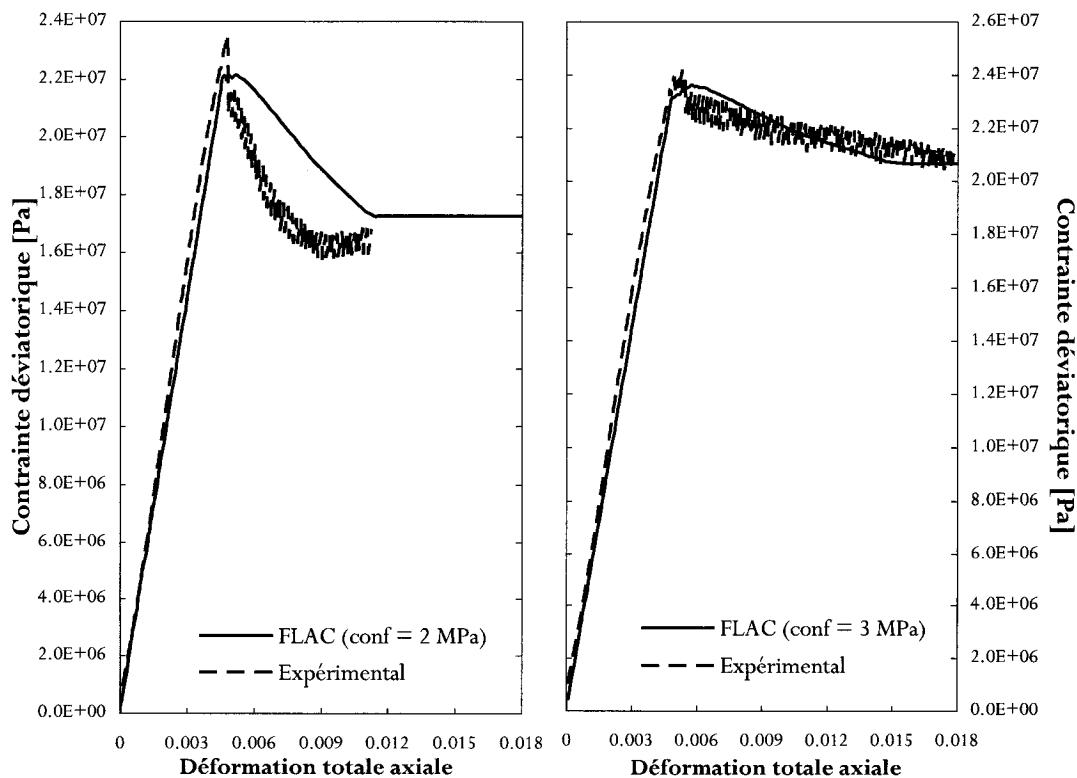


Figure 4.7 – Essais de compression triaxiale ($\sigma_3 = 2$ et 3 MPa).

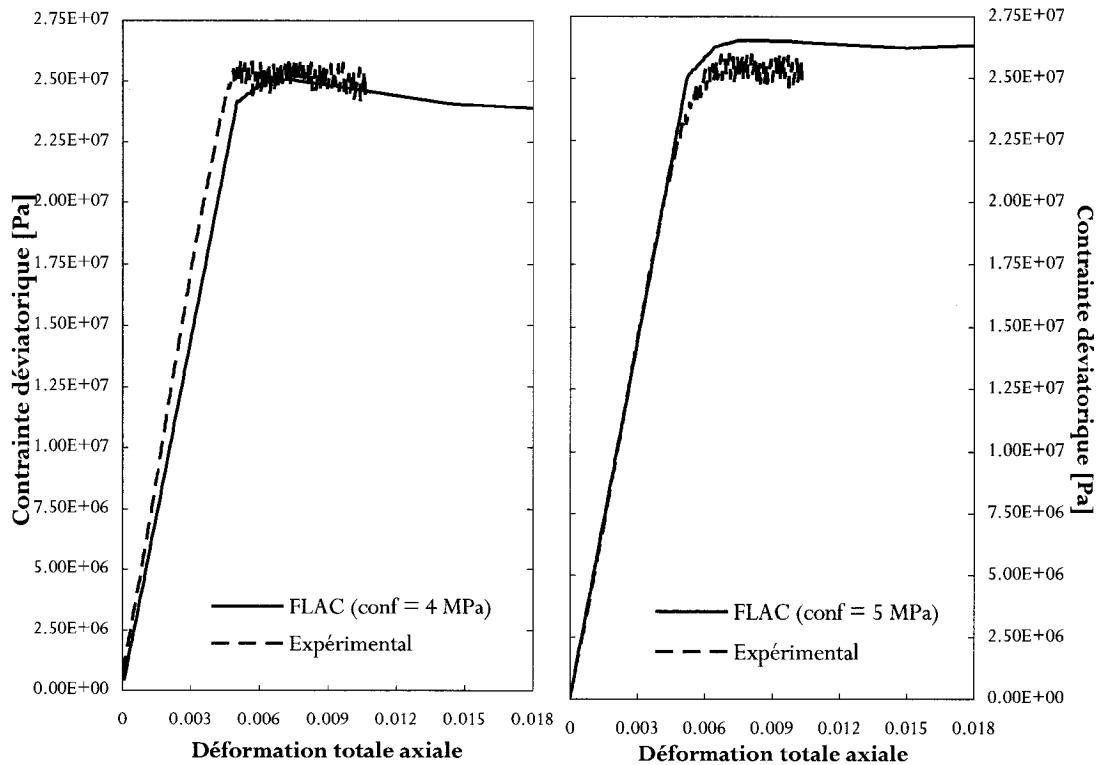


Figure 4.8 – Essais de compression triaxiale ($\sigma_3 = 4$ et 5 MPa).

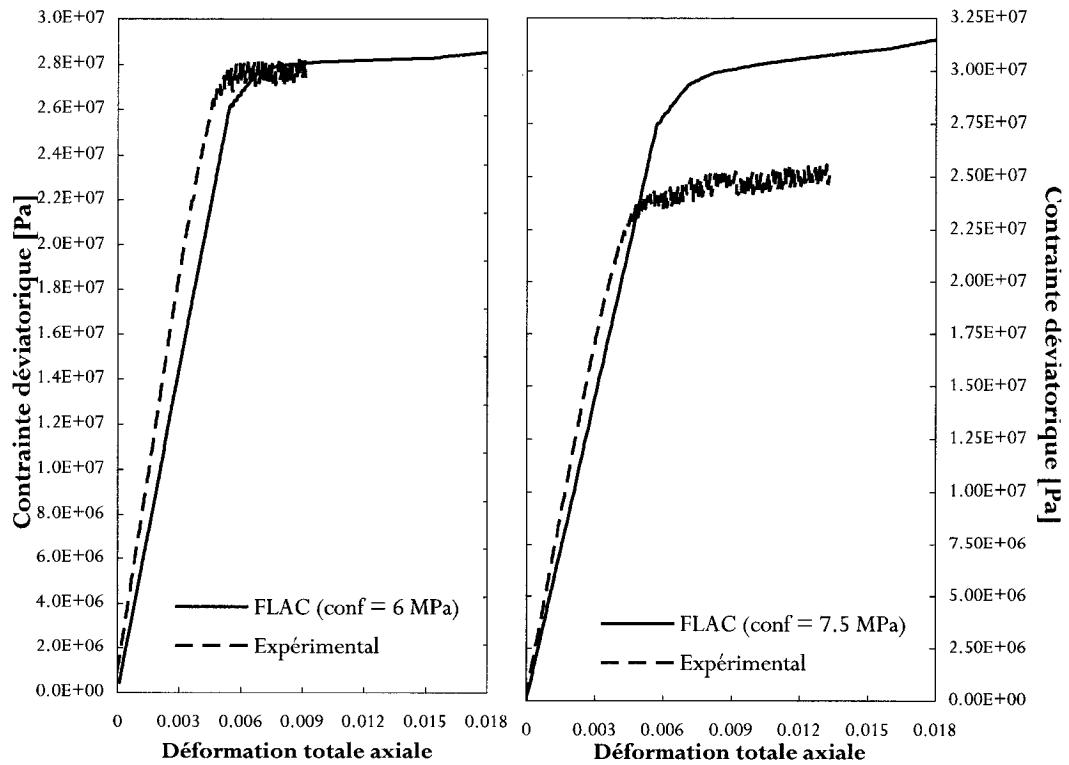


Figure 4.9 – Essais de compression triaxiale ($\sigma_3 = 6$ et 7.5 MPa).

4.2.2 Simulation du relâchement de contraintes – Cas A

En introduisant les paramètres de déformabilité du tableau 3.10 avec ceux décrivant l'écoulement plastique selon Hoek et Brown au tableau 4.1, l'invariant de déformation récupérée numérique se présente comme suit par rapport aux invariants expérimentaux :

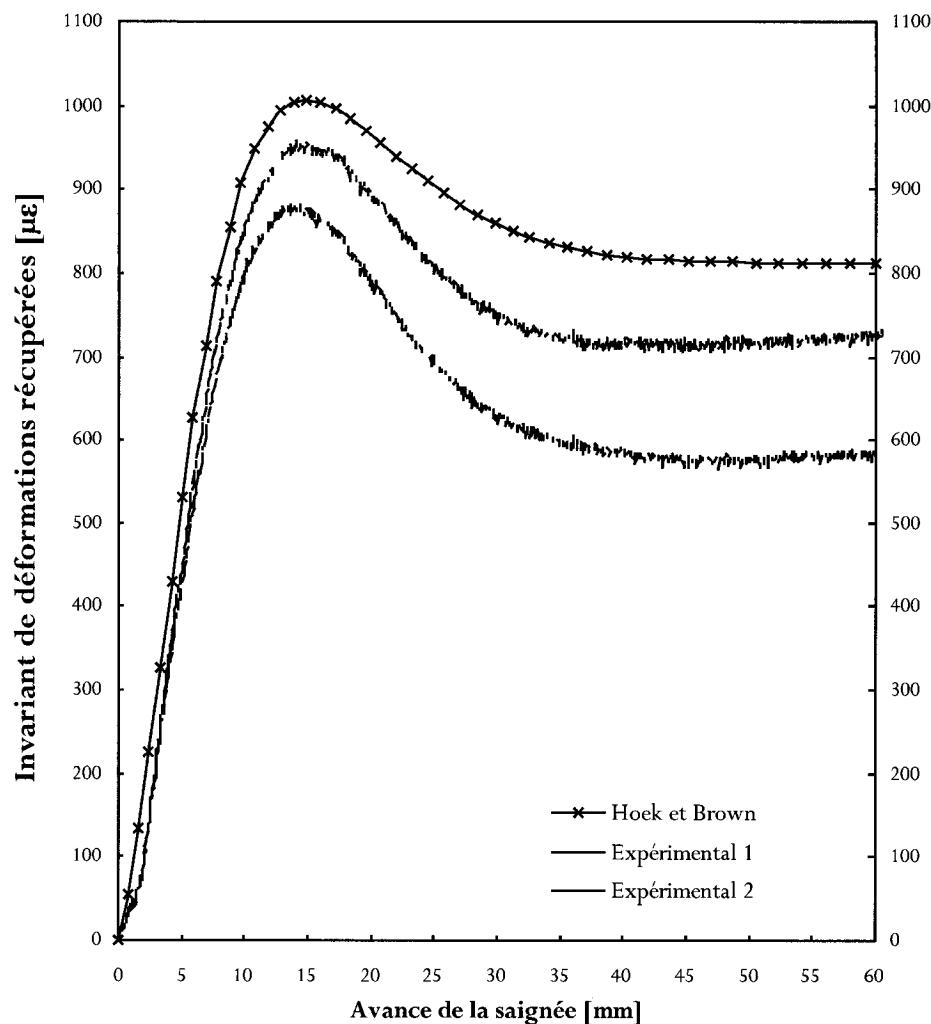


Figure 4.10 – Invariants numériques et expérimentaux.

Pour les trois lois de comportement plastiques qui suivent, il est possible de visualiser les éléments qui ont atteint la courbe enveloppe de rupture, que ce soit lors des cycles de calcul (dans le passé) ou au moment où l'équilibre est atteint (actuellement) à la fin du cyclage.

Ainsi, les éléments en plasticité et les répartitions de la contrainte principale majeure sont observés à deux moments, soient :

- a) avant le prolongement du forage b) à la fin du prolongement du forage.

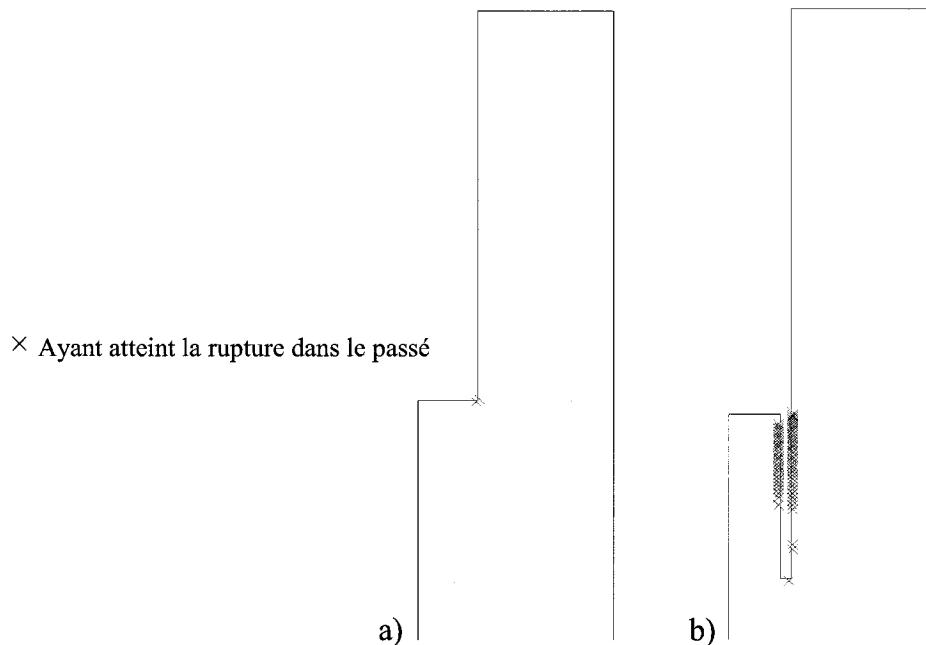


Figure 4.11 – Éléments en état de plasticité.

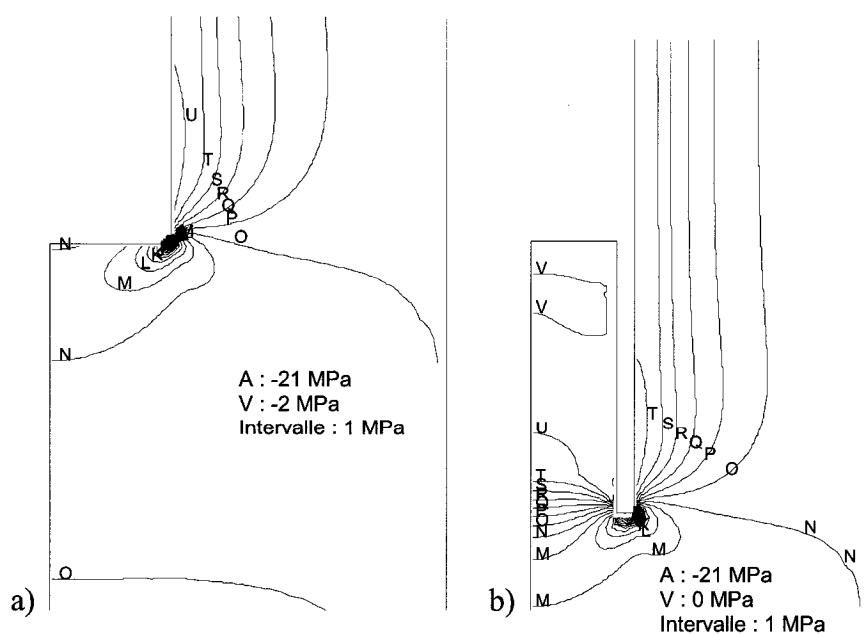


Figure 4.12 – Contraintes principales majeures.

4.2.3 Simulation du relâchement de contraintes – Cas B

Les paramètres assignés selon les tableaux 3.10 et 4.1 génèrent un invariant de déformation récupérée numérique tel que présenté ci-bas avec les deux invariants expérimentaux :

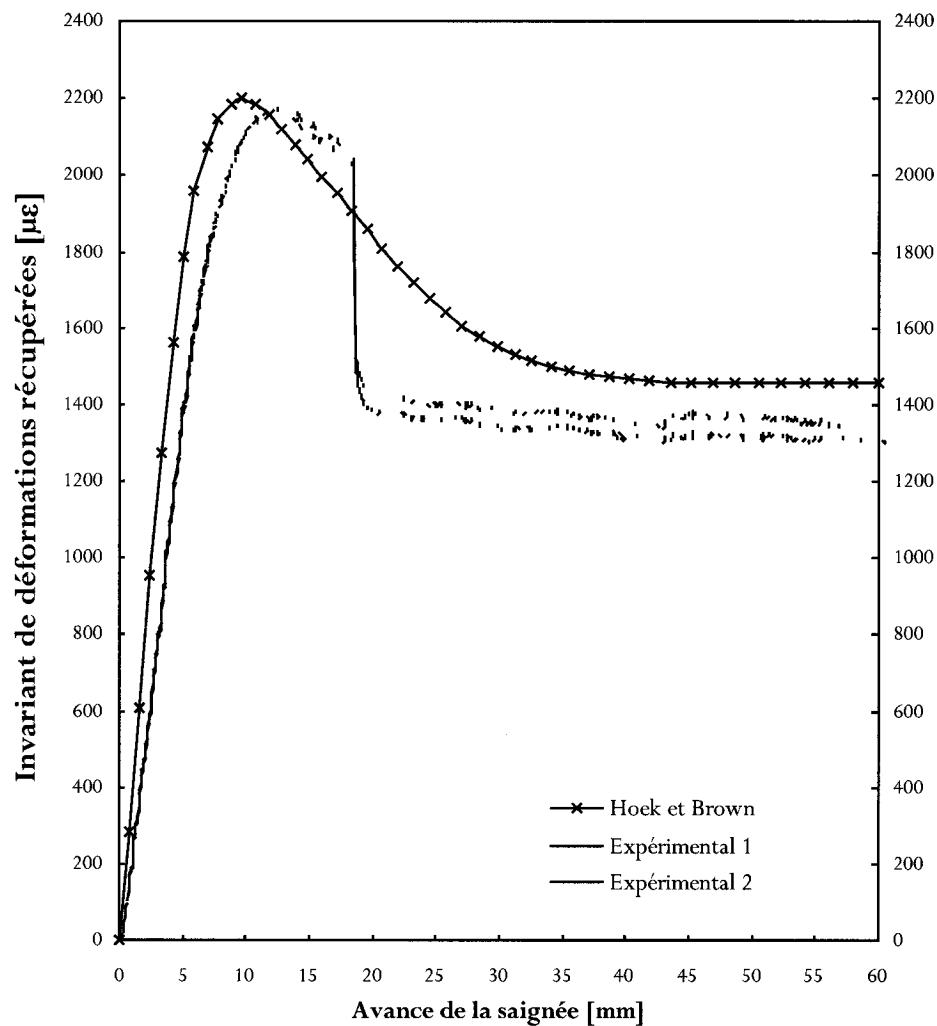


Figure 4.13 – Invariants numériques et expérimentaux.

Les éléments en plasticité et les répartitions de la contrainte principale majeure sont observés à deux moments, soient :

a) avant le prolongement du forage b) à la fin du prolongement du forage.

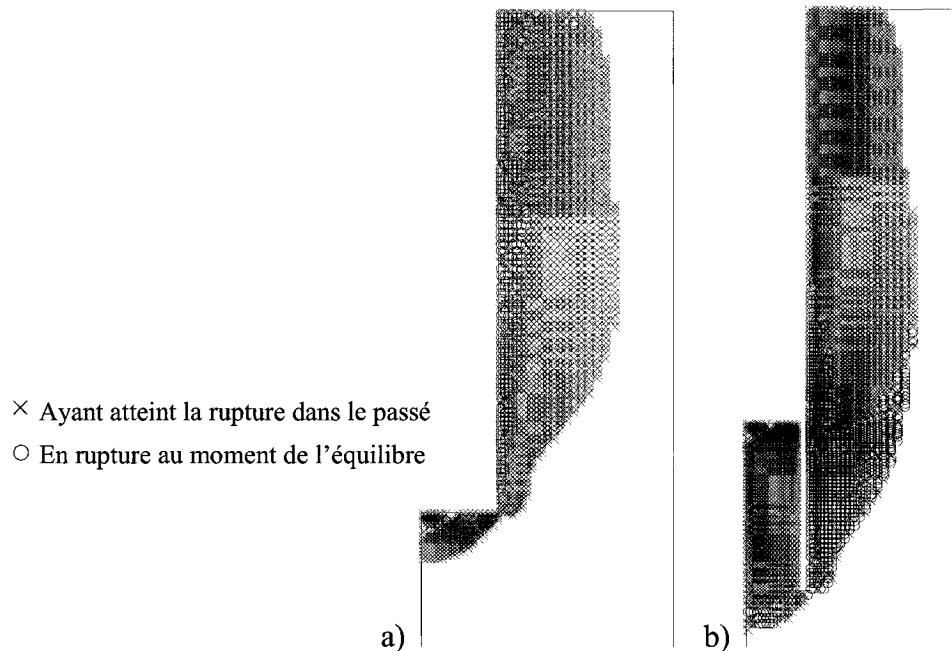


Figure 4.14 – Éléments en état de plasticité.

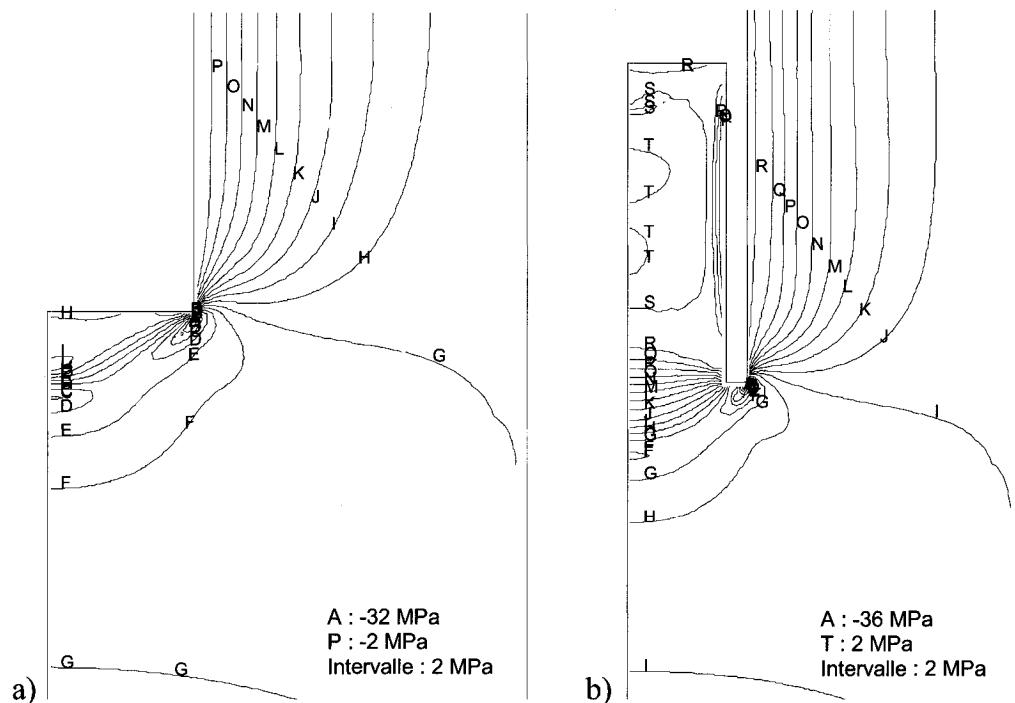
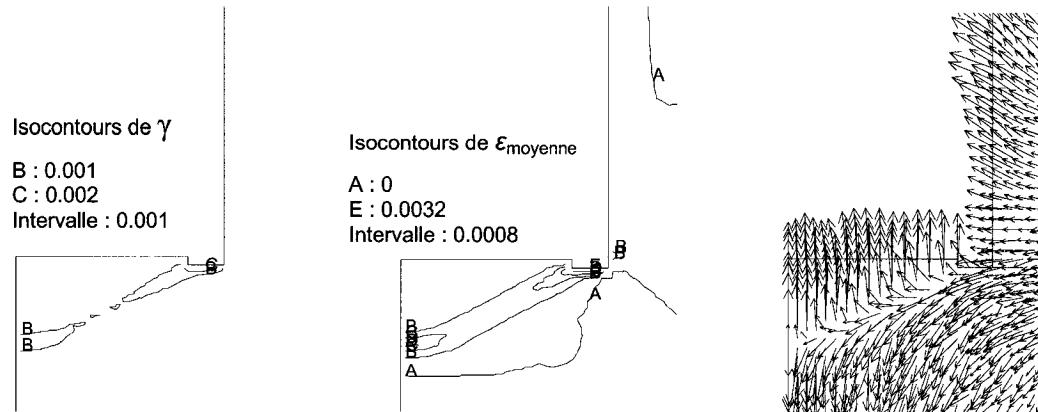


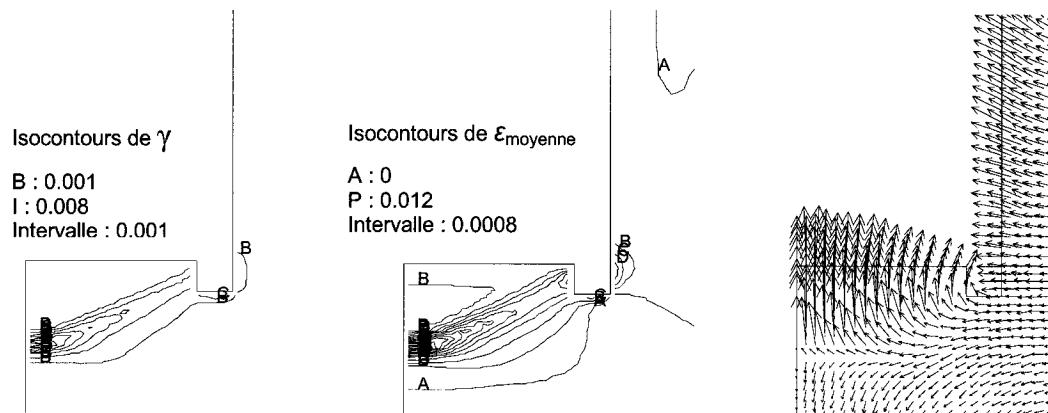
Figure 4.15 – Contraintes principales majeures.

En particulier, l'évolution de la déformation maximale γ en cisaillement, la déformation moyenne et l'orientation des vecteurs de vitesse est illustrée en succession pour un prolongement de forage allant de 0.8 mm à 9.7 mm.

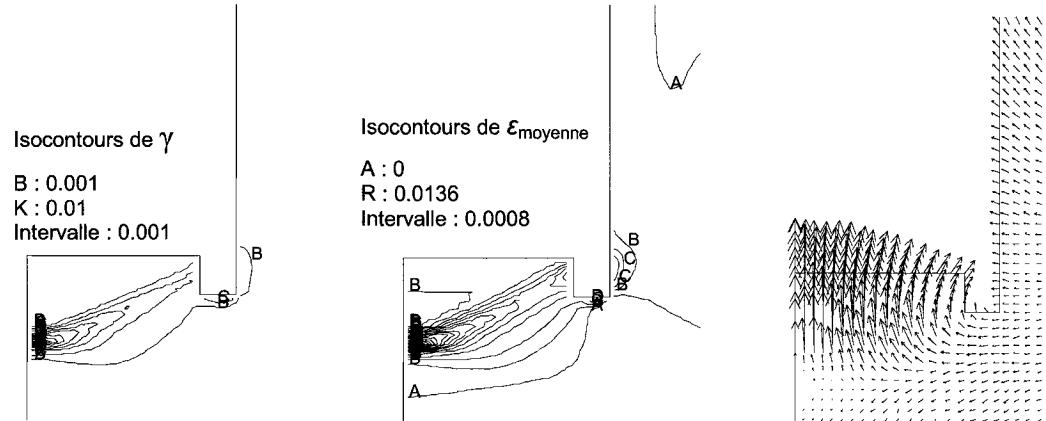
À un prolongement de 0.8 mm



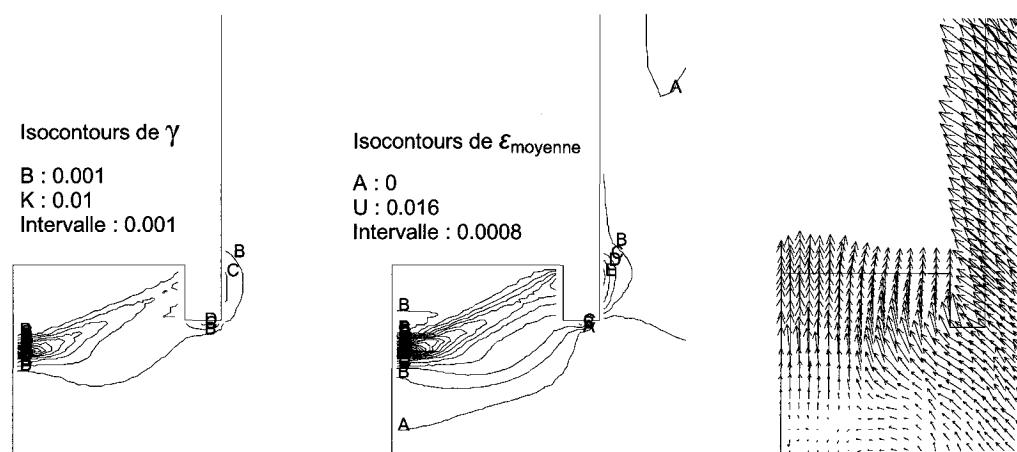
À un prolongement de 3.3 mm



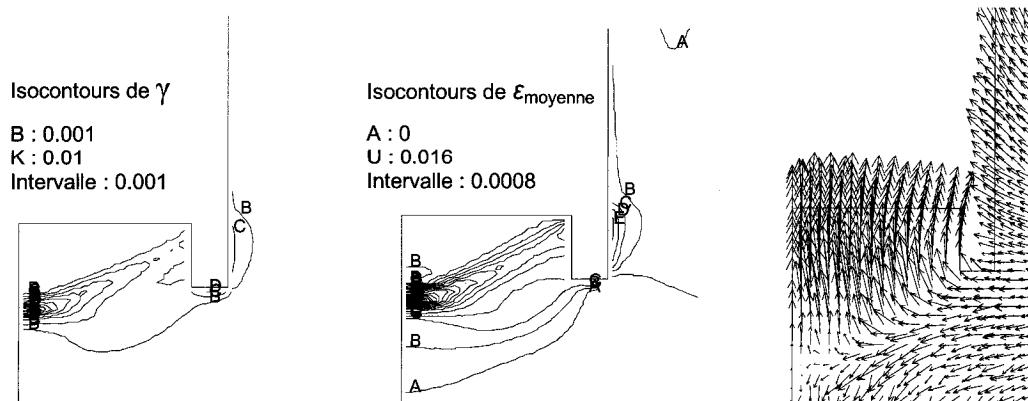
À un prolongement de 4.2 mm



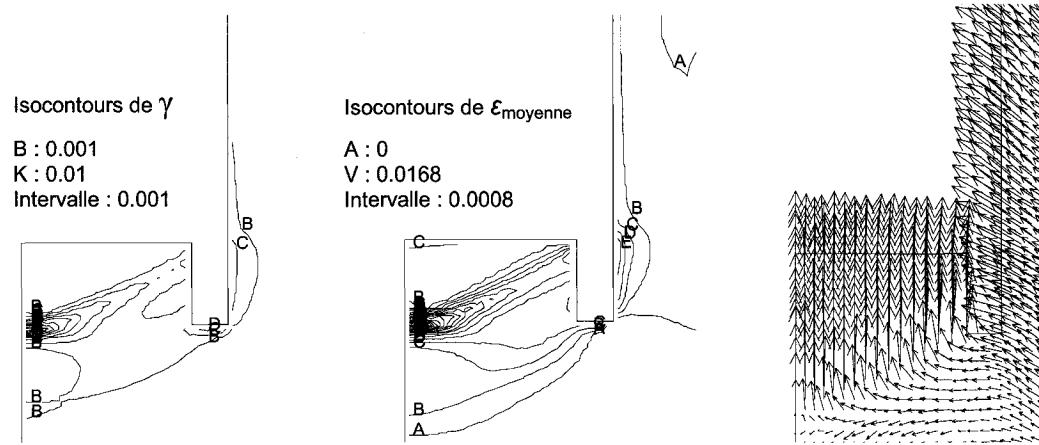
À un prolongement de 5.9 mm



À un prolongement de 6.9 mm



À un prolongement de 8.8 mm



8. À un prolongement de 9.7 mm

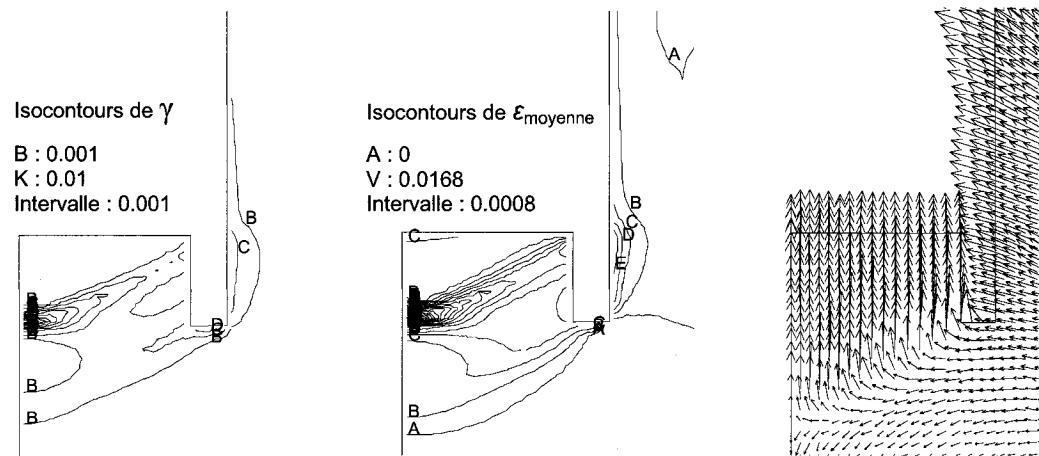


Figure 4.16 – Évolution de l'endommagement en fond de trou.

4.3 Mohr-Coulomb sans écrouissage

Les paramètres introduits dans cette loi sont :

$$c = 5 \text{ MPa} \quad \phi = 36^\circ \quad \psi = 0^\circ \quad T_0 = 3.5 \text{ MPa}$$

4.3.1 Simulation du relâchement de contraintes – Cas A

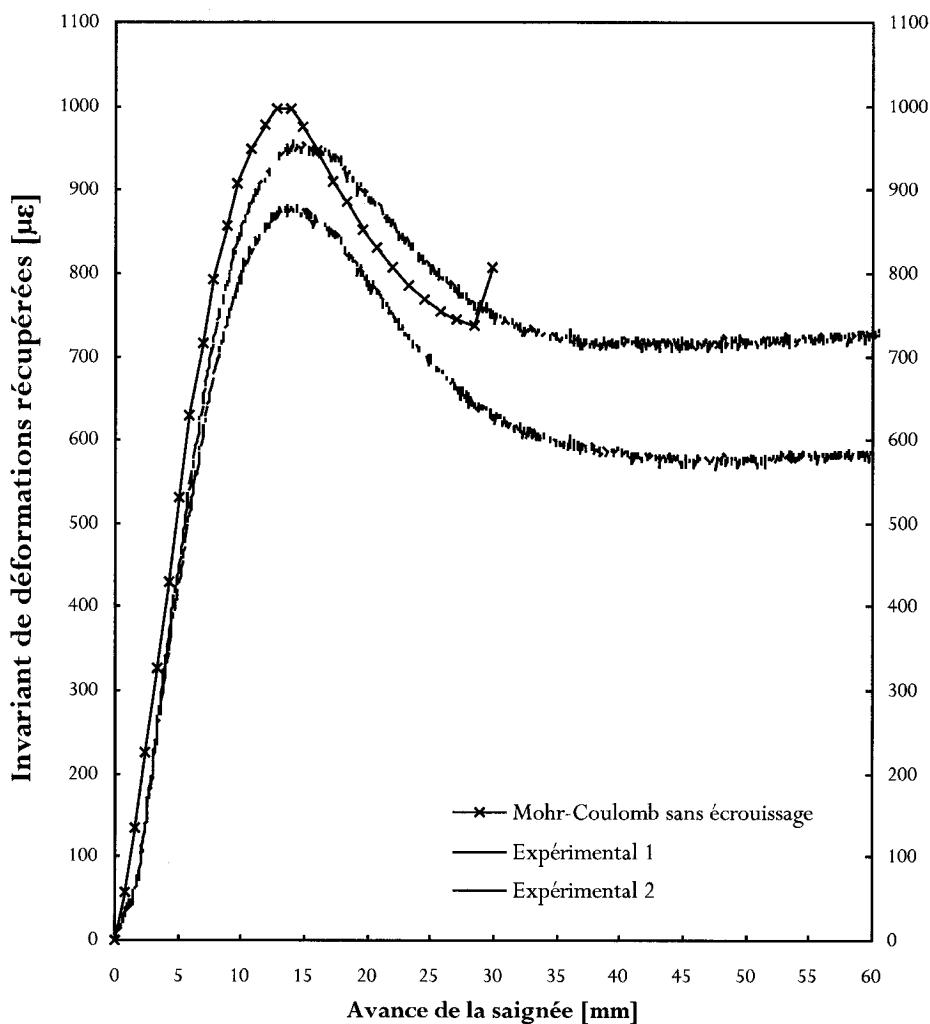


Figure 4.17 – Invariants numériques et expérimentaux.

Un état d'écoulement continu a lieu lorsque la saignée s'est rendue à 29.8 mm; l'invariant de déformations récupérées est tracé jusqu'au moment où le cyclage est interrompu manuellement pendant la modélisation.

Les autres paramètres sont observés à deux moments, soient :

- avant le prolongement du forage
- au moment où l'écoulement est interrompu, soit pour une avance égale à 29.8 mm.

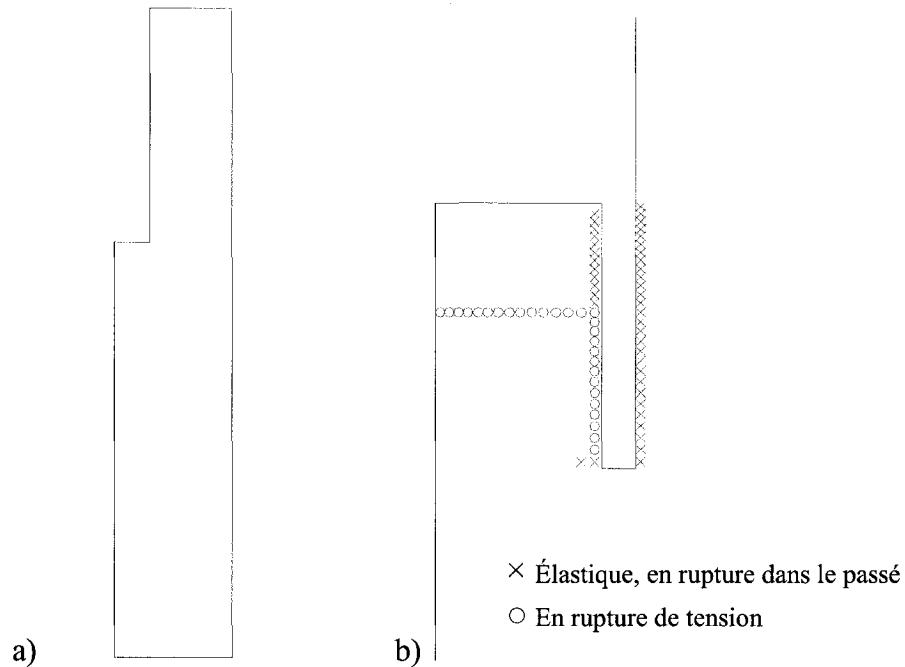


Figure 4.18 – Éléments en état de plasticité.

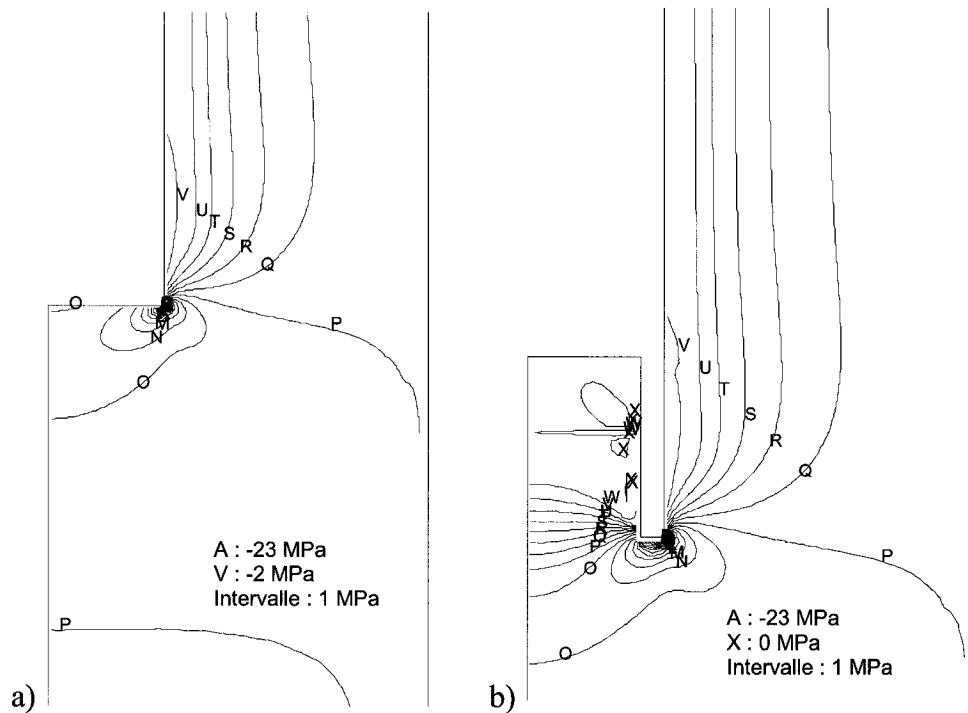


Figure 4.19 – Contraintes principales majeures.

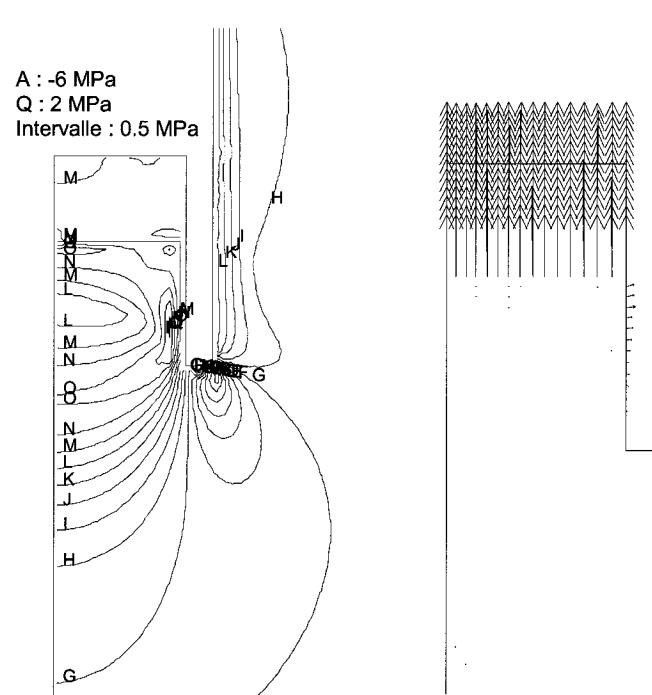


Figure 4.20 – Contraintes principales mineures et vecteurs de vitesse durant l'écoulement.

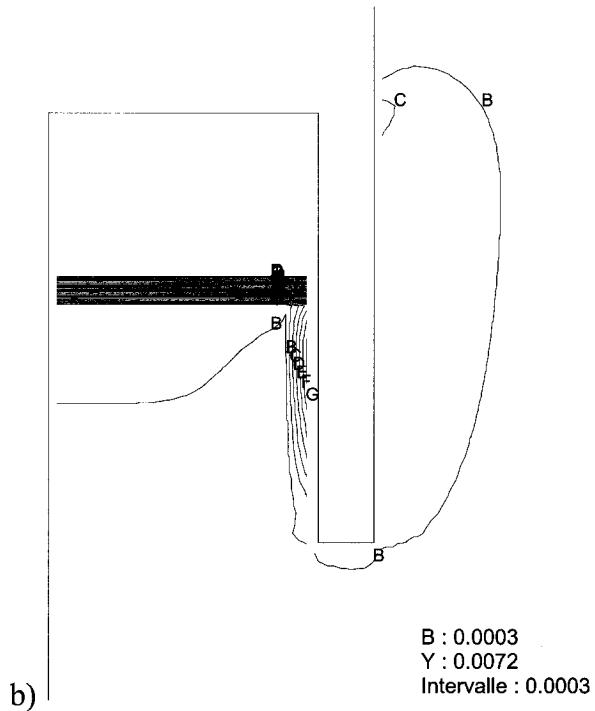


Figure 4.21 – Déformations maximales γ en cisaillement.

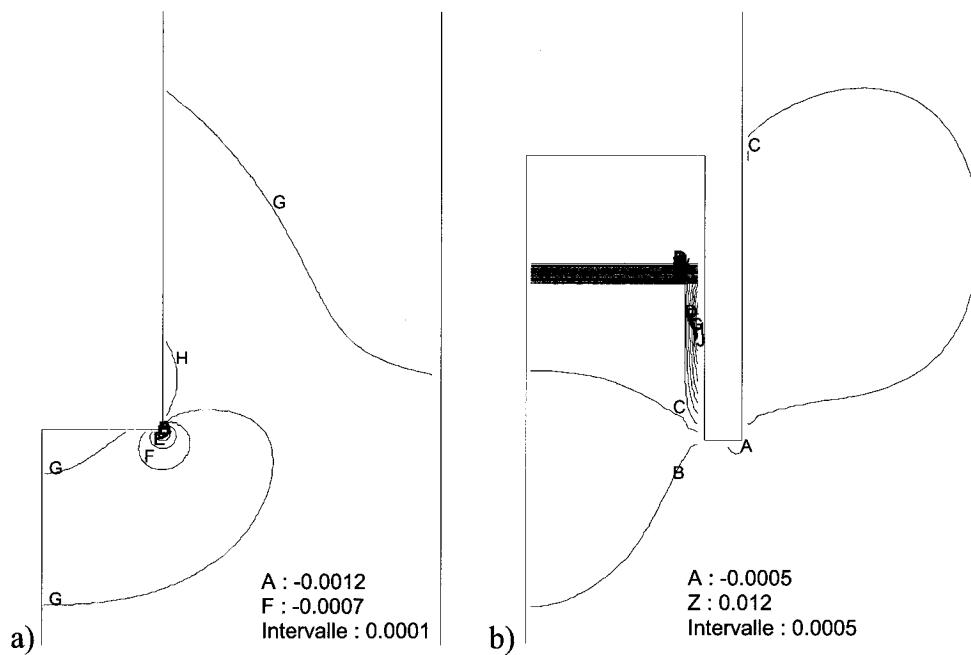


Figure 4.22 – Déformations moyennes.

4.3.2 Simulation du relâchement de contraintes – Cas B

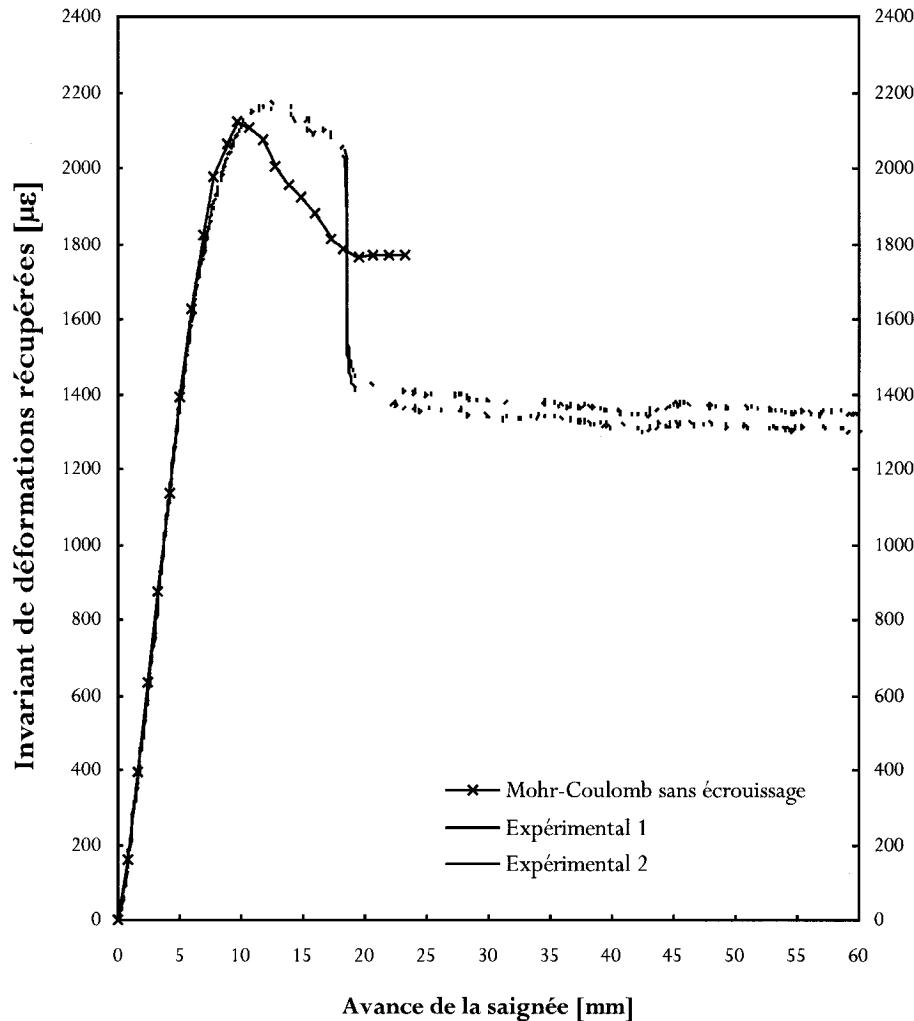


Figure 4.23 – Invariants numériques et expérimentaux.

Un écoulement continu a lieu lorsque le relâchement s'est rendu à 23.2 mm. Le cycle de calcul est arrêté à cette avance.

Les autres paramètres sont observés à deux moments, soient :

- a) avant le prolongement du forage
- b) au moment où l'écoulement est interrompu, soit pour une avance égale à 23.2 mm.

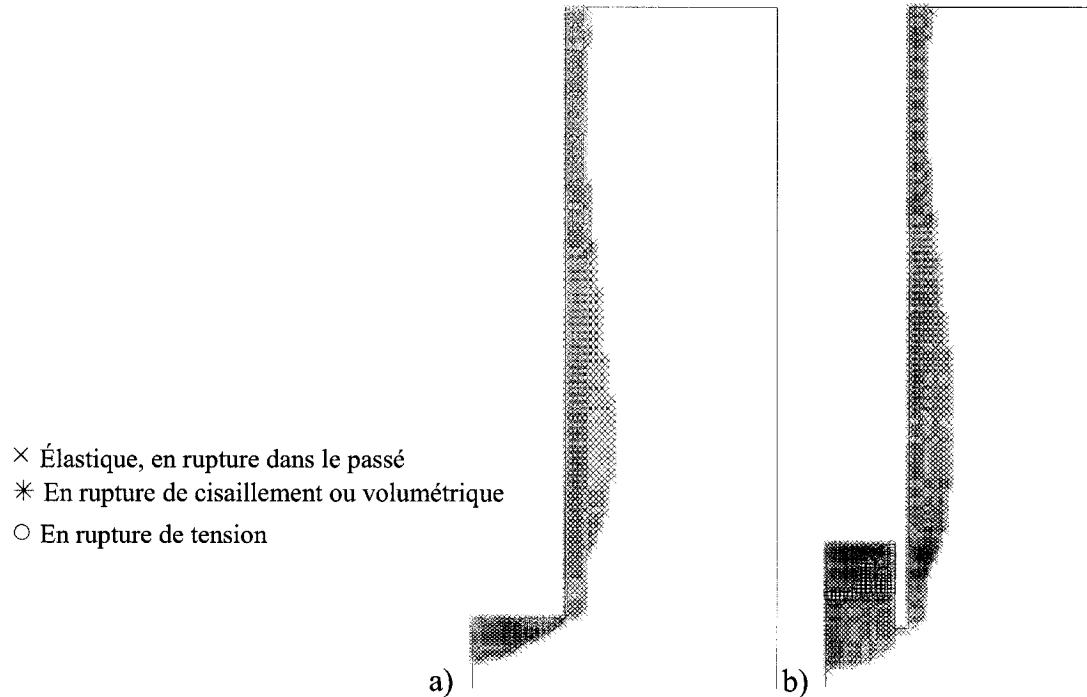


Figure 4.24 – Éléments en état de plasticité.

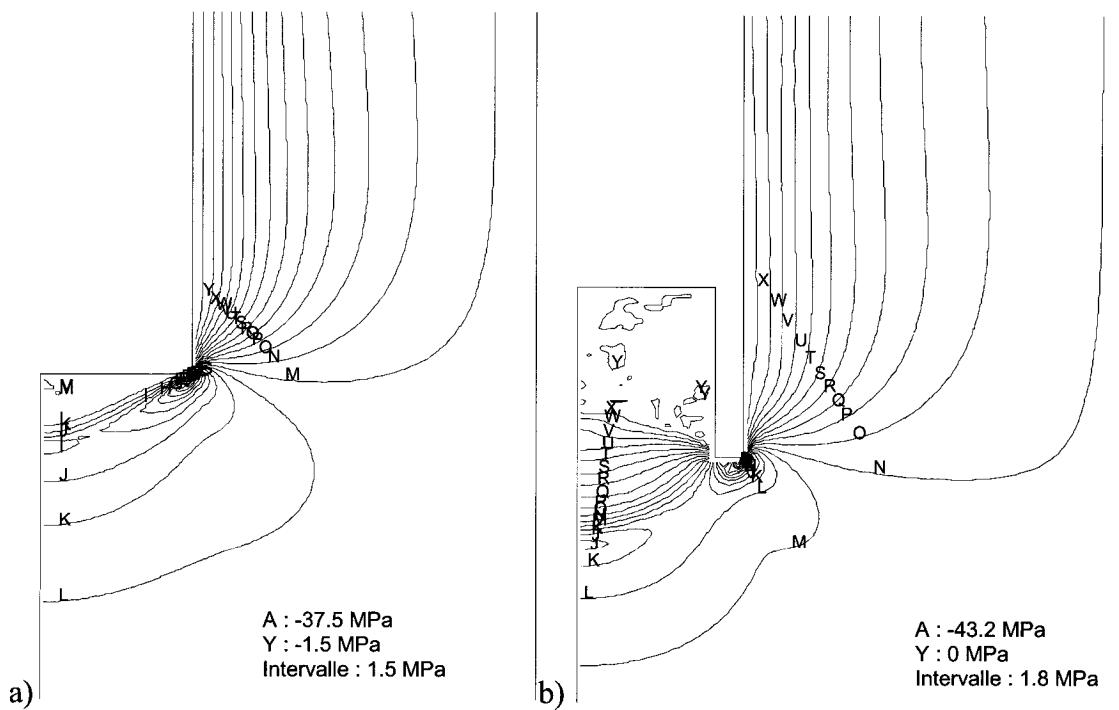


Figure 4.25 – Contraintes principales majeures.

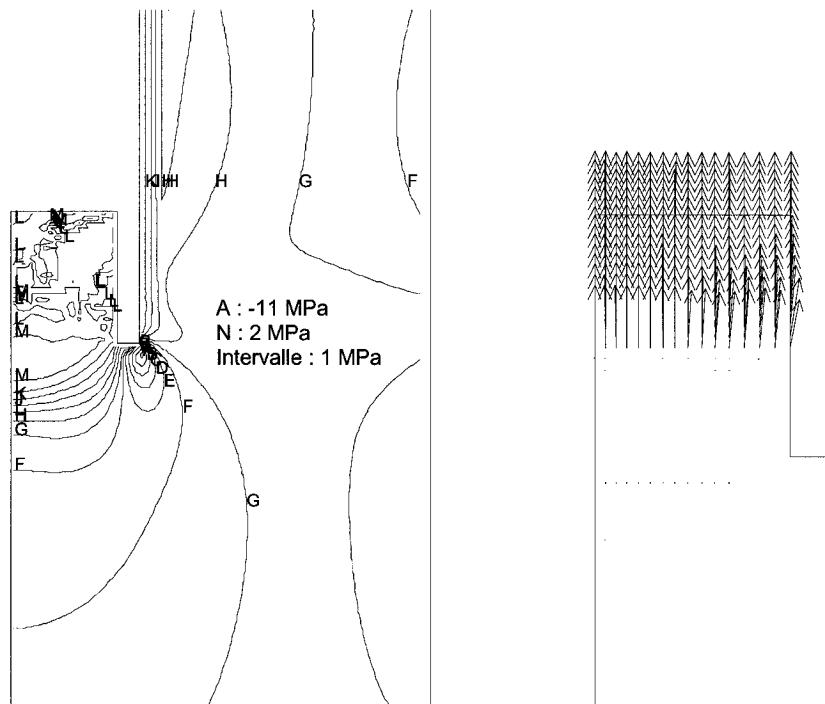


Figure 4.26 – Contraintes principales mineures et vecteurs de vitesse durant l’écoulement.

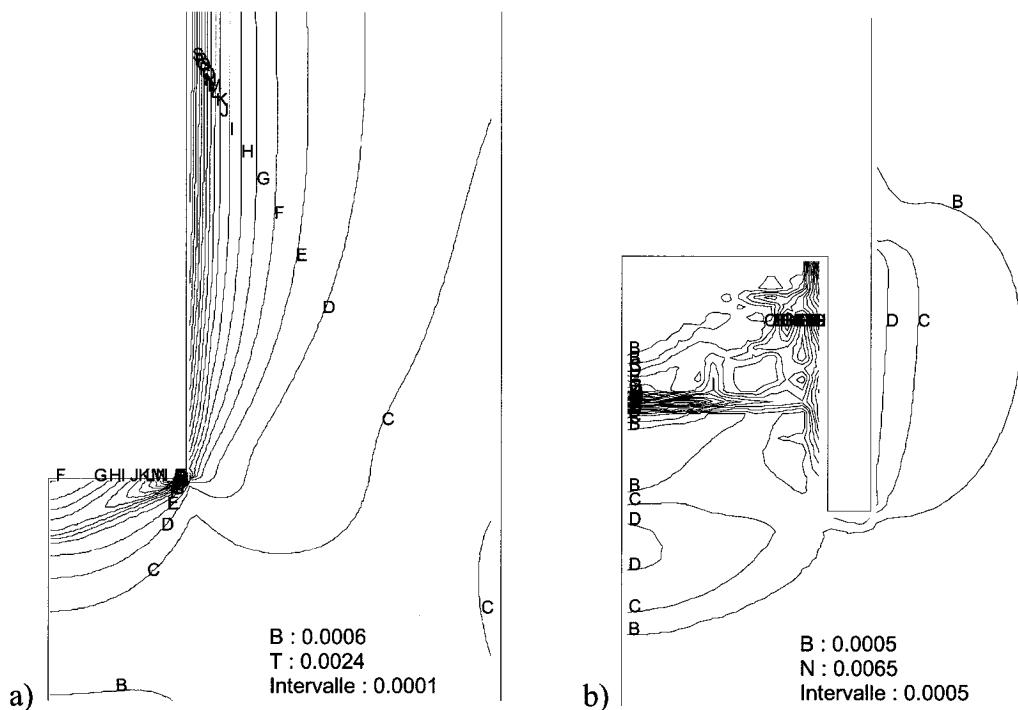


Figure 4.27 – Déformations maximales γ en cisaillement.

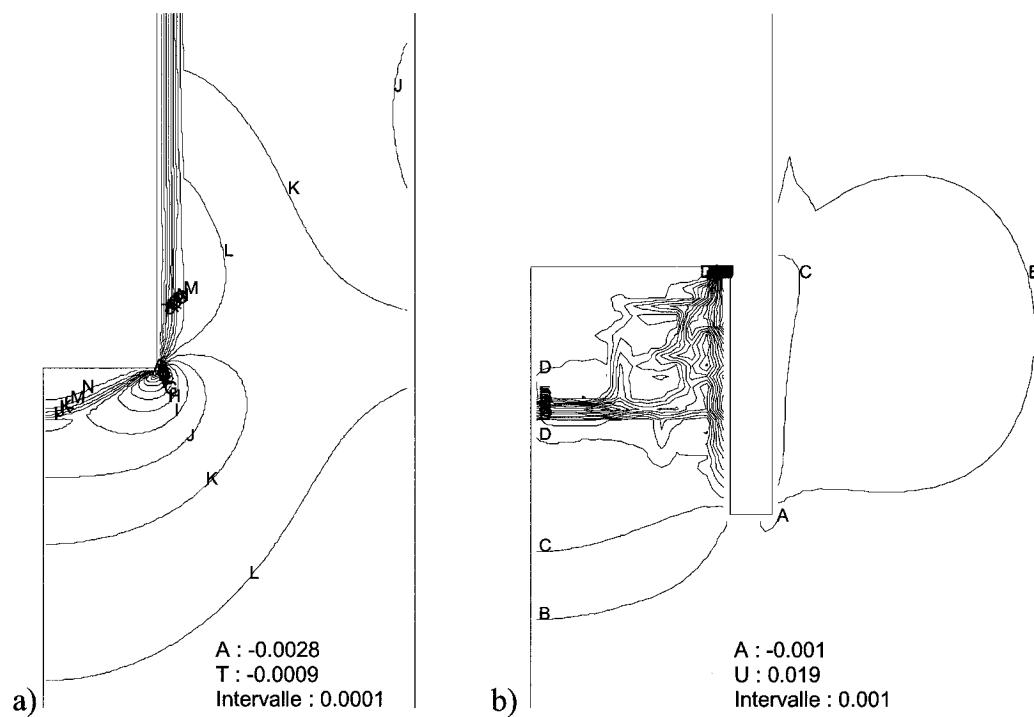


Figure 4.28 – Déformations moyennes.

4.4 Mohr-Coulomb avec écrouissage

4.4.1 Simulation des essais de compression uniaxiale et triaxiale

Les modules de compressibilité et de cisaillement (K , G) sont modifiés pour refléter l'hétérogénéité propre à chacune des huit éprouvettes de roche soumises aux différents niveaux de confinement suivants :

Tableau 4.2 – Modules de compressibilité et cisaillement introduits.

Niveau de confinement σ_3 [MPa]	K [GPa]	G [GPa]
0	5.9	4.8
1	5.4	4.4
2	4.3	3.3
3	8.2	6.4
3.5	7.2	5.6
4	7.1	5.6
4.5	7.1	5.6
5	6.8	6.0

Les paramètres de la figure 3.28 sont fournis au tableau 4.3 en fonction de la déformation plastique de cisaillement :

Tableau 4.3 – Paramètres c et ϕ introduits dans le modèle.

ϵ^{ps}	c [MPa]	ϕ [°]
0	5	25.5
0.002	3.7	32
0.0025	3.616	32.5
0.003	3	35
0.0035	2.8	35.56
0.004	2.65	36.13
0.0045	2.517	36.405
0.005	2.488	36.68
0.0055	2.3	37.61
0.006	2.246	37.6
0.009	2.121	38.23
0.01	1.902	39.3
0.012	1.89	39.6
0.013	1.722	40.66

L'angle de dilatance est mis à zéro pour simuler un régime d'écoulement associé.

Les graphiques qui suivent comparent les courbes de contrainte – déformation axiale, numérique et expérimentale(s), pour un niveau de confinement allant de 0 à 5 MPa.

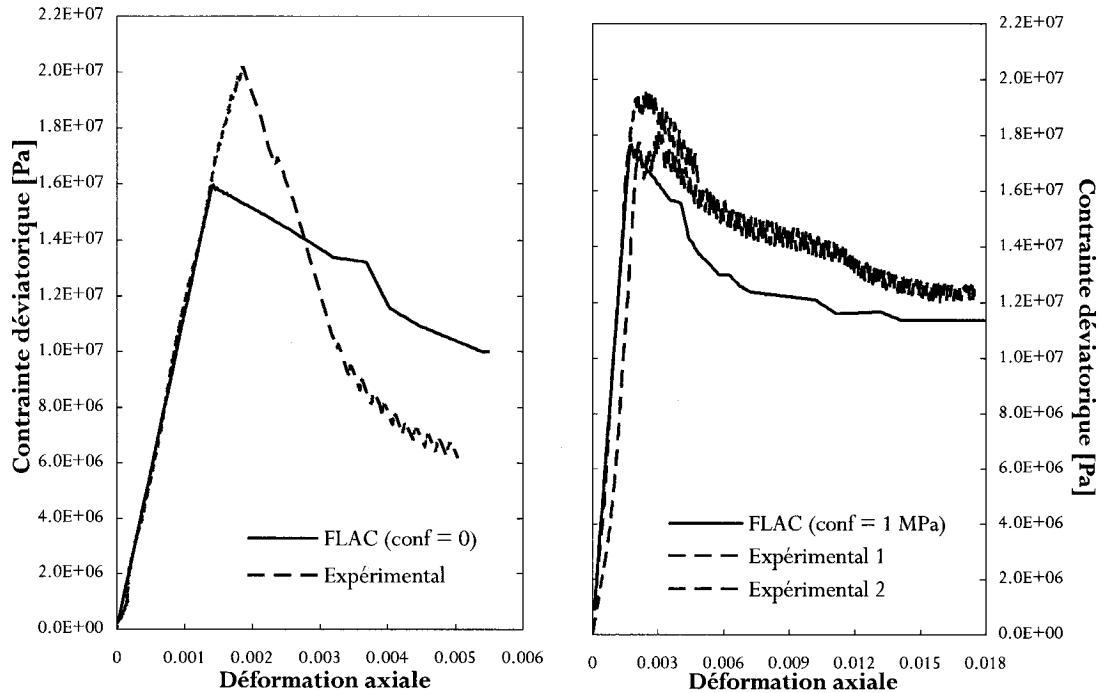


Figure 4.29 – Essais de compression uniaxiale et triaxiale ($\sigma_3 = 1$ MPa).

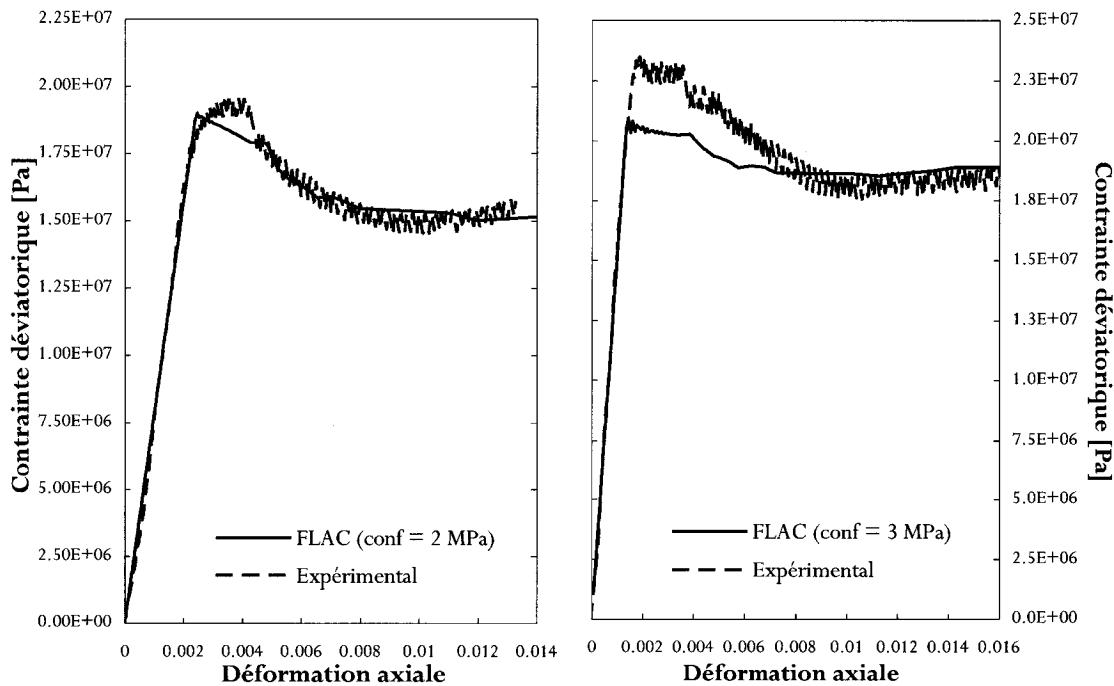


Figure 4.30 – Essais de compression triaxiale ($\sigma_3 = 2$ et 3 MPa).

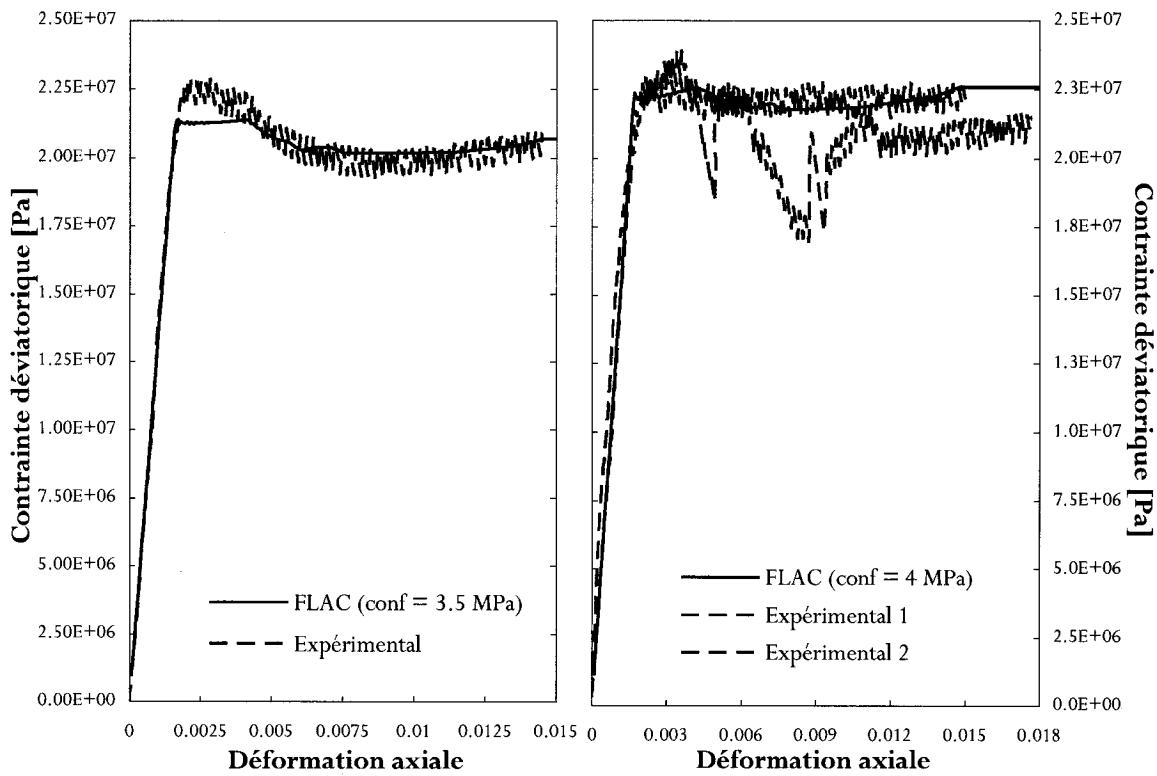


Figure 4.31 – Essais de compression triaxiale ($\sigma_3 = 3.5$ et 4 MPa).

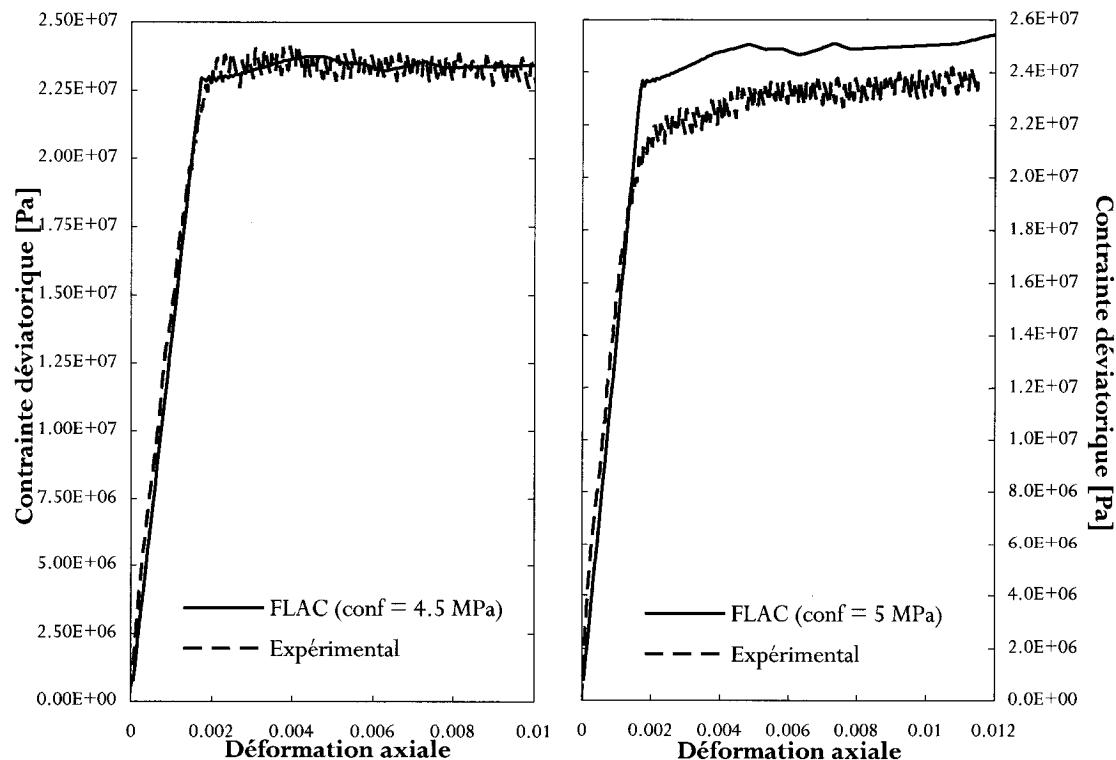


Figure 4.32 – Essais de compression triaxiale ($\sigma_3 = 4.5$ et 5 MPa).

4.4.2 Simulation du relâchement de contraintes avec $T_o = 2.5 \text{ MPa}$ – Cas A

Les composantes de résistance sont mobilisées de la manière suivante dans le modèle :

Tableau 4.4 – Paramètres c , ϕ et T_o introduits dans le modèle.

ϵ^{ps}	c [MPa]	ϕ [°]	ϵ^{pt}	T_o [MPa]
0	5	35	0	2.5
0.002	4.8	35	0.0135	0.5
0.004	4.6	36		
0.005	3.3	36		
0.012	3.3	40		

Une valeur résiduelle de la résistance en tension est assignée pour éviter un écoulement continu.

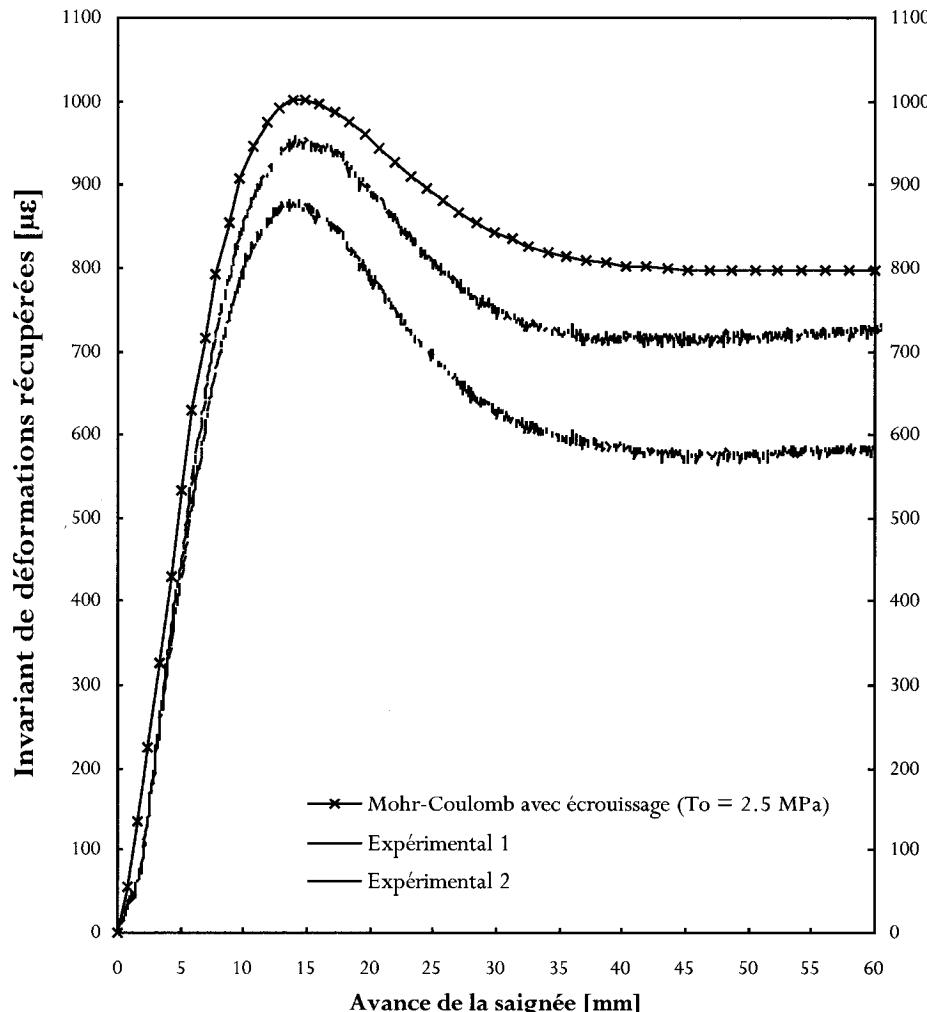


Figure 4.33 – Invariants numériques et expérimentaux.

Les autres paramètres sont observés à deux moments, soient :

- a) avant le prolongement du forage b) à la fin du prolongement du forage.

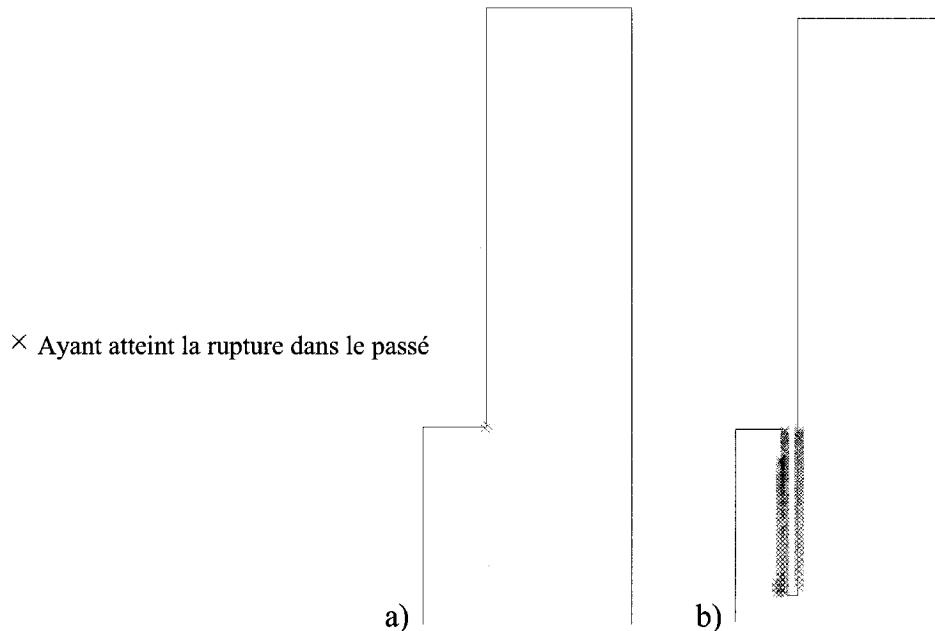


Figure 4.34 – Éléments en état de plasticité.

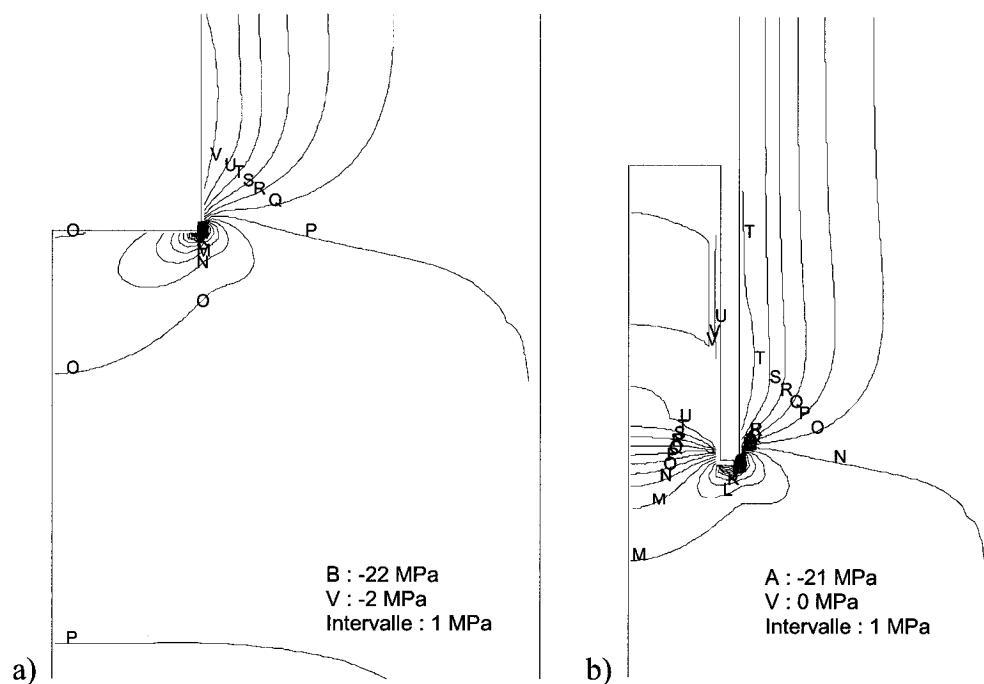


Figure 4.35 – Contraintes principales majeures.

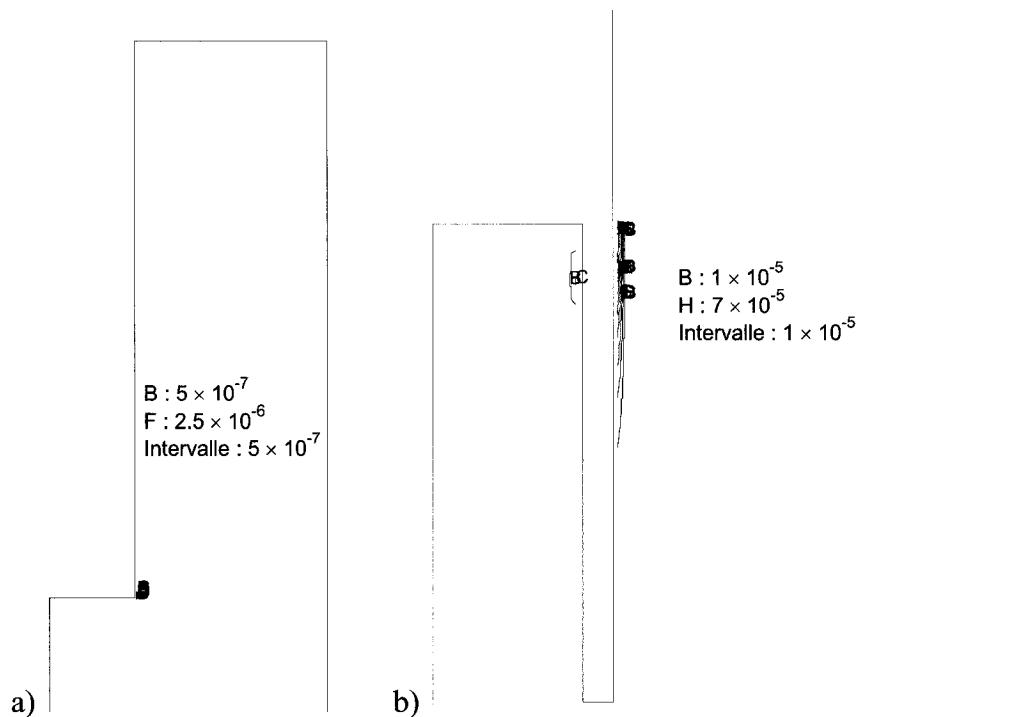


Figure 4.36 – Déformations plastiques en cisaillement.

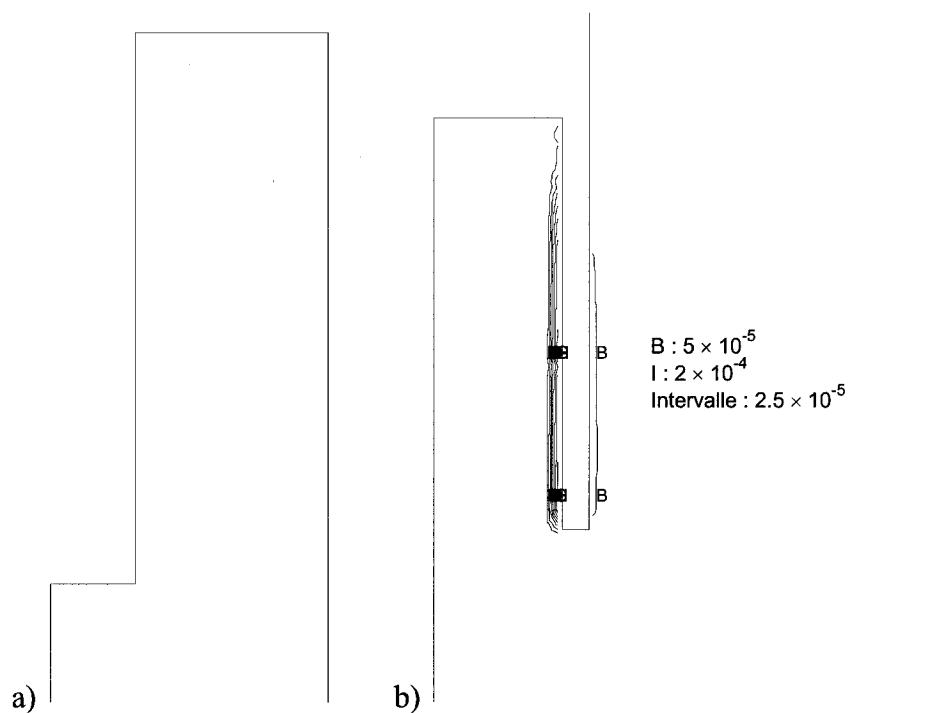


Figure 4.37 – Déformations plastiques en tension.

4.4.3 Simulation du relâchement de contraintes avec $T_0 = 2.5 \text{ MPa}$ – Cas B

En assignant les paramètres de déformabilité selon le tableau 3.10 pour le cas de chargement B et en mobilisant les paramètres de résistance selon le tableau 4.4, voici l'allure des invariants de déformation récupérée modélisé et expérimentaux :

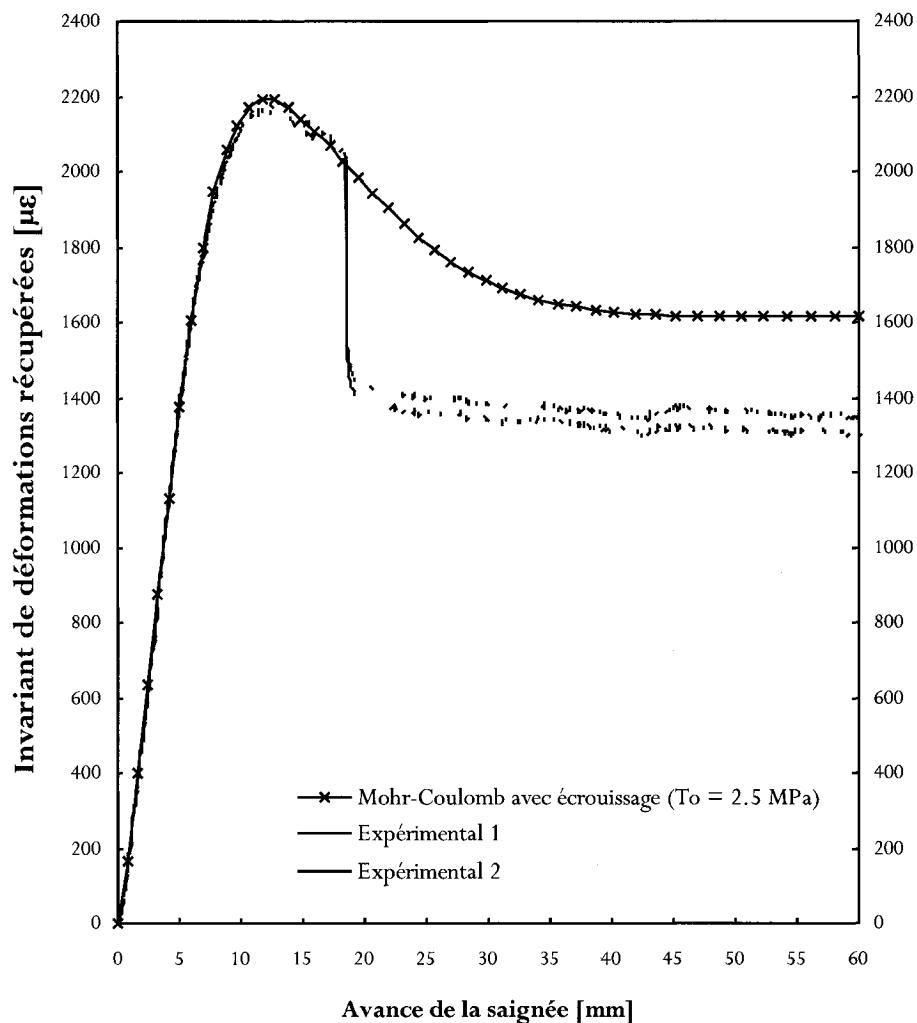


Figure 4.38 – Invariants numériques et expérimentaux.

Les autres paramètres sont observés à deux moments, soient :

- a) avant le prolongement du forage
- b) à la fin du prolongement du forage.

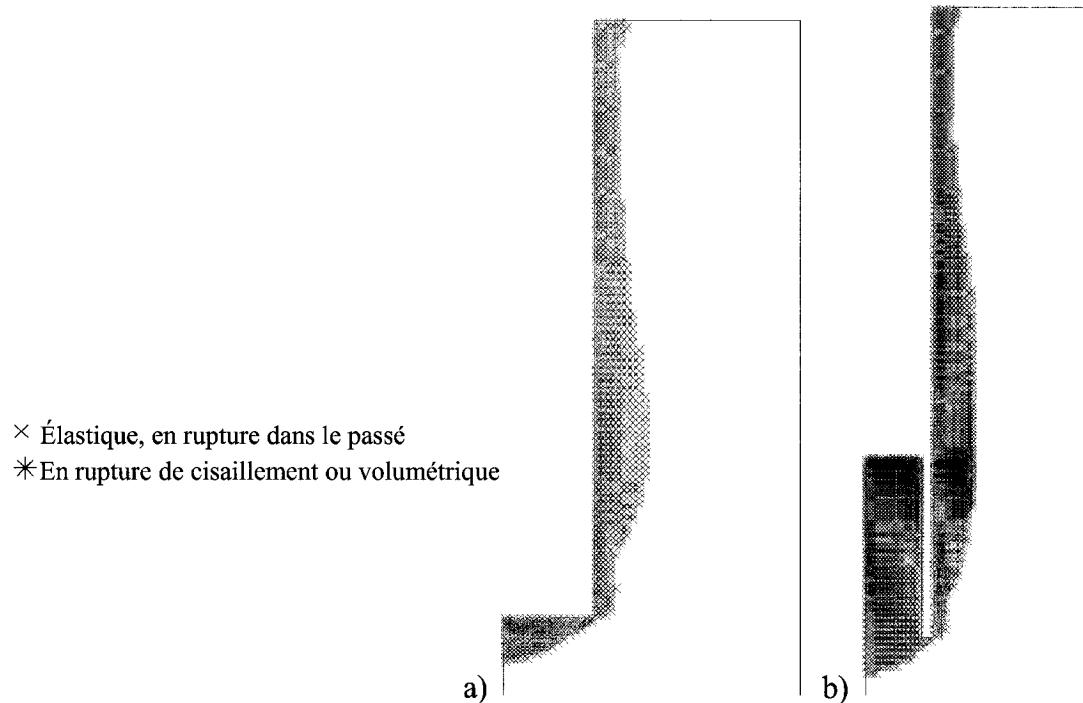


Figure 4.39 – Éléments en état de plasticité.

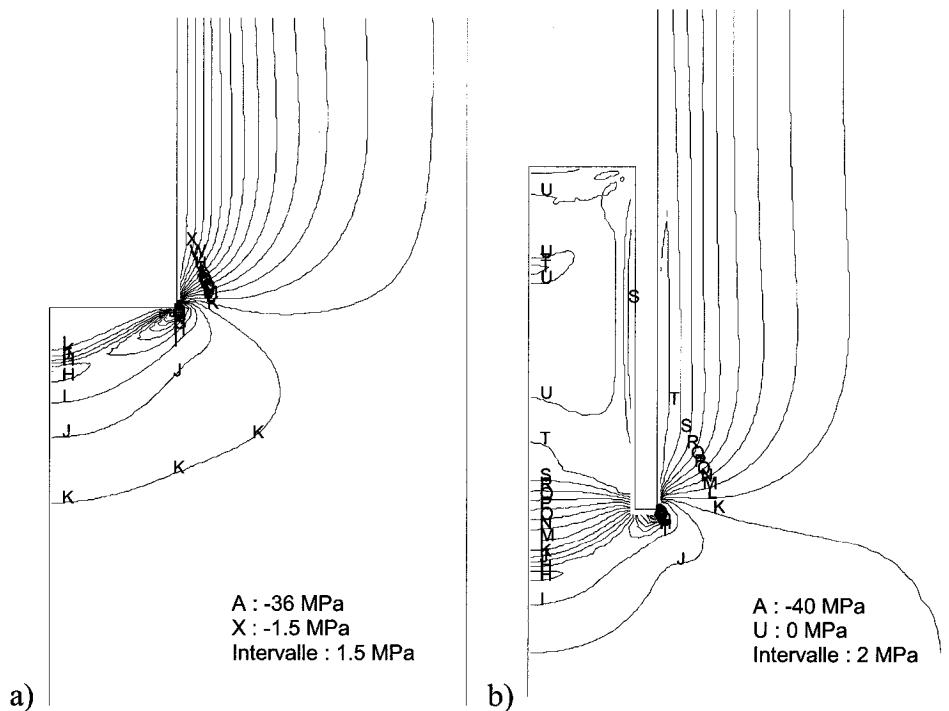


Figure 4.40 – Contraintes principales majeures.

Les déformations plastiques sont observées à quatre moments de l'avance du prolongement du forage, soient :

- a) avant le prolongement du forage
- b) à un prolongement de 14.9 mm
- c) à un prolongement de 18.3 mm
- d) à la fin du prolongement du forage.

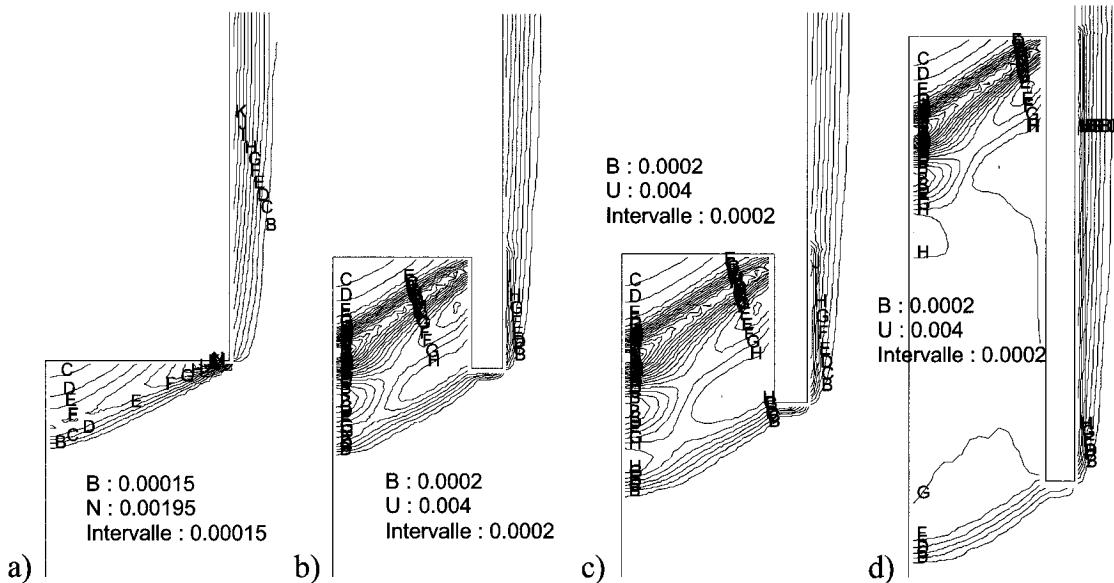


Figure 4.41 – Déformations plastiques en cisaillement.

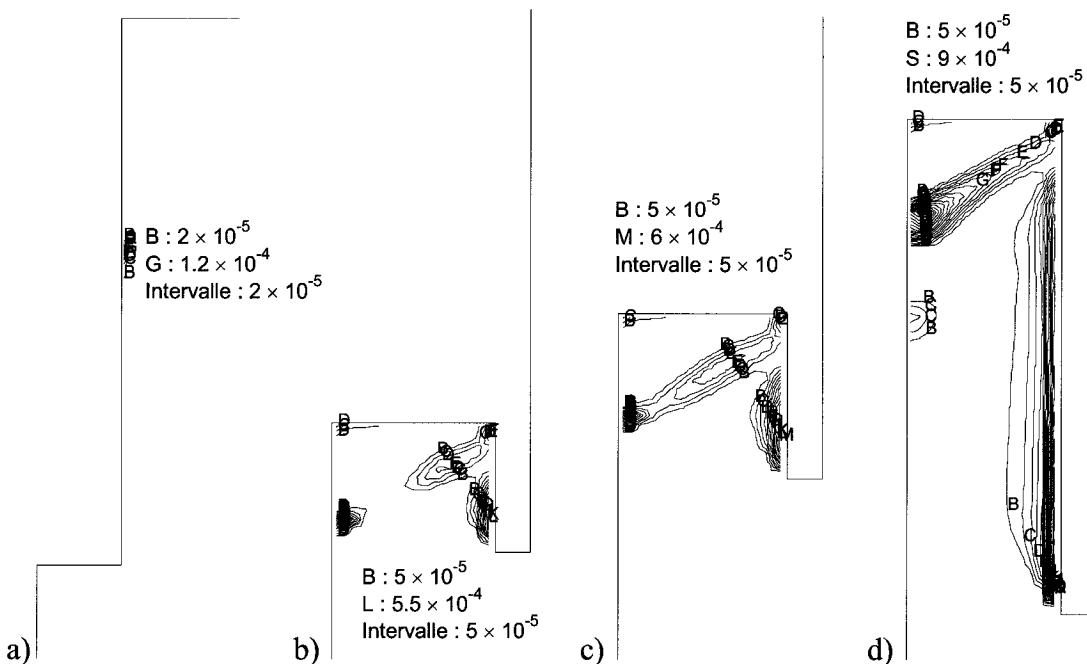
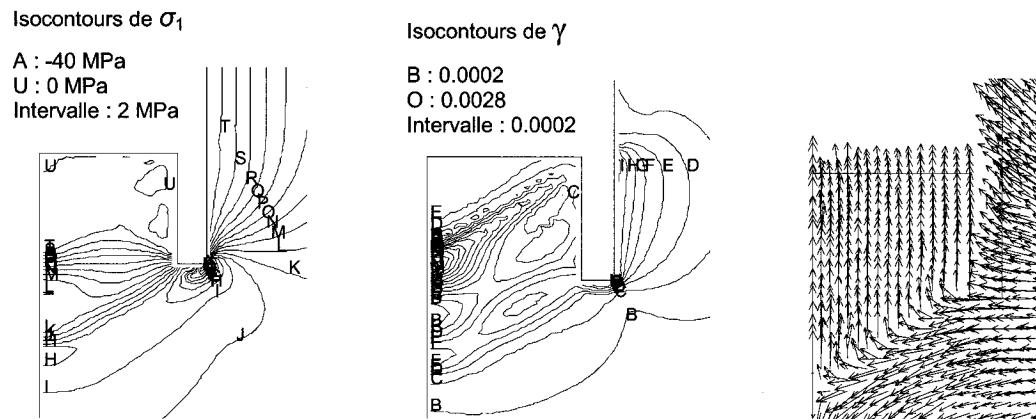


Figure 4.42 – Déformations plastiques en tension.

L'orientation des vecteurs de vitesse, les distributions de la contrainte principale majeure et la déformation maximale γ en cisaillement sont observées aux deux avances du forage suivantes :

1. à un prolongement de 14.9 mm



2. à un prolongement de 18.3 mm

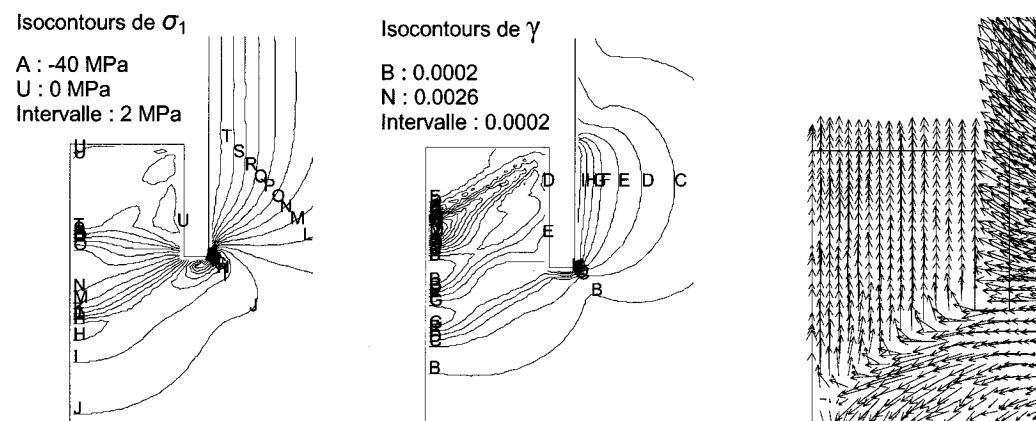


Figure 4.43 – Endommagement en cours observé à deux avances pendant le relâchement.

4.4.4 Simulation du relâchement de contraintes avec $T_o = 4 \text{ MPa}$ – Cas A

La définition de c et ϕ demeure identique, la résistance en tension est augmentée à 4 MPa.

Tableau 4.5 – Paramètres c , ϕ et T_o introduits dans le modèle.

ε^{ps}	c [MPa]	ϕ [°]	ε^{pt}	T_o [MPa]
0	5	35	0	4
0.002	4.8	35	0.001	0.01
0.004	4.6	36		
0.005	3.3	36		
0.012	3.3	40		

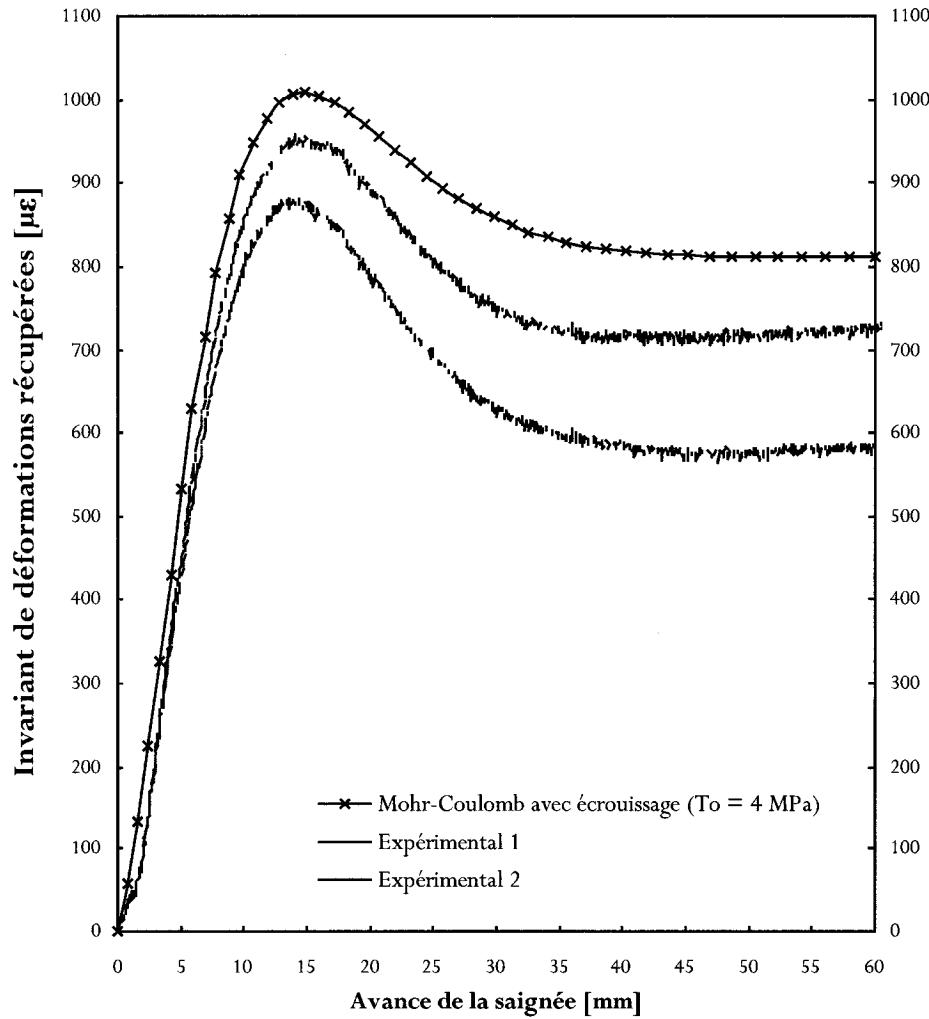


Figure 4.44 – Invariants numériques et expérimentaux.

Les autres paramètres sont observés à deux moments, soient :

- a) avant le prolongement du forage b) à la fin du prolongement du forage.

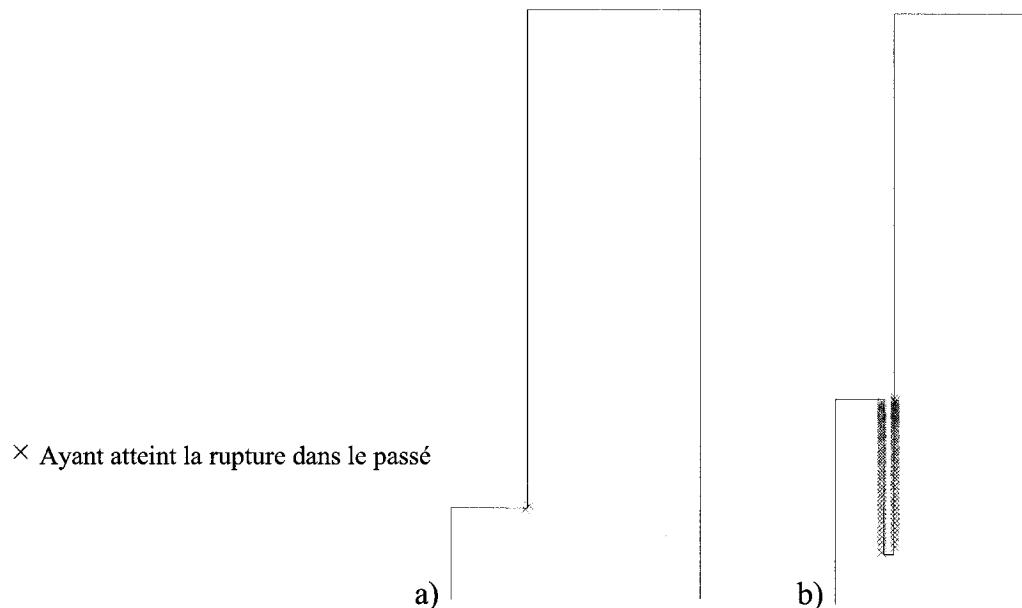


Figure 4.45 – Éléments en état de plasticité.

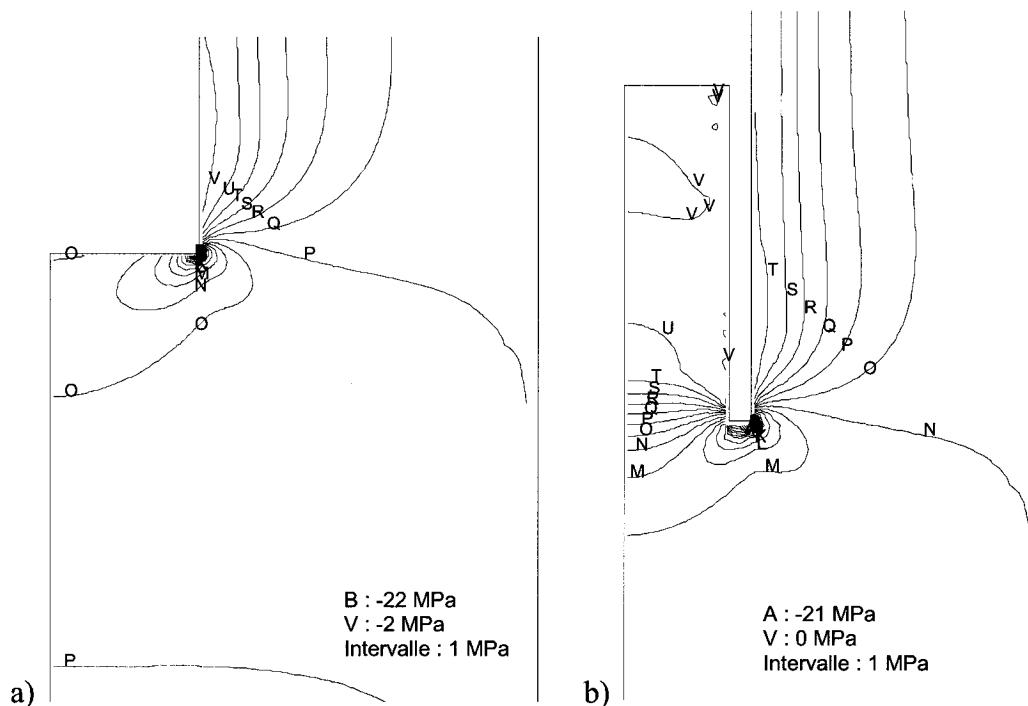


Figure 4.46 – Contraintes principales majeures.

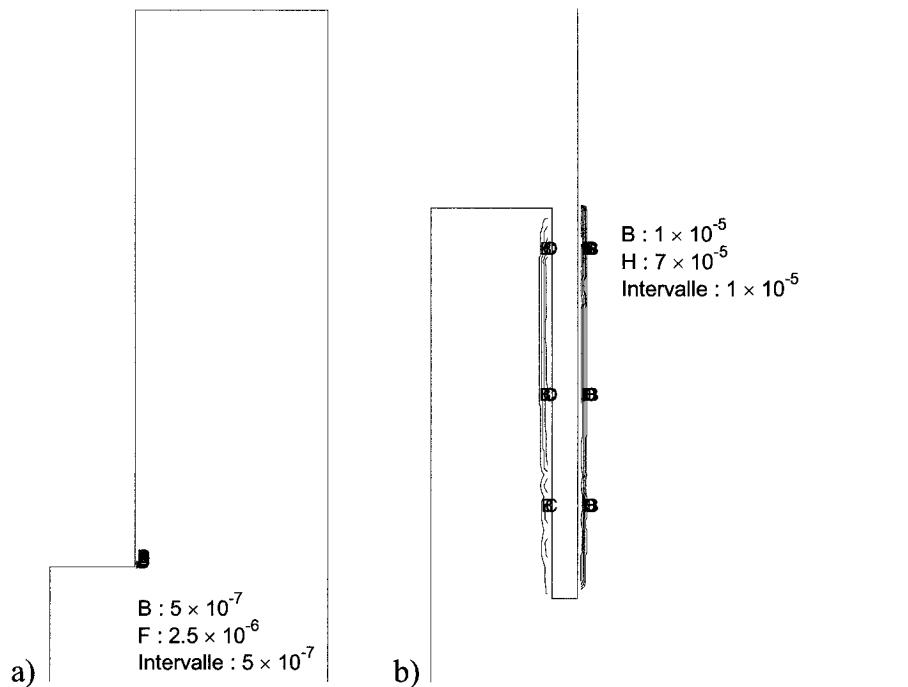


Figure 4.47 – Déformations plastiques en cisaillement.

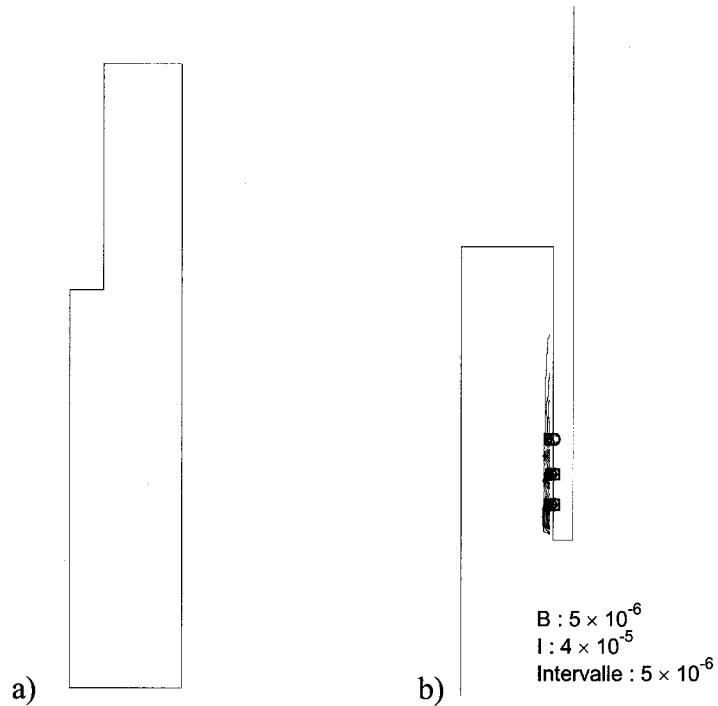


Figure 4.48 – Déformations plastiques en tension.

4.4.5 Simulation du relâchement de contraintes avec $T_0 = 4 \text{ MPa}$ – Cas B

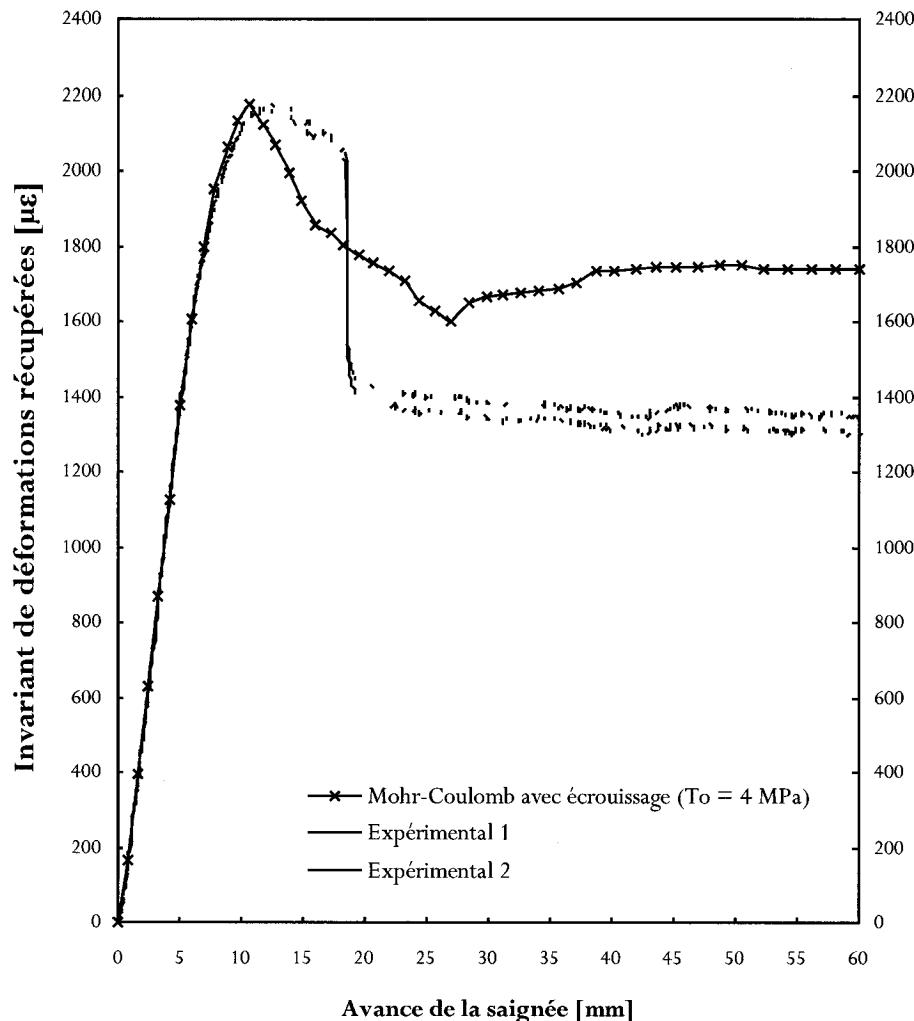


Figure 4.49 – Invariants numériques et expérimentaux.

Les autres paramètres sont observés pour les sept avances de relâchement suivantes :

1. avant le prolongement du forage
2. à un prolongement de 14.9 mm
3. à un prolongement de 18.3 mm
4. à un prolongement de 31.2 mm
5. à un prolongement de 37.1 mm
6. à un prolongement de 48.7 mm
7. à la fin du prolongement du forage.

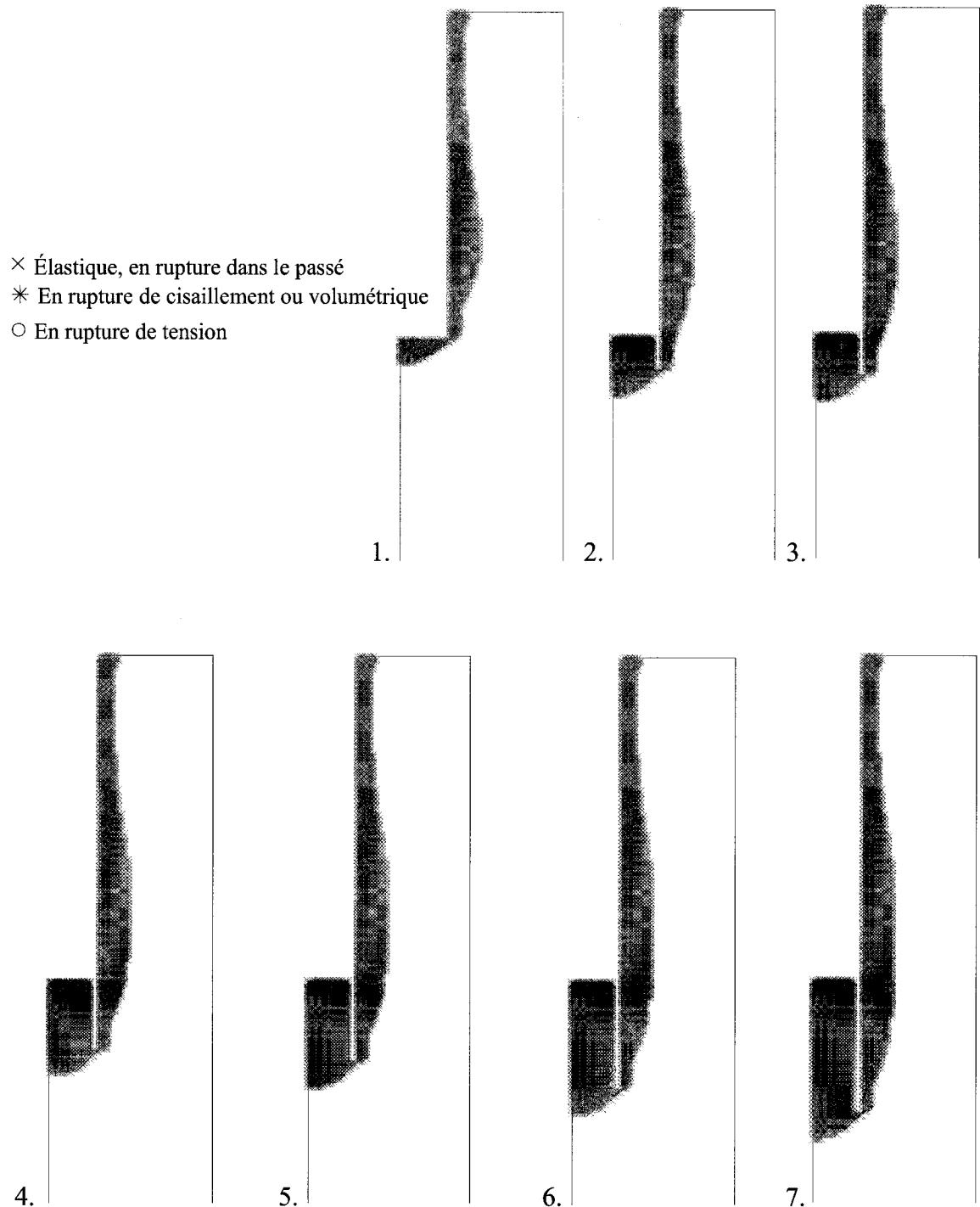


Figure 4.50 – Éléments en état de plasticité.

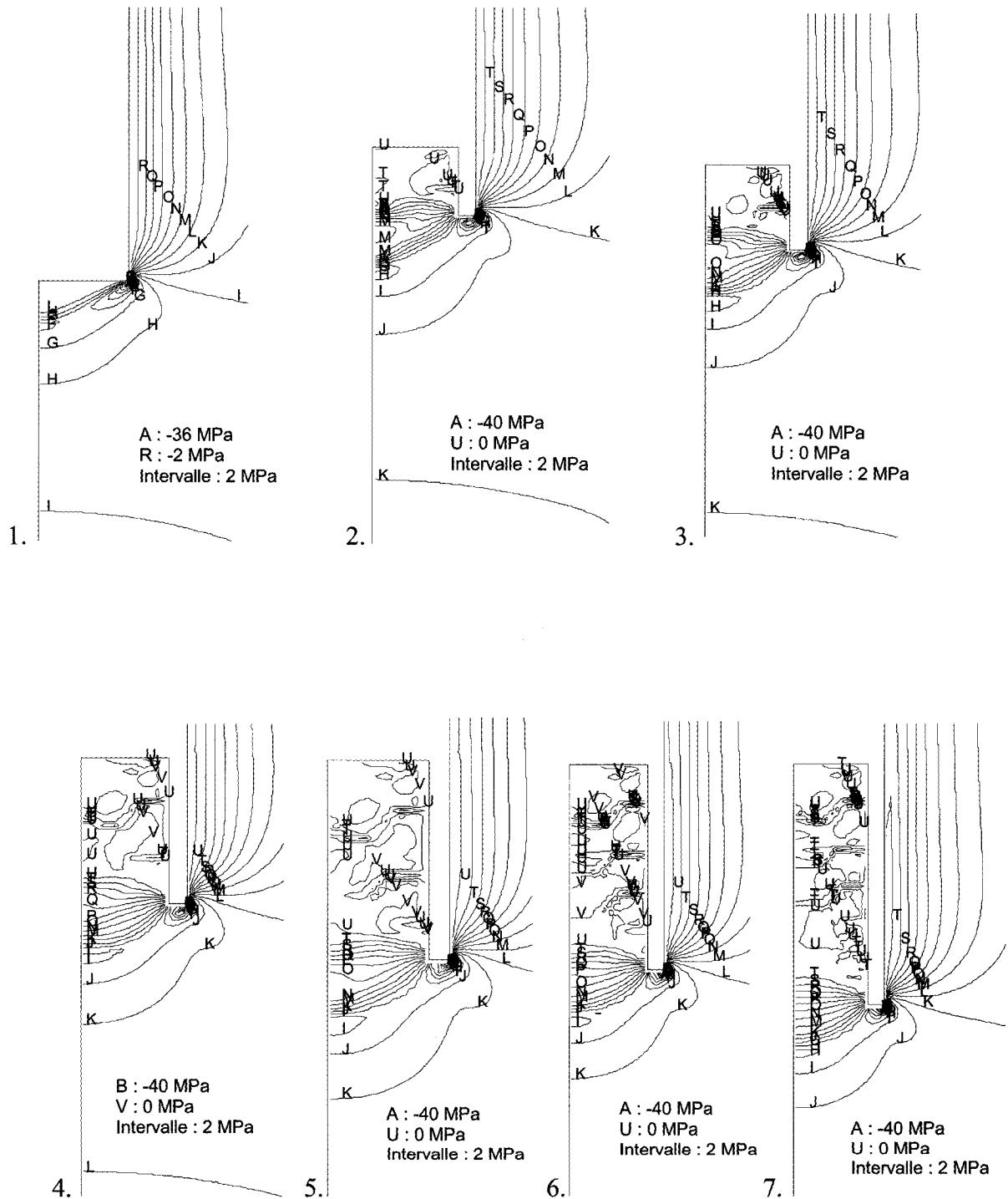


Figure 4.51 – Contraintes principales majeures.

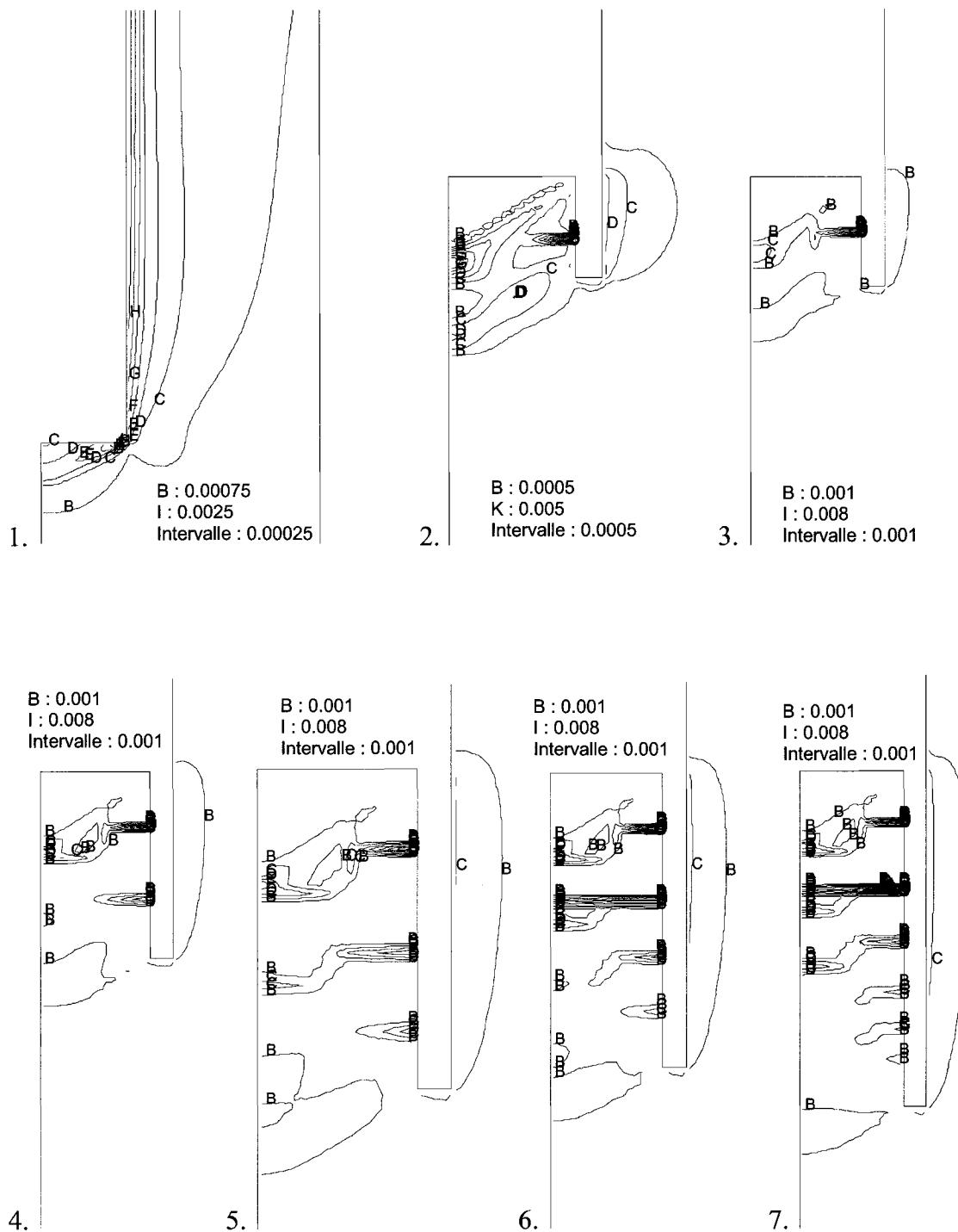


Figure 4.52 – Déformations maximales γ en cisaillement.

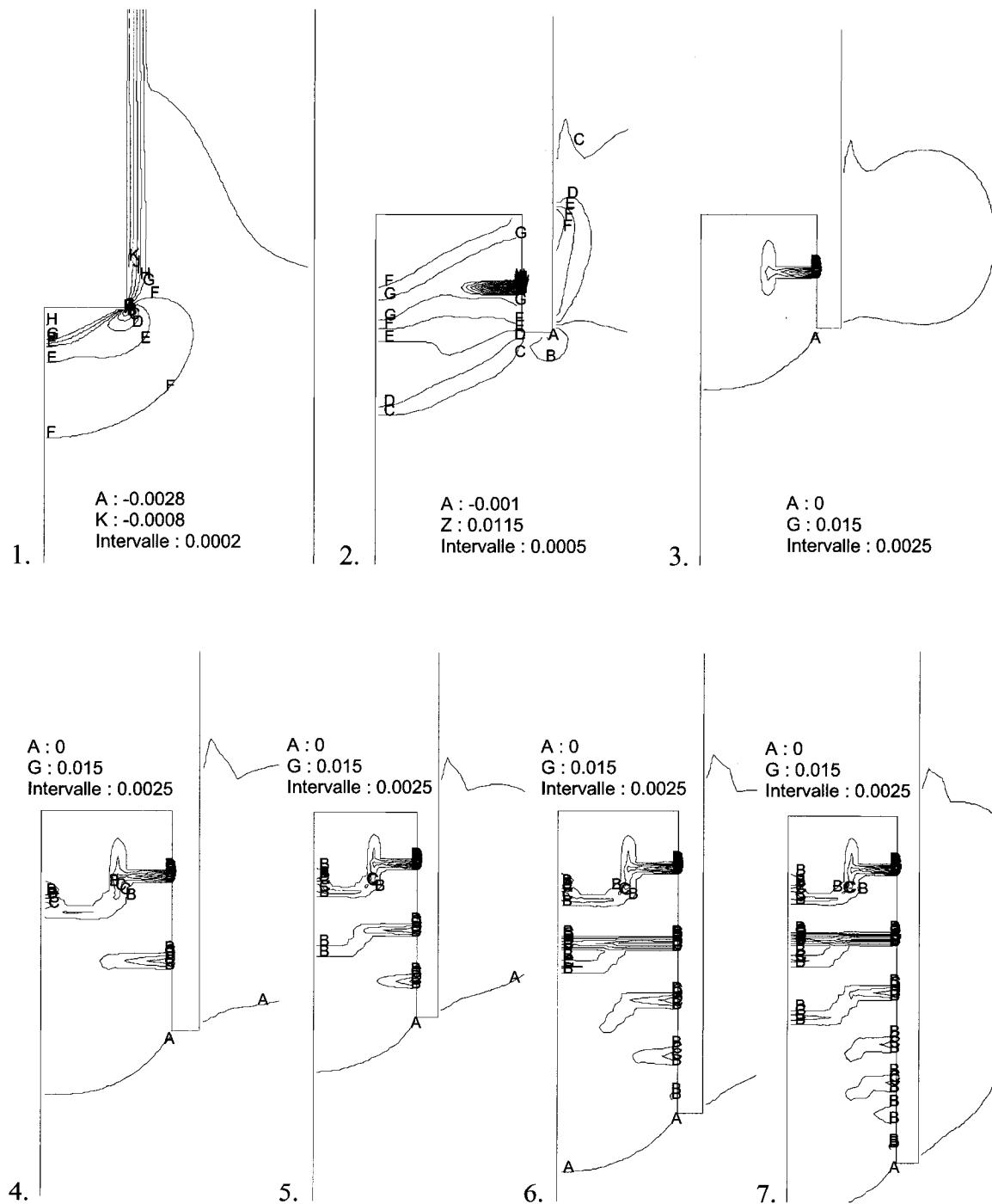


Figure 4.53 – Déformations moyennes.

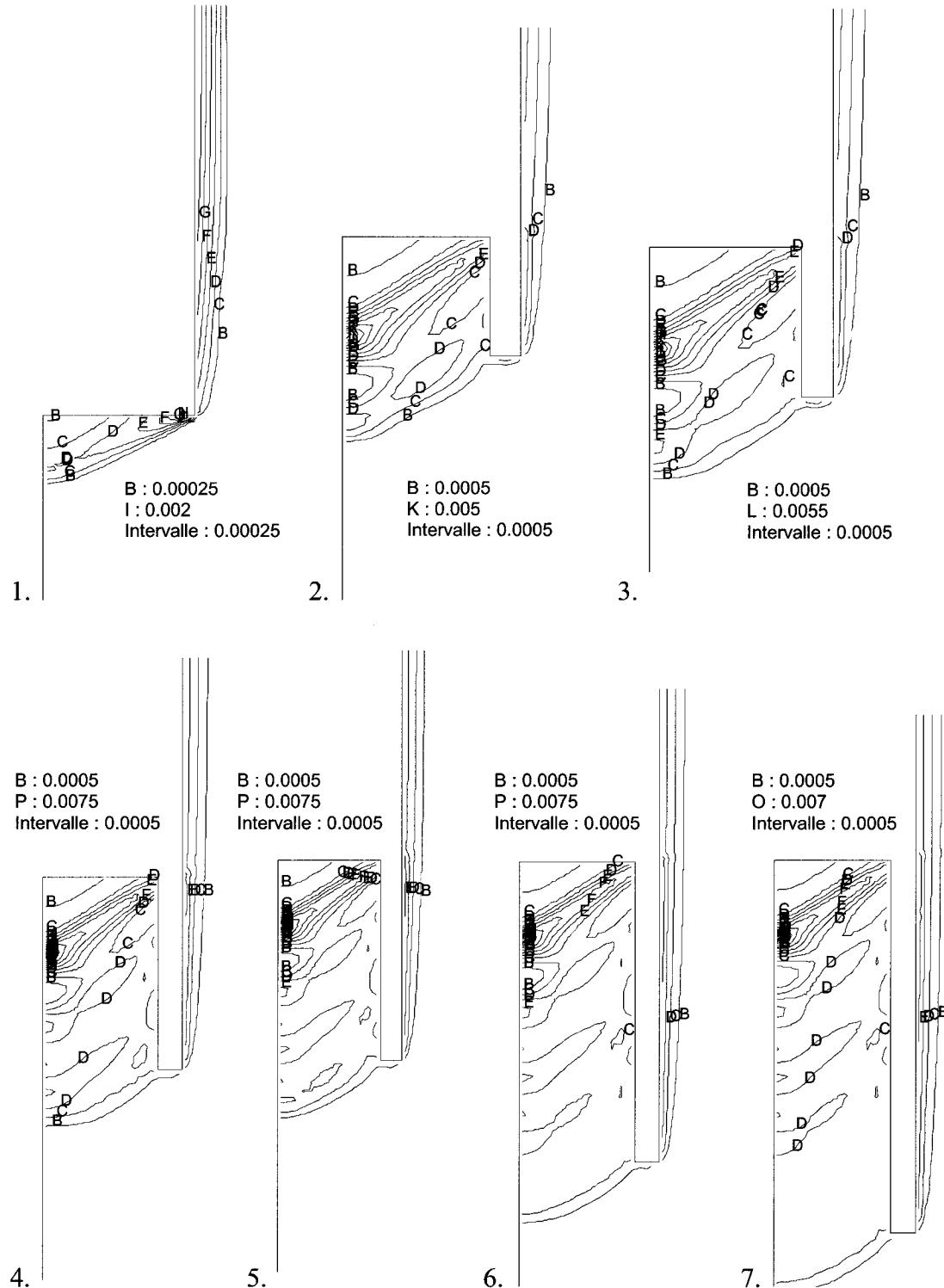


Figure 4.54 – Déformations plastiques en cisaillement.

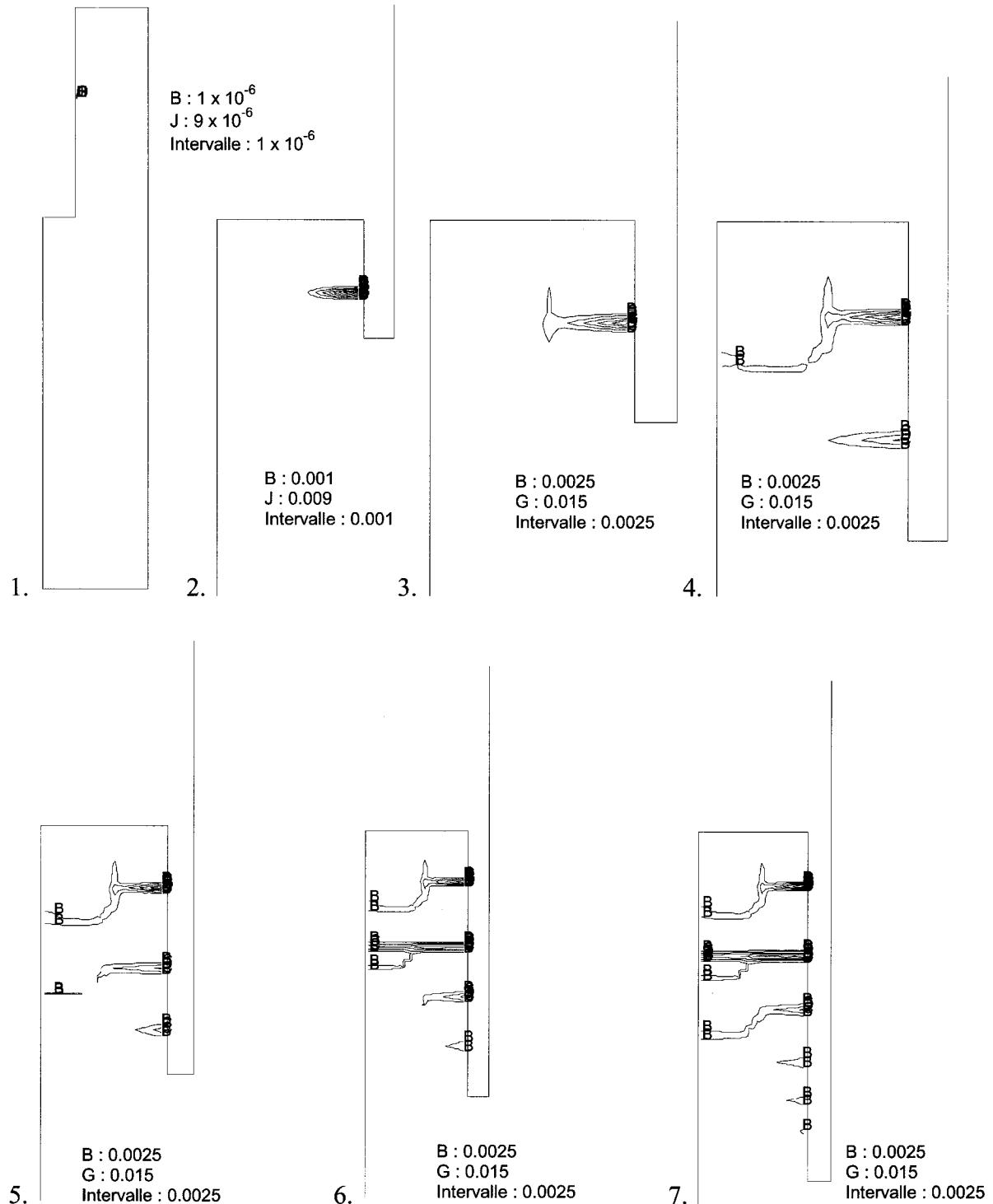


Figure 4.55 – Déformations plastiques en tension.

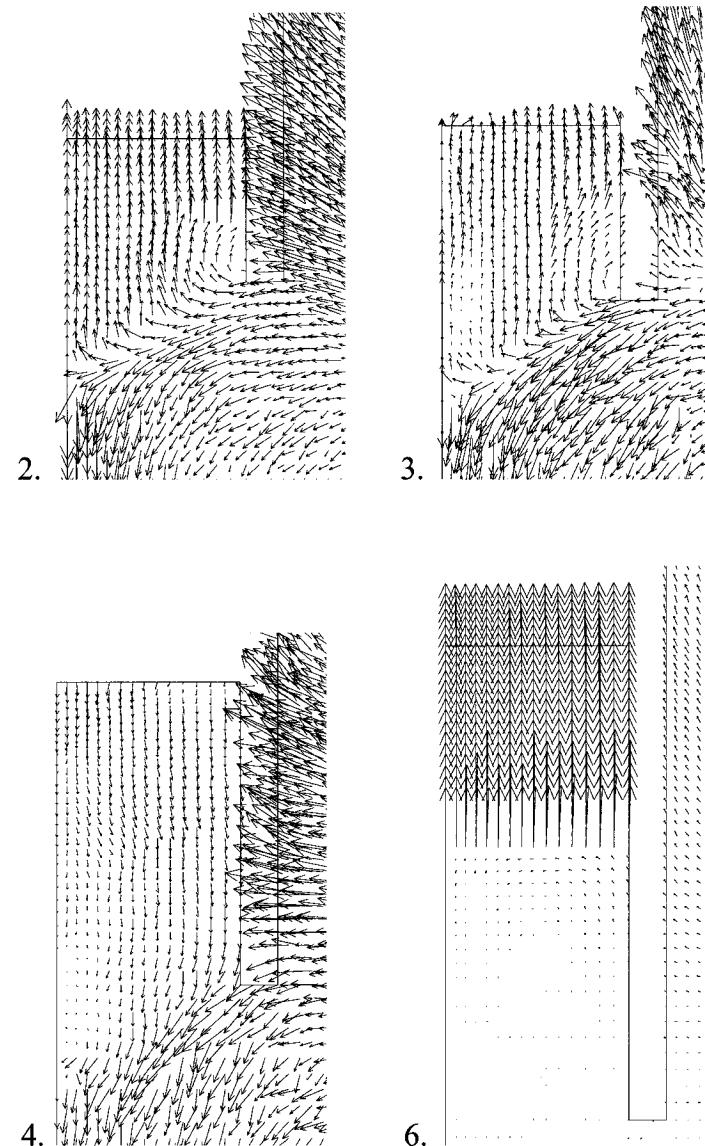


Figure 4.56 – Vecteurs de vitesse.

4.5 Modèle « double yield »

Le cap de pression est défini au tableau 4.6.

Tableau 4.6 – Cap introduit dans le modèle.

ε^{pv}	σ_c [MPa]	ε^{pv}	σ_c [MPa]	ε^{pv}	σ_c [MPa]
0	0	1.415355×10^{-3}	12.12848	2.763057×10^{-3}	24.9
0.00015	2.3	1.554347×10^{-3}	13.55	2.915705×10^{-3}	25.75
3.521036×10^{-4}	3.326713	1.673067×10^{-3}	14.7	3.040007×10^{-3}	26.86
4.914246×10^{-4}	4.15	1.826210×10^{-3}	16.2	3.182947×10^{-3}	28.05492
5.755616×10^{-4}	4.936005	1.938984×10^{-3}	17.2	3.300161×10^{-3}	29.21991
6.823415×10^{-4}	6.036343	2.084534×10^{-3}	18.5	0.0043	31.05
8.397678×10^{-4}	7.292824	2.208292×10^{-3}	19.6	0.0045	32
9.887614×10^{-4}	8.481733	2.364485×10^{-3}	21.5	0.007	33
1.118721×10^{-3}	9.592458	2.494000×10^{-3}	23.2	0.0076	34.1
1.275524×10^{-3}	10.90421	2.653628×10^{-3}	24		

4.5.1 Simulation du relâchement de contraintes avec $T_o = 2.5$ MPa – Cas A

Les paramètres de résistance sont définis au tableau 4.7.

Tableau 4.7 – Paramètres c , ϕ et T_o introduits dans le modèle.

ε^{ps}	c [MPa]	ϕ [°]	ε^{pt}	T_o [MPa]
0	5	35	0	2.5
0.002	4.8	35	0.0135	0.5
0.004	4.6	36		
0.005	3.3	36		
0.012	3.3	40		

En définissant les paramètres de déformabilité de ce cas de chargement selon le tableau 3.10, les paramètres de résistance du tableau 4.7 ainsi que le cap de pression selon le tableau 4.6, l'invariant numérique présente l'allure qui suit :

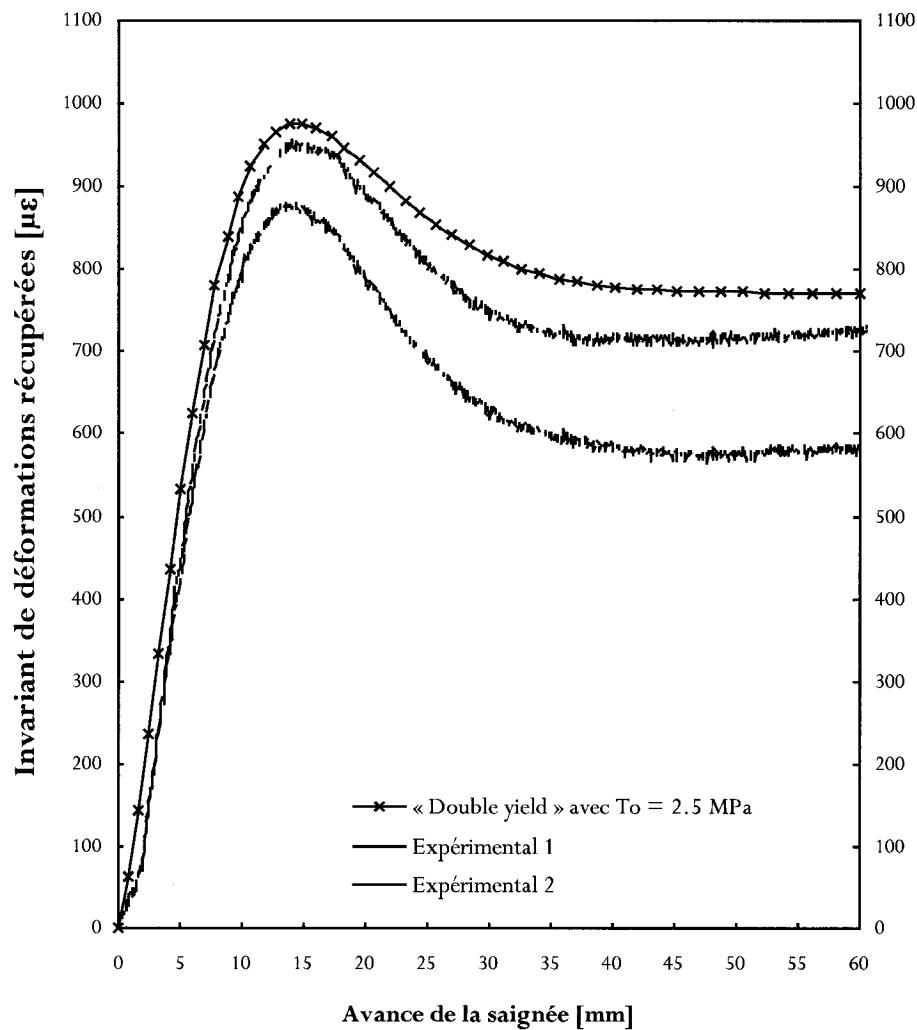


Figure 4.57 – Invariants numériques et expérimentaux.

Les autres paramètres sont observés à deux moments, soient :

- a) avant le prolongement du forage
- b) à la fin du prolongement du forage.

× Élastique, en rupture dans le passé
* En rupture de cisaillement ou volumétrique

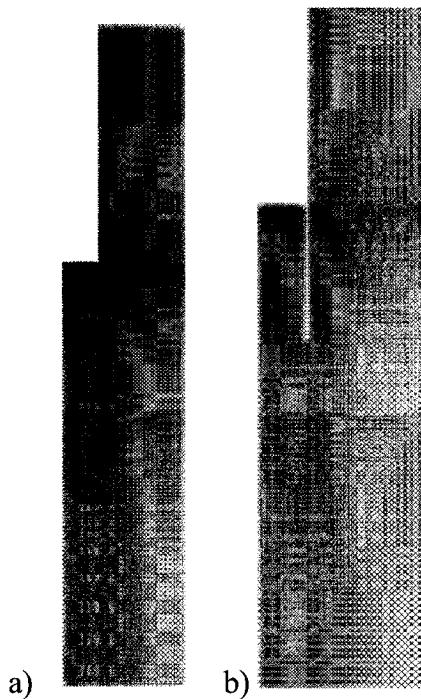


Figure 4.58 – Éléments en état de plasticité.

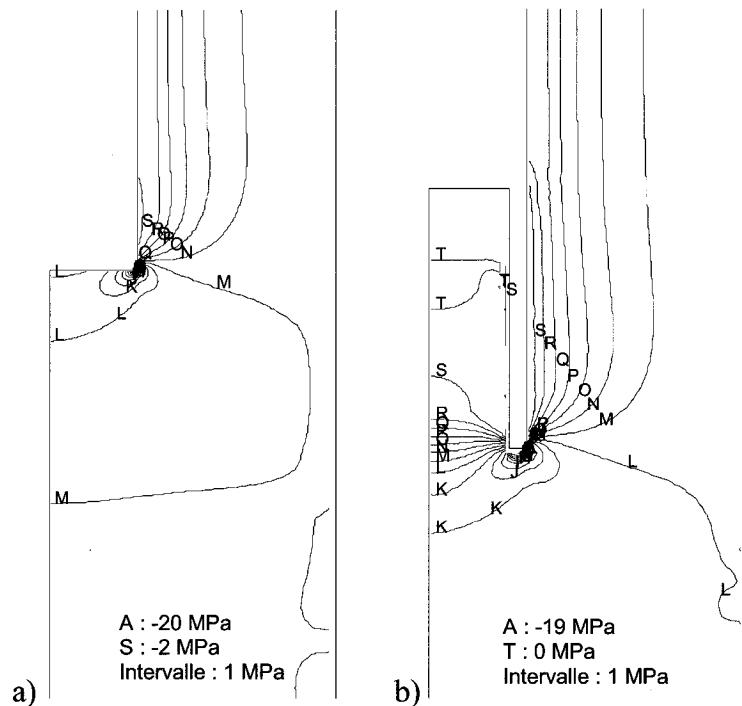


Figure 4.59 – Contraintes principales majeures.

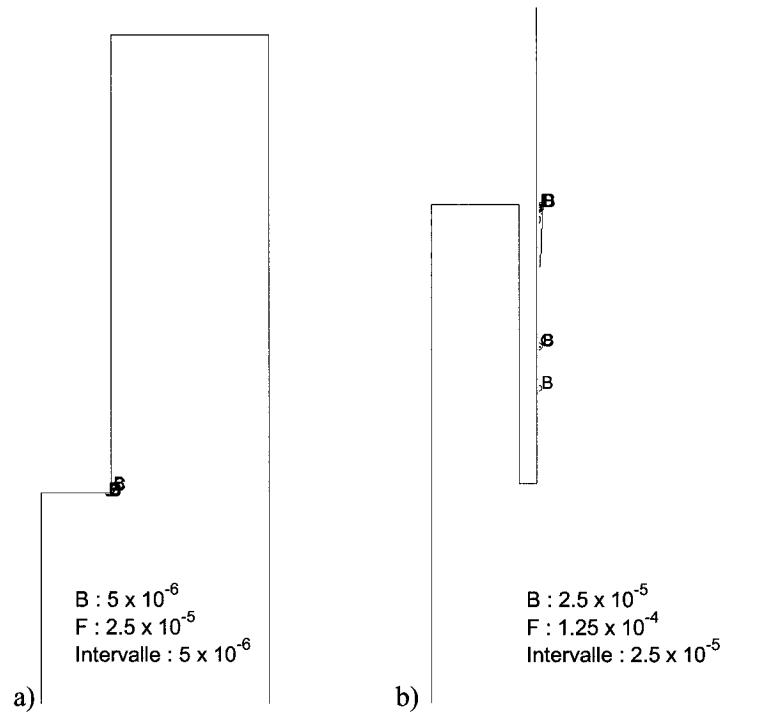


Figure 4.60 – Déformations plastiques en cisaillement.

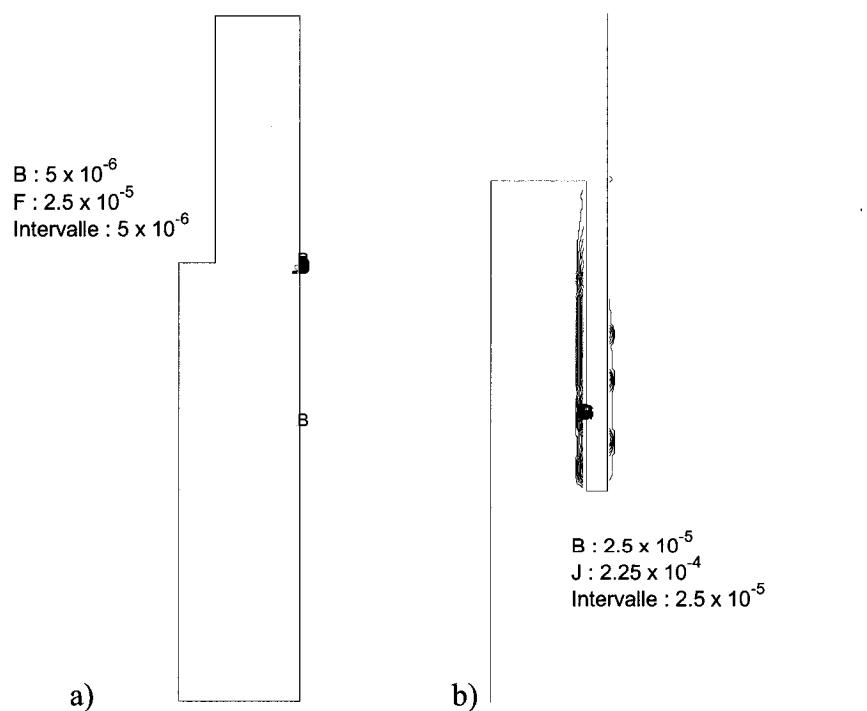


Figure 4.61 – Déformations plastiques en tension.

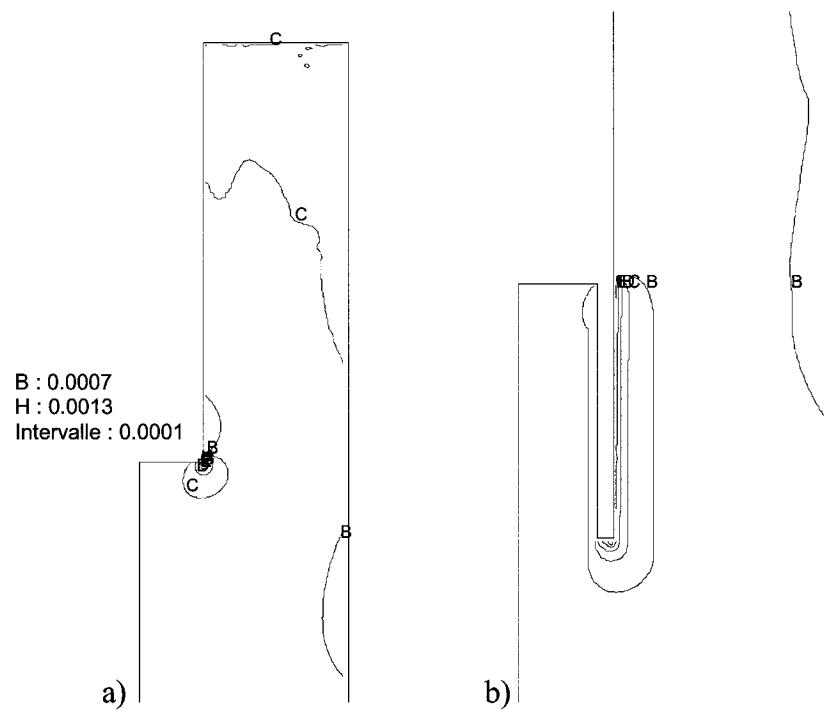


Figure 4.62 – Déformations plastiques volumétriques.

4.5.2 Simulation du relâchement de contraintes avec $T_0 = 2.5 \text{ MPa}$ – Cas B

Après modification des paramètres de déformabilité pour refléter le cas de chargement B, voici comment se compare l'invariant numérique aux invariants expérimentaux :

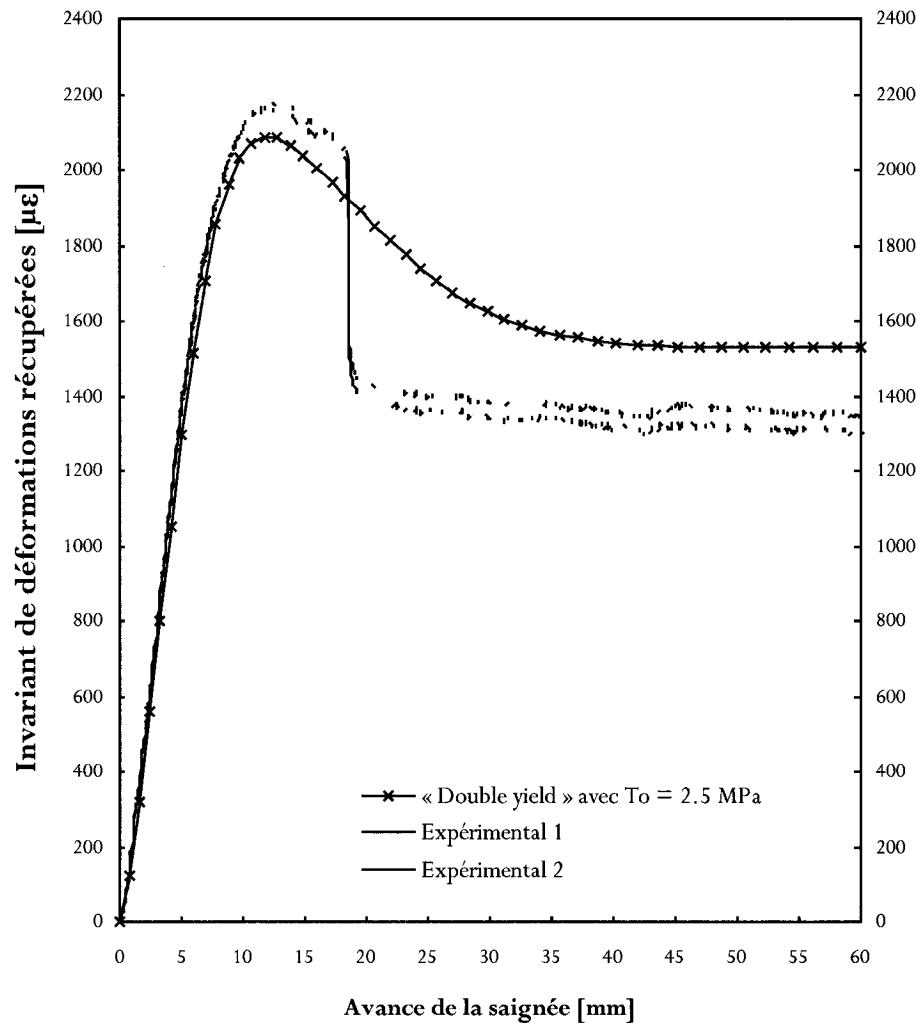


Figure 4.63 – Invariants numériques et expérimentaux.

Les autres paramètres sont observés à deux moments, soient :

- a) avant le prolongement du forage
- b) à la fin du prolongement du forage.

× Élastique, en rupture dans le passé
 * En rupture de cisaillement ou volumétrique



Figure 4.64 – Éléments en état de plasticité.

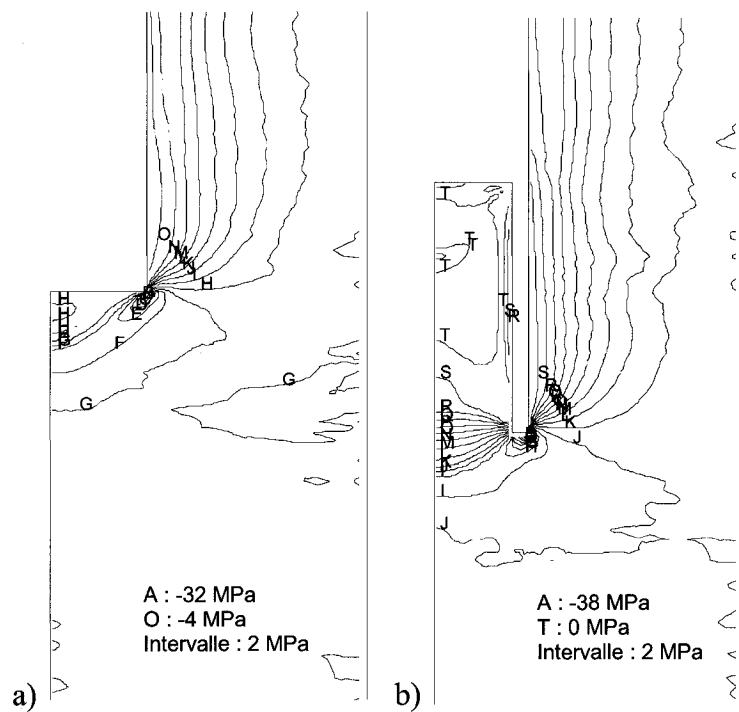


Figure 4.65 – Contraintes principales majeures.

Les déformations plastiques sont observées à quatre moments de l'avance du prolongement du forage, soient :

- a) avant le prolongement du forage
- b) à une avance de 14.9 mm
- c) à une avance de 18.3 mm
- d) à la fin du prolongement du forage.

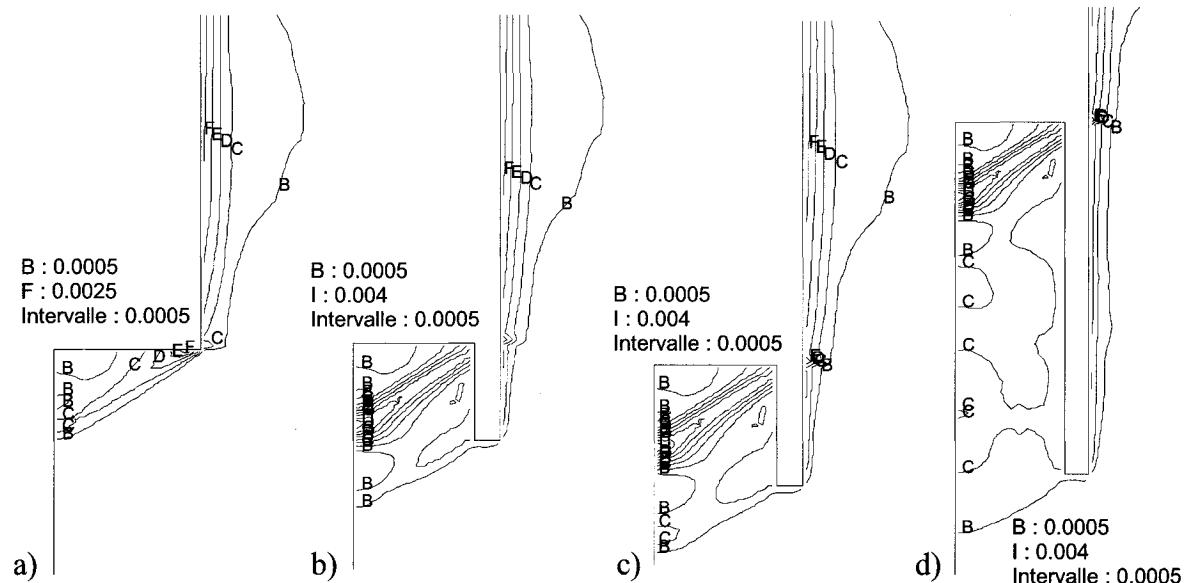


Figure 4.66 – Déformations plastiques en cisaillement.

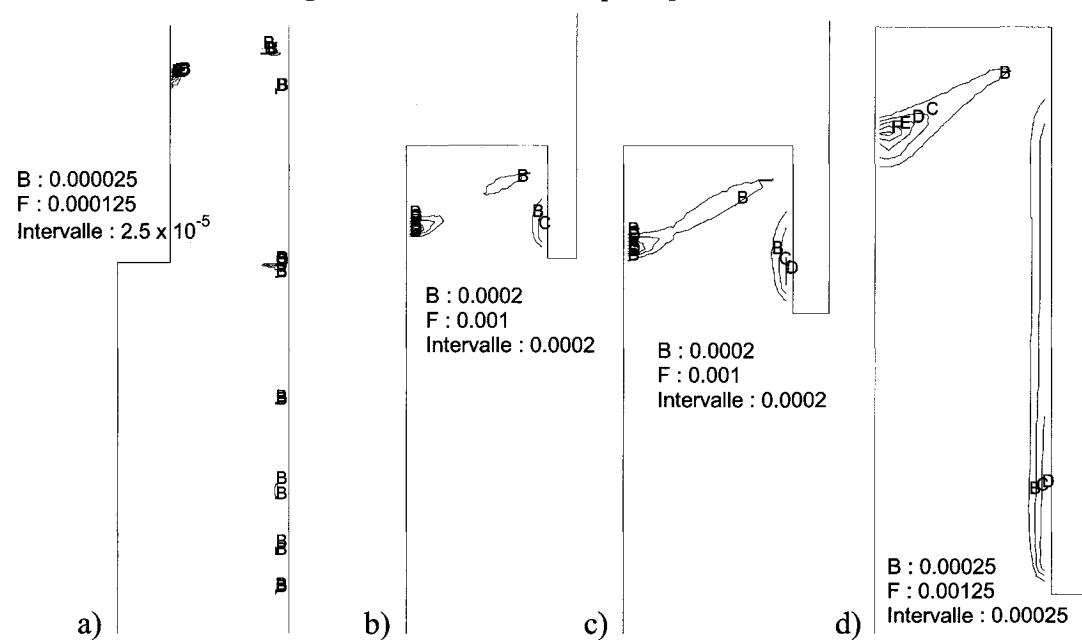


Figure 4.67 – Déformations plastiques en tension.

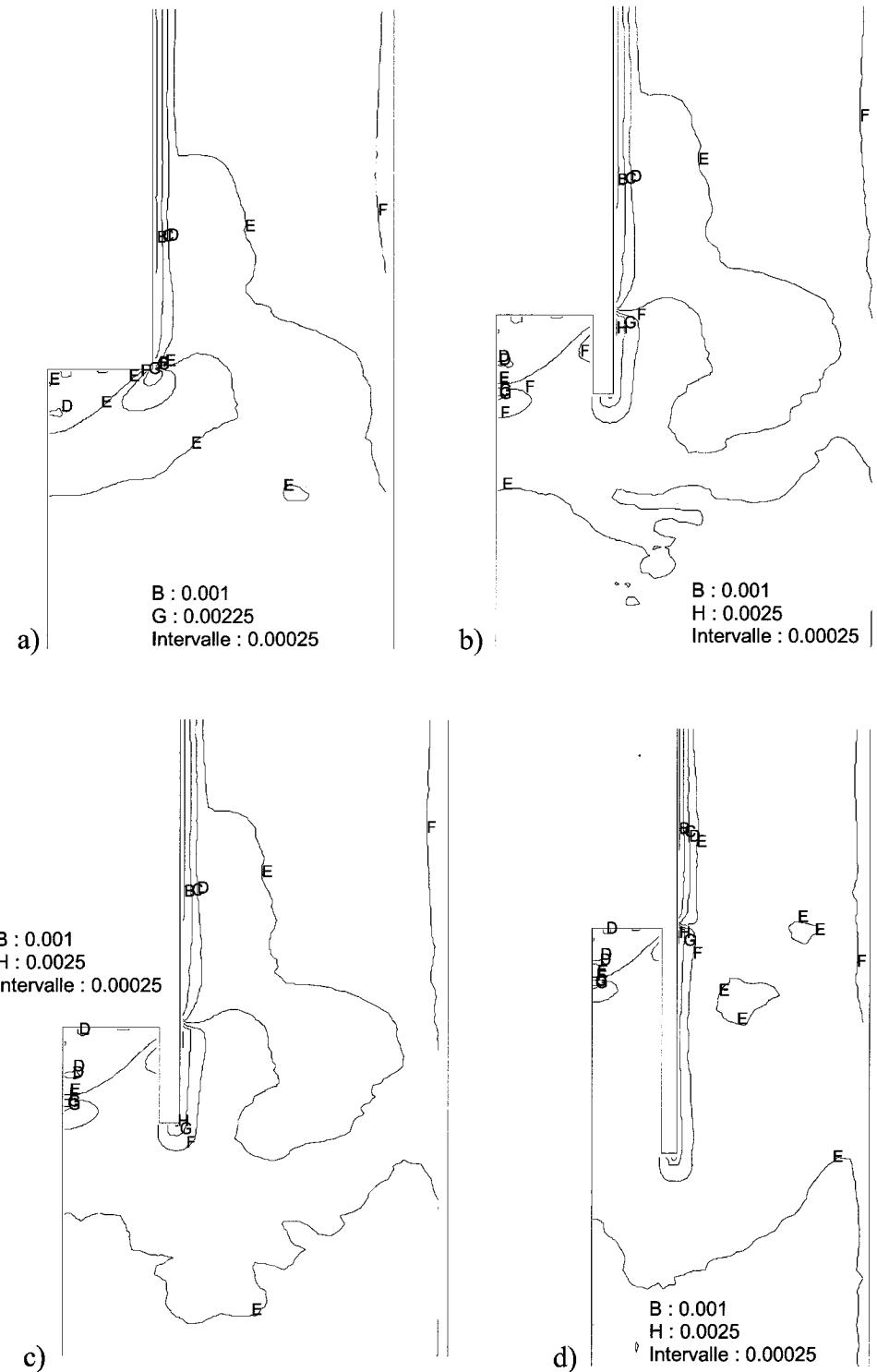


Figure 4.68 – Déformations plastiques volumétriques.

4.5.3 Simulation du relâchement de contraintes avec $T_o = 4 \text{ MPa}$ – Cas A

Les paramètres de résistance adoptés sont définis au tableau 4.8.

Tableau 4.8 – Paramètres c , ϕ et T_o introduits dans le modèle.

ϵ^{ps}	$c \text{ [MPa]}$	$\phi \text{ [} ^\circ \text{]}$	ϵ^{pt}	$T_o \text{ [MPa]}$
0	5	35	0	4.0
0.002	4.8	35	0.001	0.01
0.004	4.6	36		
0.005	3.3	36		
0.012	3.3	40		

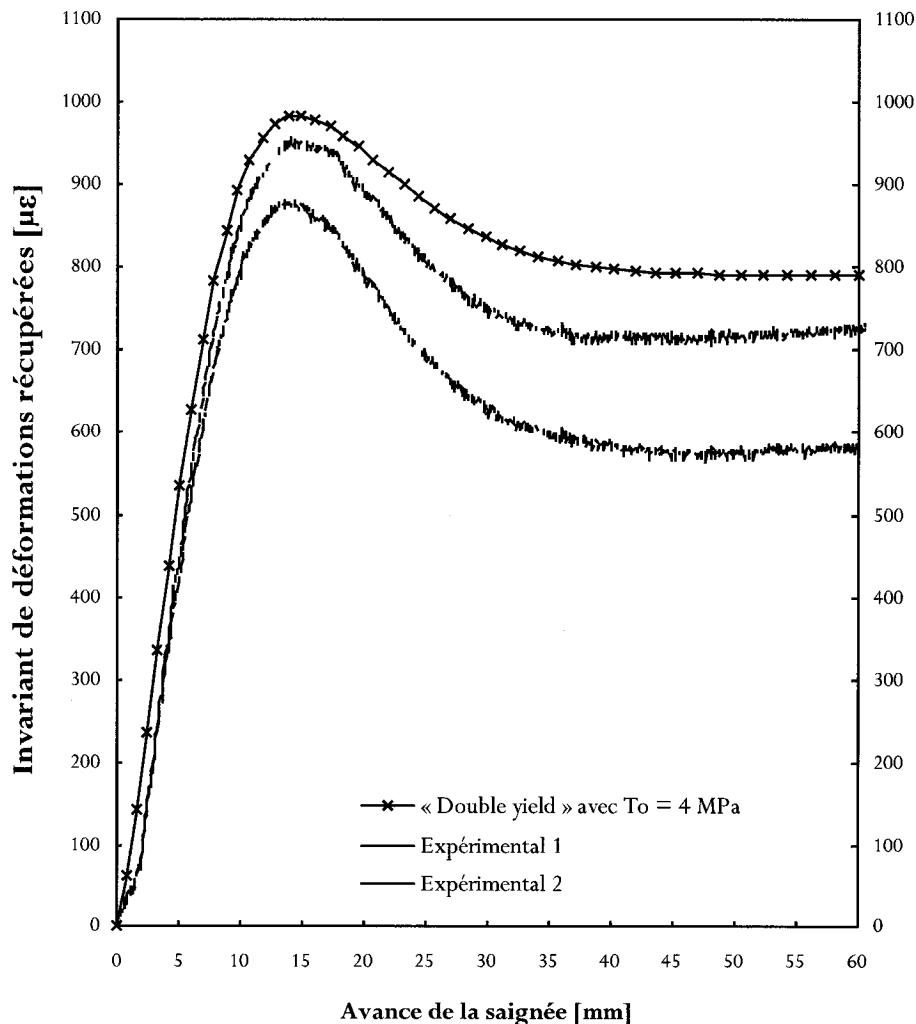


Figure 4.69 – Invariants numériques et expérimentaux.

Les autres paramètres sont observés à deux moments, soient :

- a) avant le prolongement du forage b) à la fin du prolongement du forage.

- × Élastique, en rupture dans le passé
- * En rupture de cisaillement ou volumétrique

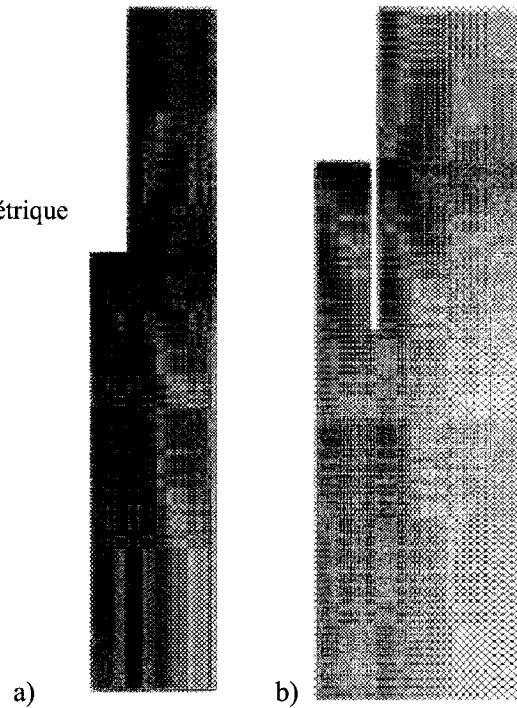


Figure 4.70 – Éléments en état de plasticité.

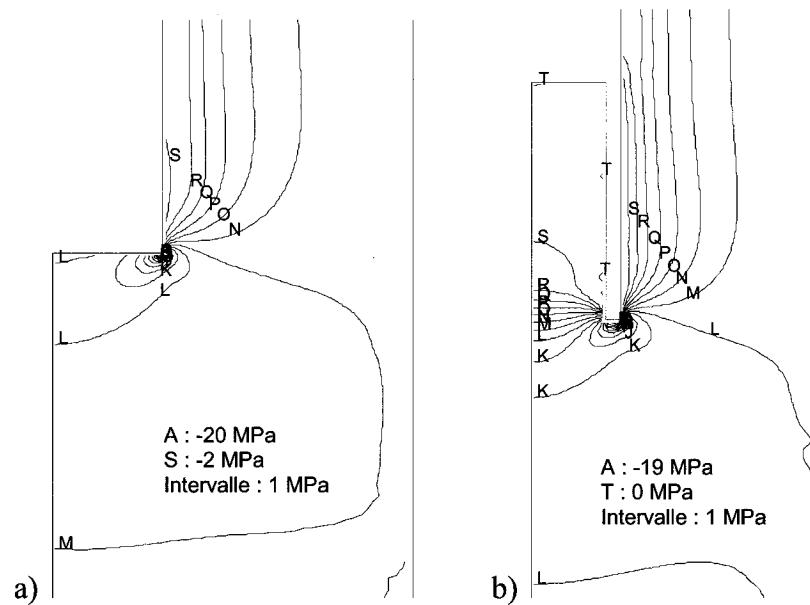


Figure 4.71 – Contraintes principales majeures.

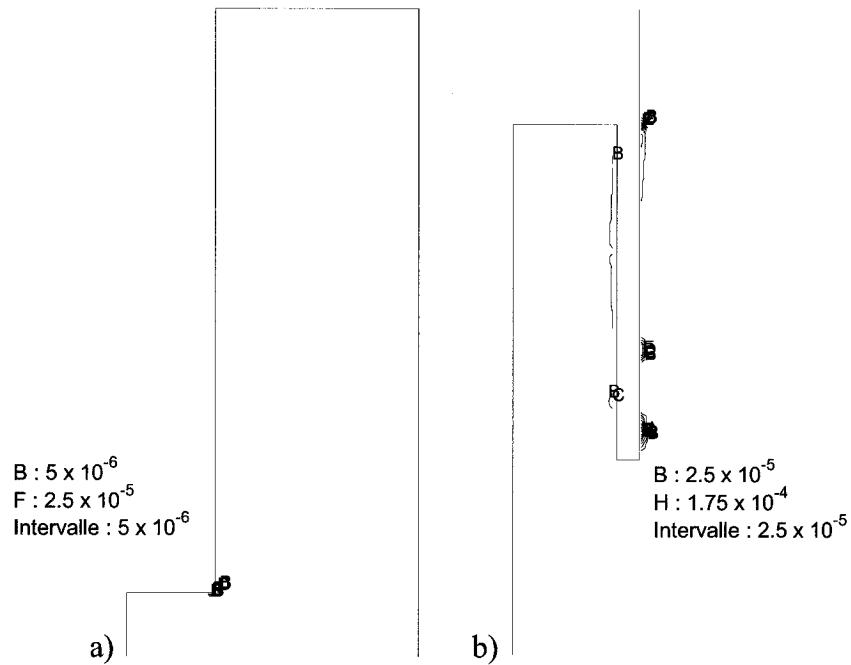


Figure 4.72 – Déformations plastiques en cisaillement.

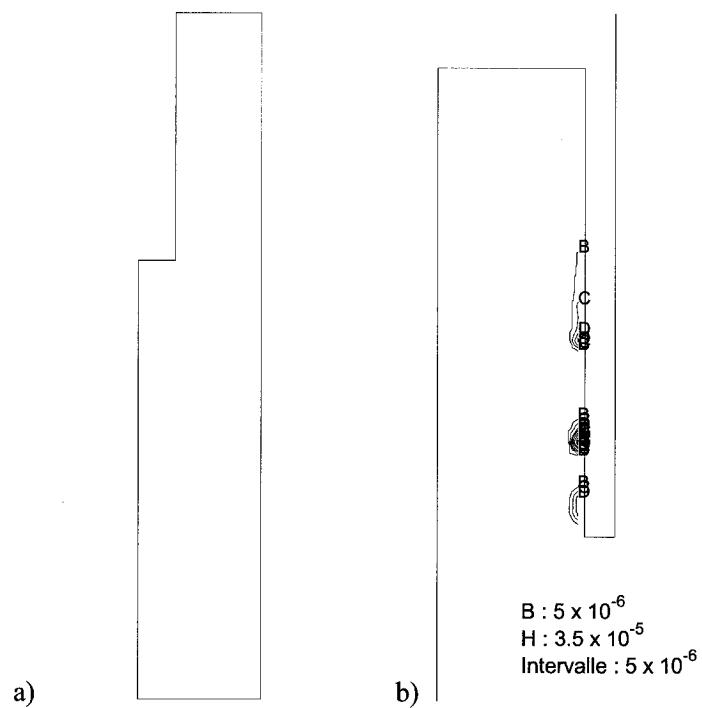


Figure 4.73 – Déformations plastiques en tension.

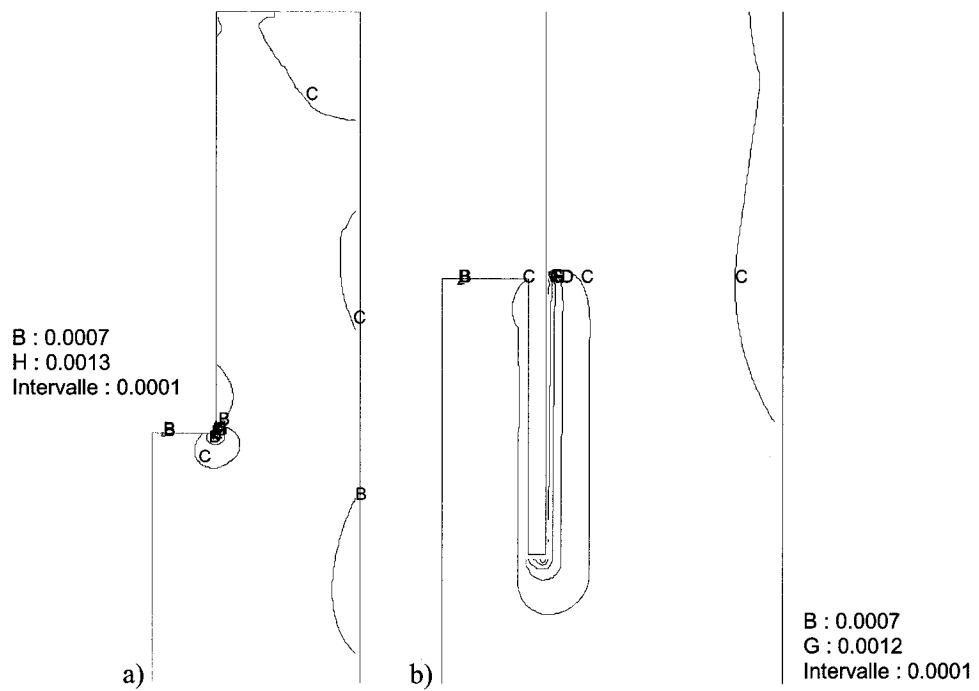


Figure 4.74 – Déformations plastiques volumétriques.

4.5.4 Simulation du relâchement de contraintes avec $T_0 = 4 \text{ MPa}$ – Cas B

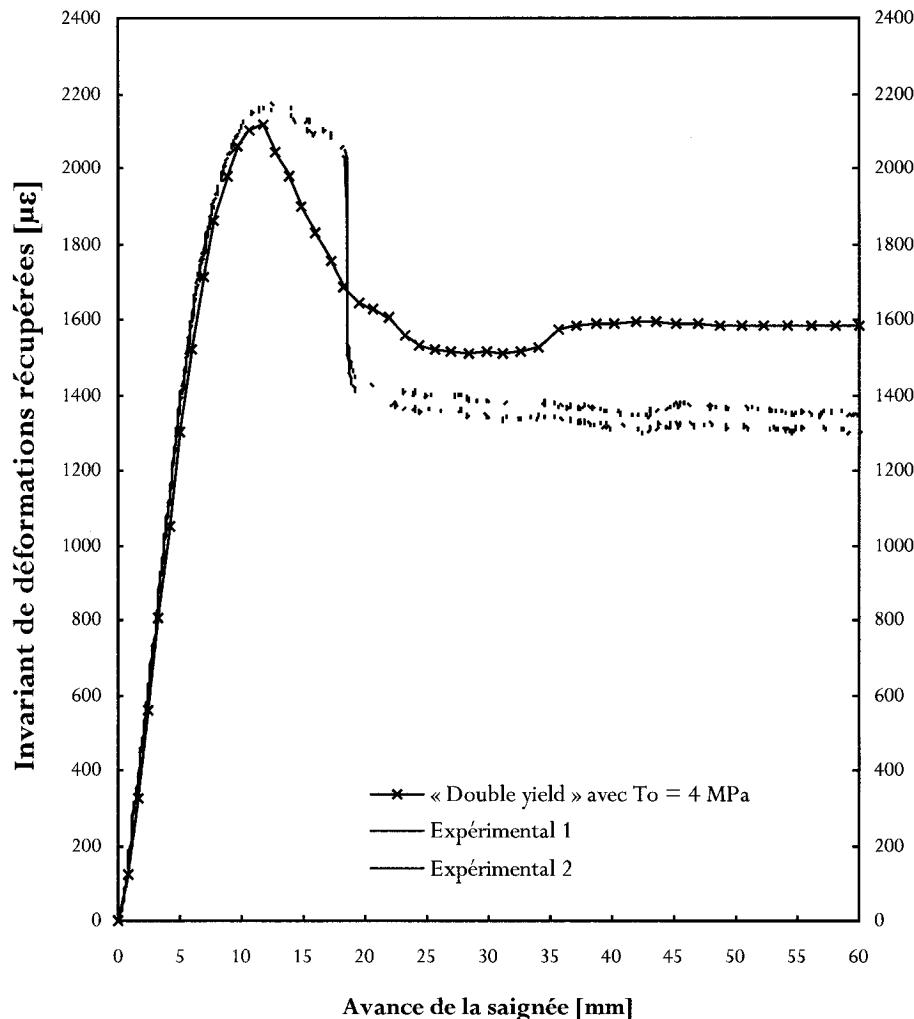


Figure 4.75 – Invariants numériques et expérimentaux.

Les autres paramètres sont observés pour les sept avances de relâchement suivantes :

1. avant le prolongement du forage
2. à un prolongement de 14.9 mm
3. à un prolongement de 18.3 mm
4. à un prolongement de 31.2 mm
5. à un prolongement de 37.1 mm
6. à un prolongement de 48.7 mm
7. à la fin du prolongement du forage.

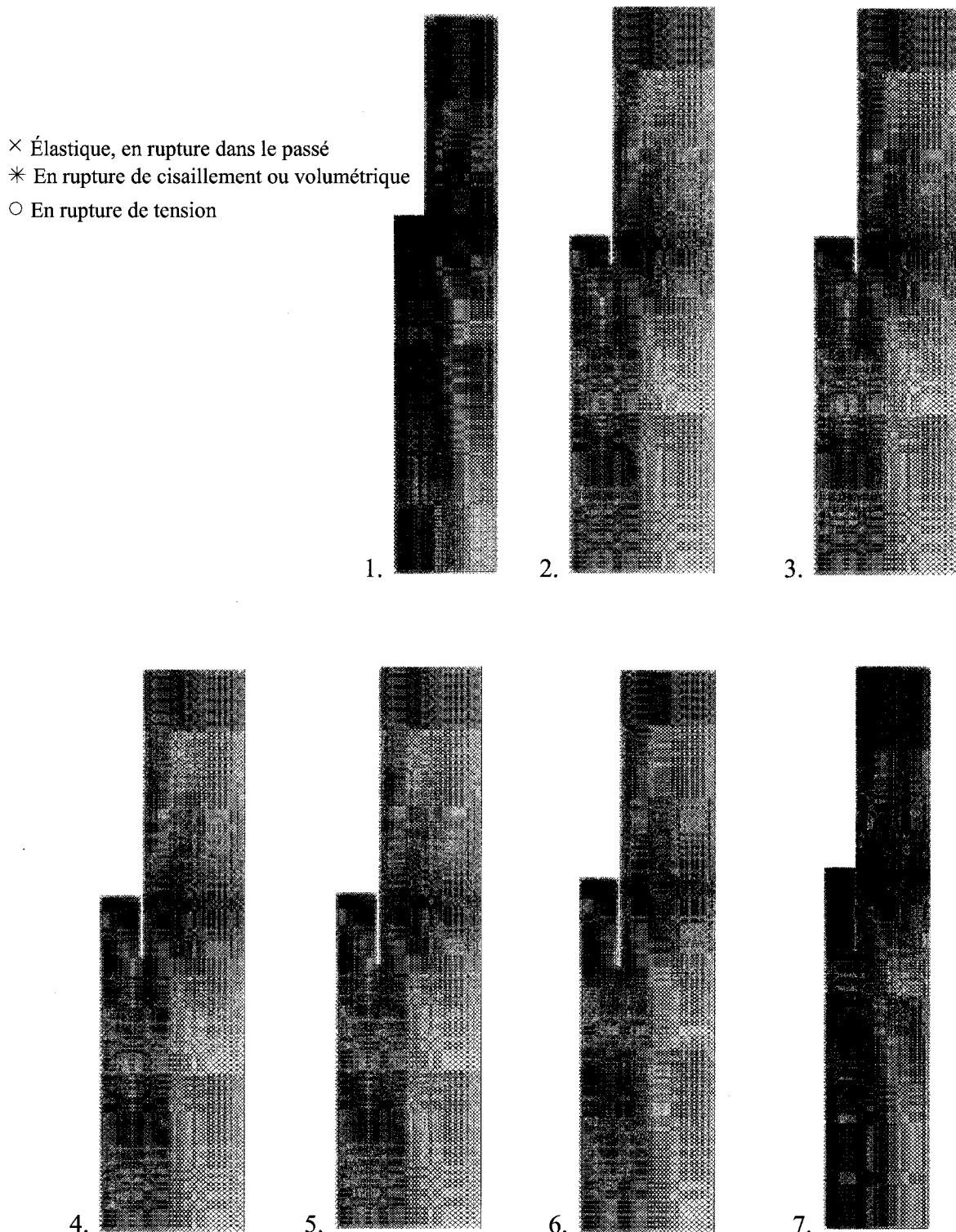


Figure 4.76 – Éléments en état de plasticité.

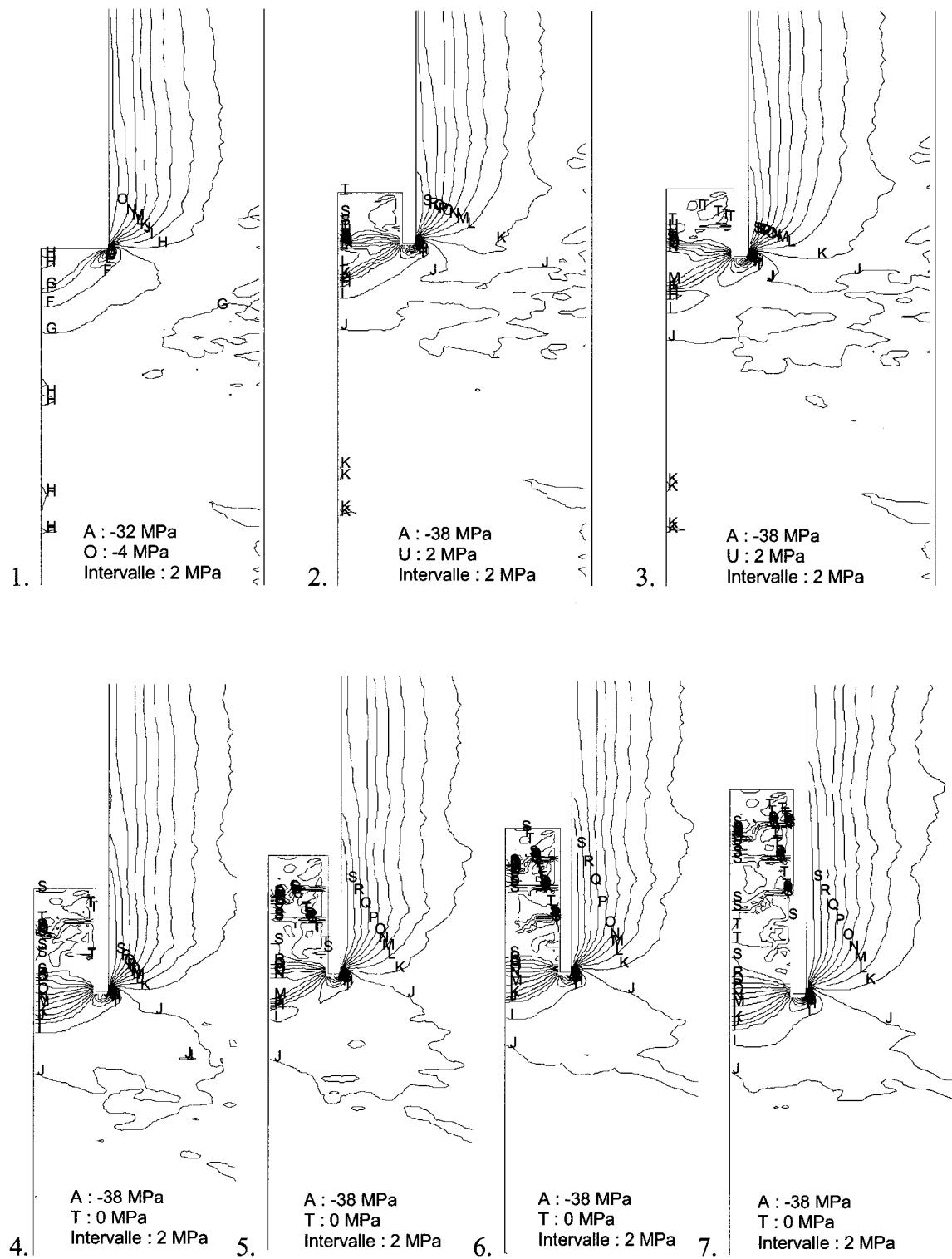


Figure 4.77 – Contraintes principales majeures.

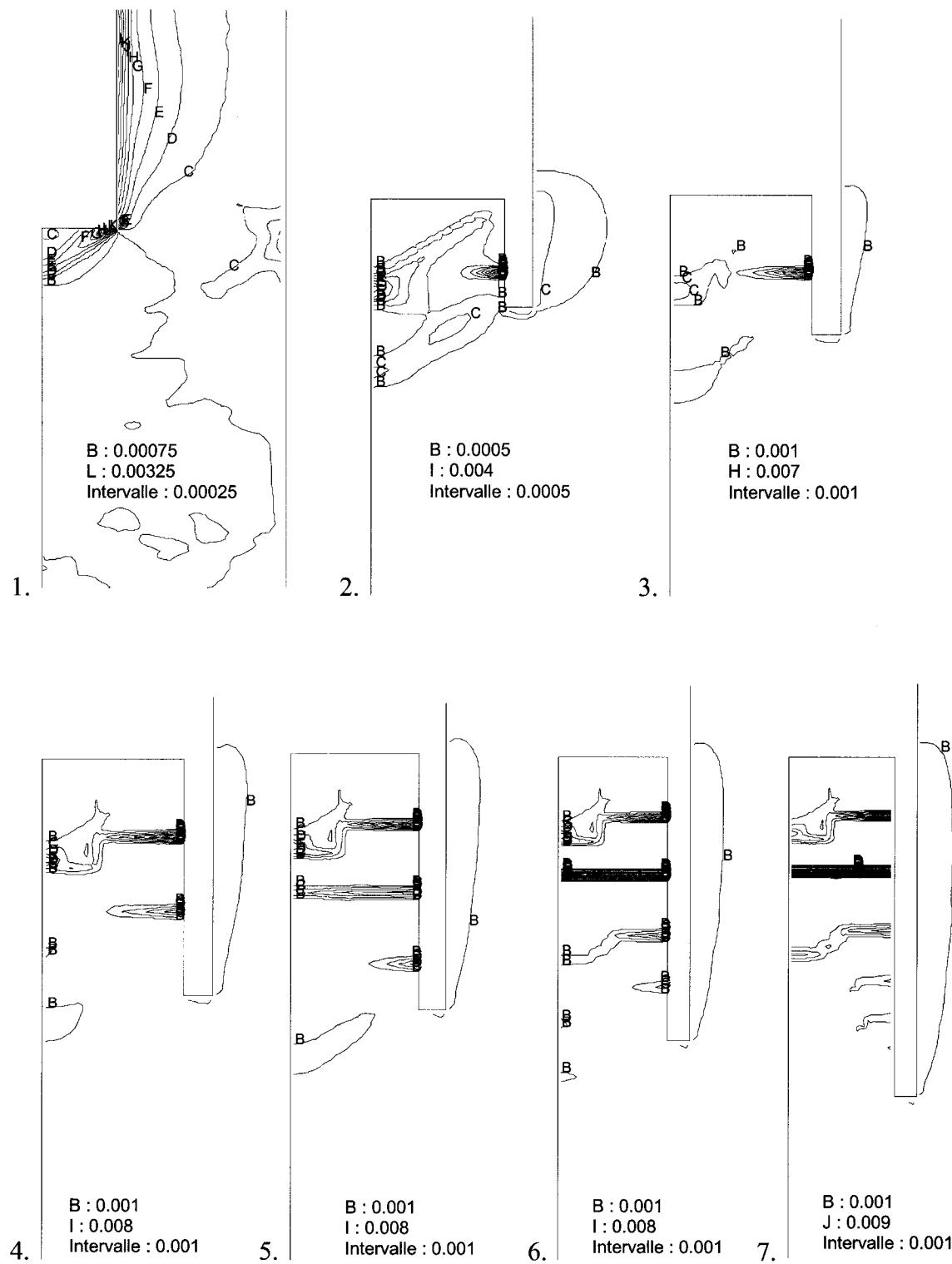


Figure 4.78 – Déformations maximales γ en cisaillement.

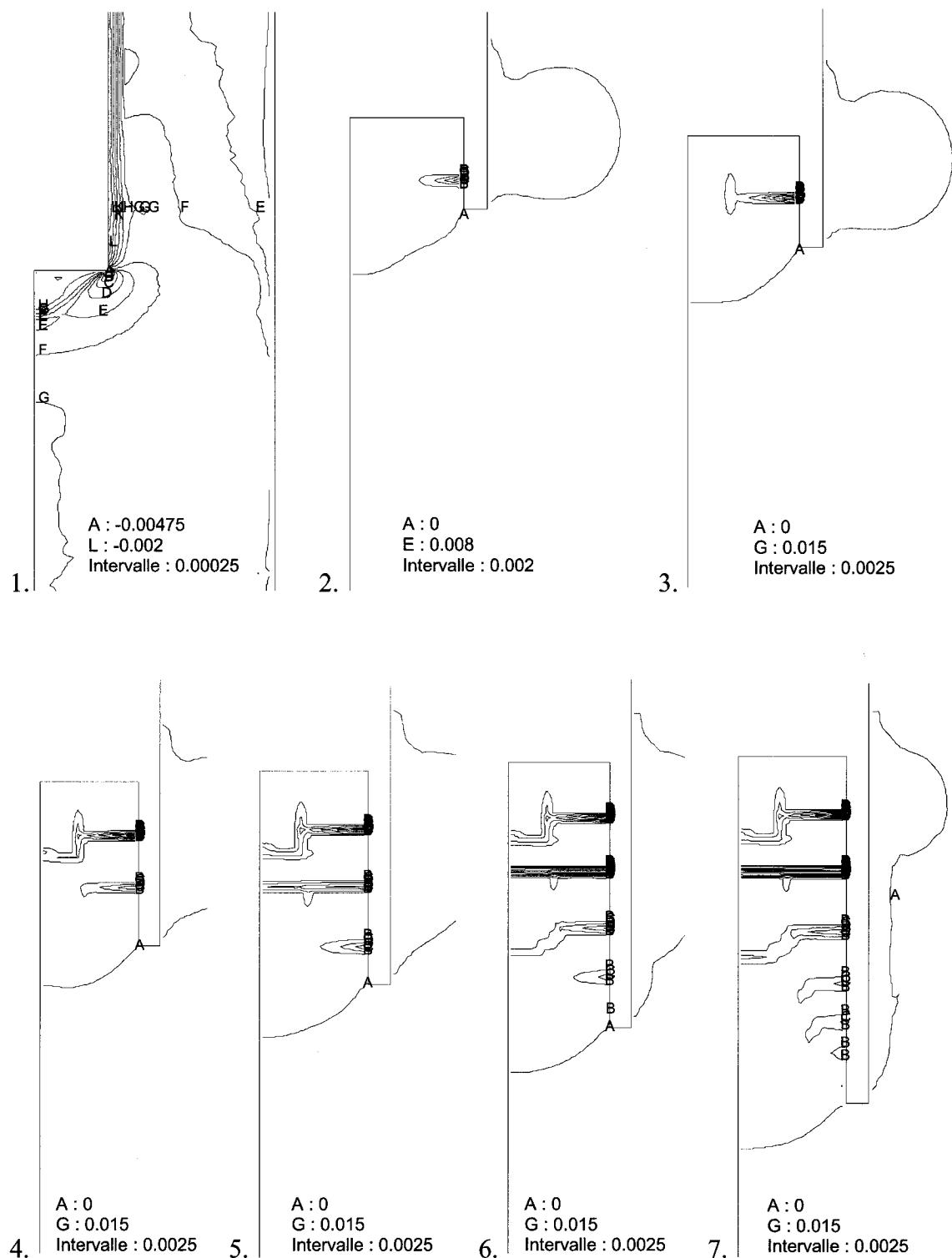


Figure 4.79 – Déformations moyennes.

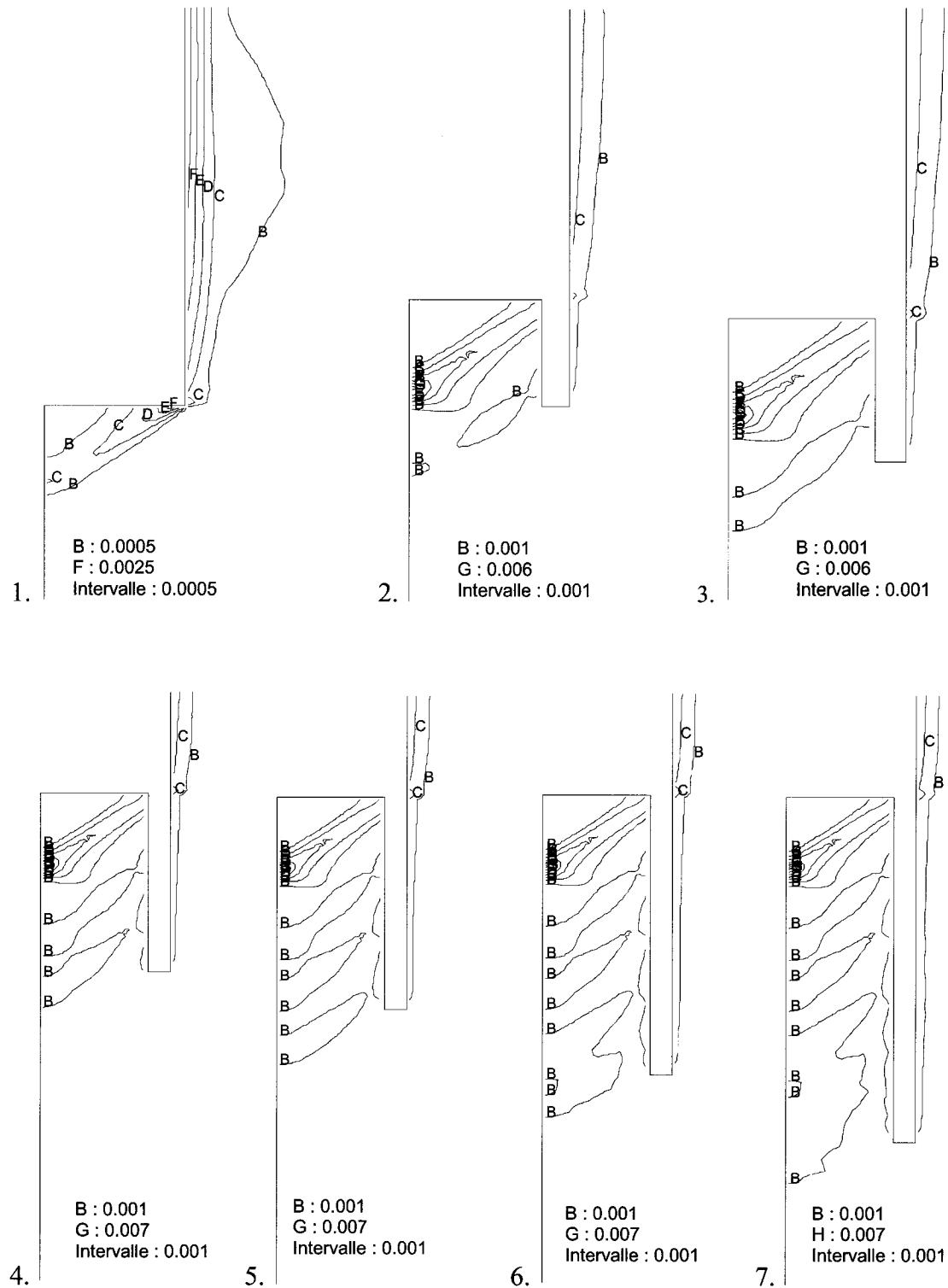


Figure 4.80 – Déformations plastiques en cisaillement.

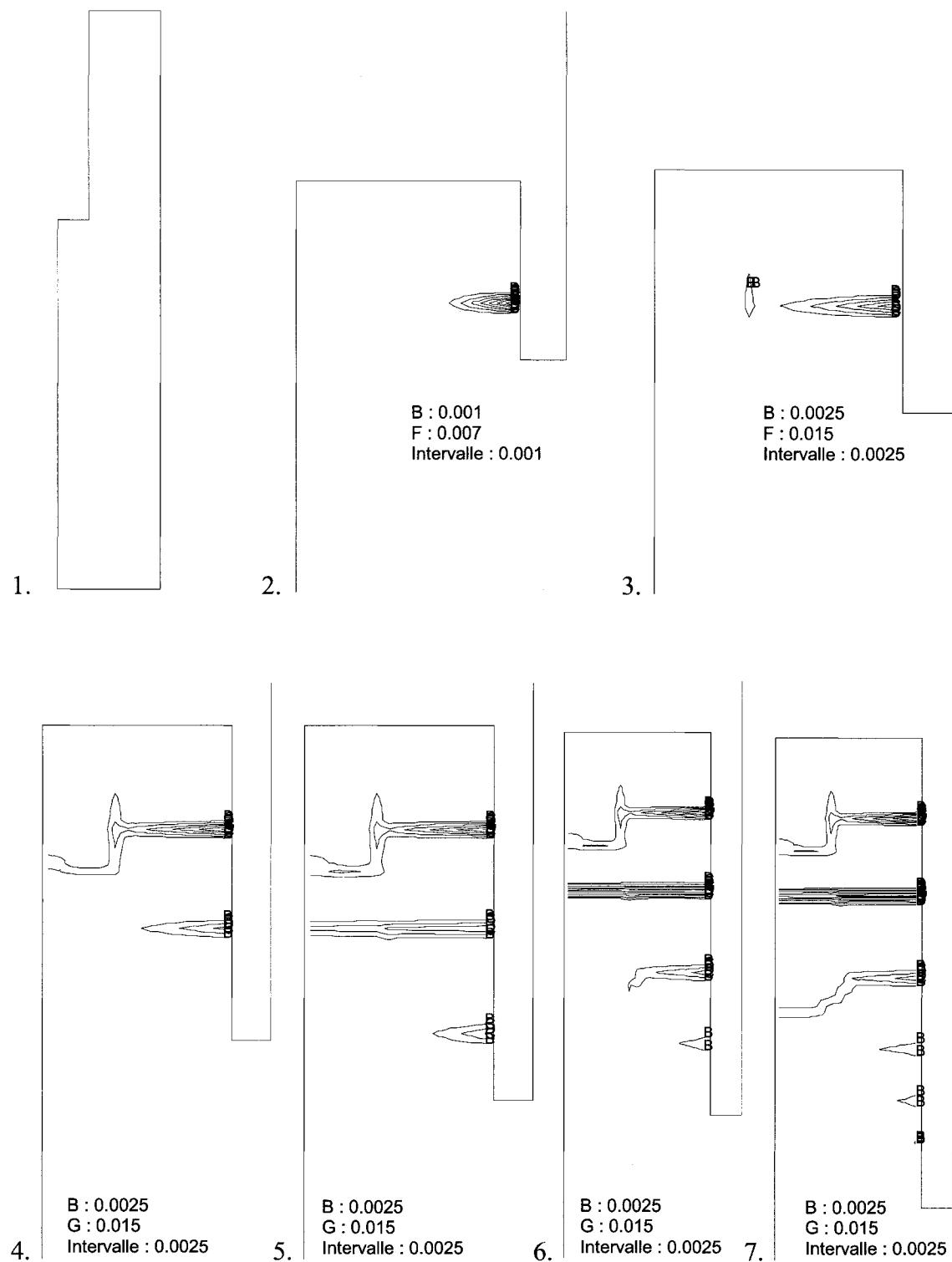


Figure 4.81 – Déformations plastiques en tension.

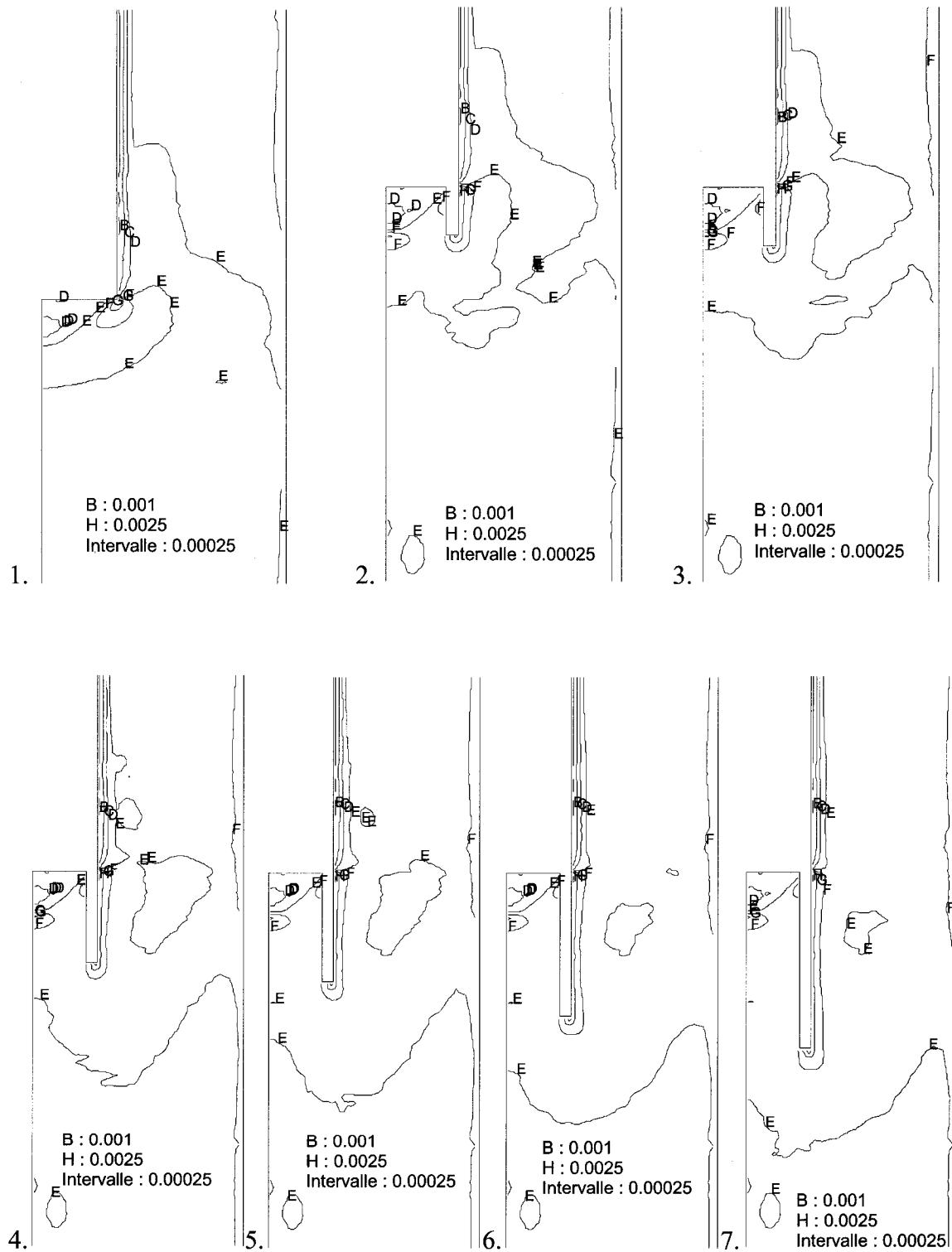


Figure 4.82 – Déformations plastiques volumétriques.

CHAPITRE 5. DISCUSSION

Dans le modèle numérique, la rupture est décelable par la formation de zones concentrées en déformations de cisaillement ou en tension. Pour FLAC, ce phénomène est lié à la taille et l'orientation des éléments composant le maillage du modèle. À condition que la grille soit assez fine, la localisation des déformations est visible sous forme de bandes.

La localisation de déformations s'explique par une concentration préférentielle de la dégradation de chaînons affaiblis du matériau soumis à une charge. Il suffit d'une légère perturbation aux frontières du modèle pour conduire un élément en déséquilibre par rapport à ses éléments adjacents : alors que ceux-ci assument la charge originale, l'élément affaibli est de plus en plus sollicité, se déforme encore plus (écrouissage) et par conséquent accumule continuellement plus de déformations.

Malgré les limitations du logiciel à simuler une rupture physique avec détachement des éléments et la difficulté à reproduire la chute marquée de déformations à la saignée de 18.4 mm, il est clair qu'en observant les éléments en plasticité et l'orientation des vecteurs de vitesse, un mécanisme de rupture peut être détecté.

5.1 Simulation des essais de compression uniaxiale et triaxiale

Les paramètres de Hoek et Brown adoptés parviennent à bien représenter le comportement post-pic de la roche synthétique sollicitée aux niveaux de confinement 1 MPa à 6 MPa : les courbes de contrainte-déformation numériques montrent des résistances au pic et à l'état résiduel qui correspondent assez bien à celles des courbes expérimentales (figures 4.6 à 4.9).

Pour tous les essais de compression simulés, à l'exception de celui au confinement de 5 MPa, la partie pré-pic des courbes numériques montre une déviation par rapport aux courbes expérimentales. Comme des constantes élastiques moyennes sont assignées, il est normal que les pentes ne coïncident pas avec celles des courbes expérimentales.

L'ajustement des constantes élastiques pour refléter la variabilité des éprouvettes dans le modèle de Mohr-Coulomb explique la bonne correspondance des pentes pré-pic des essais simulés par rapport aux essais en laboratoire (figures 4.29 à 4.32). Les paramètres de résistance c et ϕ introduits réussissent à bien reproduire le comportement post-pic de la roche sollicitée aux niveaux de confinement moyens.

La localisation de déformations au plan de rupture ne peut être reproduite dans ce modèle puisqu'il n'est composé que d'un élément. Ceci explique pourquoi les courbes numériques des essais uniaxiaux simulés montrent plus que les essais triaxiaux une grande différence par rapport aux courbes expérimentales.

L'écart plus important entre la courbe numérique et expérimentale qui se manifeste pour les essais à plus grand confinement (7.5 MPa pour Hoek et Brown à la figure 4.9 et 5 MPa pour Mohr-Coulomb à la figure 4.32) signale possiblement une grande perte de cohésion dans la roche sollicitée. Il est possible que le chargement appliqué ait provoqué un réarrangement de la structure interne de la roche, la rendant plus pulvérulente.

5.2 Simulation du relâchement de contraintes

5.2.1 Cas A

Voici comment se comparent les invariants de déformations récupérées numériques et expérimentaux :

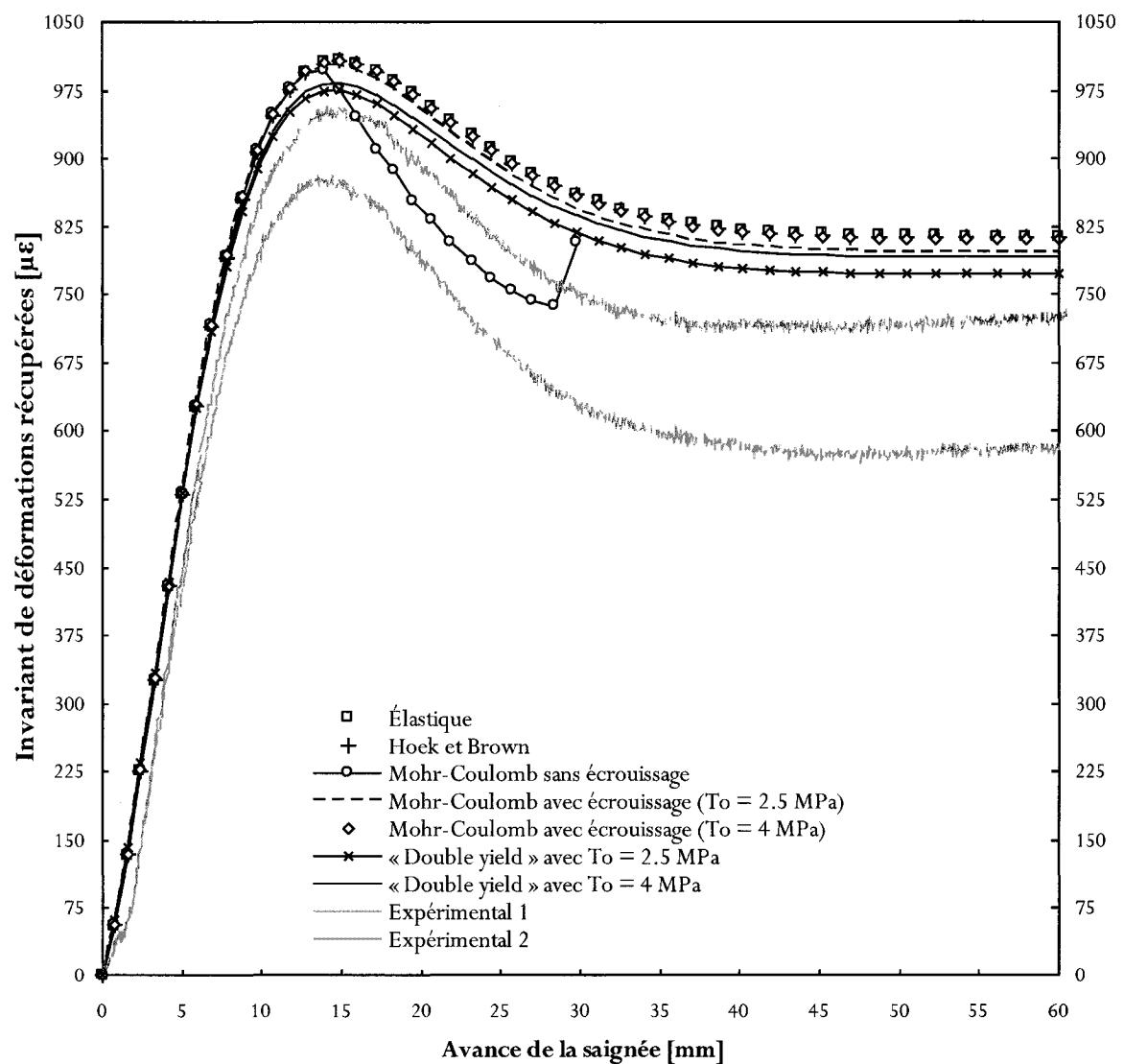


Figure 5.1 – Courbes de déformations récupérées regroupées pour le cas de chargement A.

Le tableau 5.1 présente les invariants moyens en fond de trou lus à deux moments, soient après la mise en charge du cylindre de roche (avant la saignée) ainsi qu'à la fin du relâchement complet des contraintes par prolongement du forage (final récupéré). Pour le modèle de Mohr-Coulomb sans écrouissage, l'invariant moyen final récupéré correspond à la lecture au moment où l'écoulement continu est interrompu.

Tableau 5.1 – Pourcentage de récupération des déformations après le relâchement de contraintes.

Modèle	Invariant moyen [$\mu\epsilon$]		Perte [%]
	avant la saignée	final récupéré	
Physique	738.29	651.247	11.79
Élastique	814.398	814.028	0.05
Hoek et Brown	814.375	812.630	0.21
Mohr-Coulomb sans écrouissage	814.398	807.046	0.90
Mohr-Coulomb avec écrouissage ($T_o = 2.5 \text{ MPa}$)	815.276	796.316	2.33
Mohr-Coulomb avec écrouissage ($T_o = 4 \text{ MPa}$)	815.276	811.506	0.46
« Double yield » avec $T_o = 2.5 \text{ MPa}$	1267.595	772.514	39.06
« Double yield » avec $T_o = 4 \text{ MPa}$	1268.56	791.468	37.61

Le pourcentage de récupération du modèle physique révèle qu'un certain endommagement s'est produit dans la carotte même si aucune rupture apparente n'a été constatée en laboratoire : l'invariant final est de 12% inférieur à l'invariant lu avant le relâchement.

À toute fin pratique, pour tous les modèles numériques sauf ceux de « double yield », les déformations générées dans le modèle numérique avant le relâchement des contraintes par prolongement du forage sont entièrement récupérées à la fin du relâchement complet en fond de trou.

Le tableau 5.2 regroupe la différence relative que chaque modèle numérique présente par rapport au modèle physique.

Tableau 5.2 – Résumé des invariants moyens de déformations récupérées.

Modèle	Différence relative avec le modèle physique [%]	
	avant la saignée	final récupéré
Physique	0	0
Élastique	10.31	25.00
Hoek et Brown	10.31	24.78
Mohr-Coulomb sans écrouissage	10.31	23.92
Mohr-Coulomb avec écrouissage ($T_o = 2.5 \text{ MPa}$)	10.43	22.28
Mohr-Coulomb avec écrouissage ($T_o = 4 \text{ MPa}$)	10.43	24.61
« Double yield » avec $T_o = 2.5 \text{ MPa}$	71.69	18.62
« Double yield » avec $T_o = 4 \text{ MPa}$	71.82	21.53

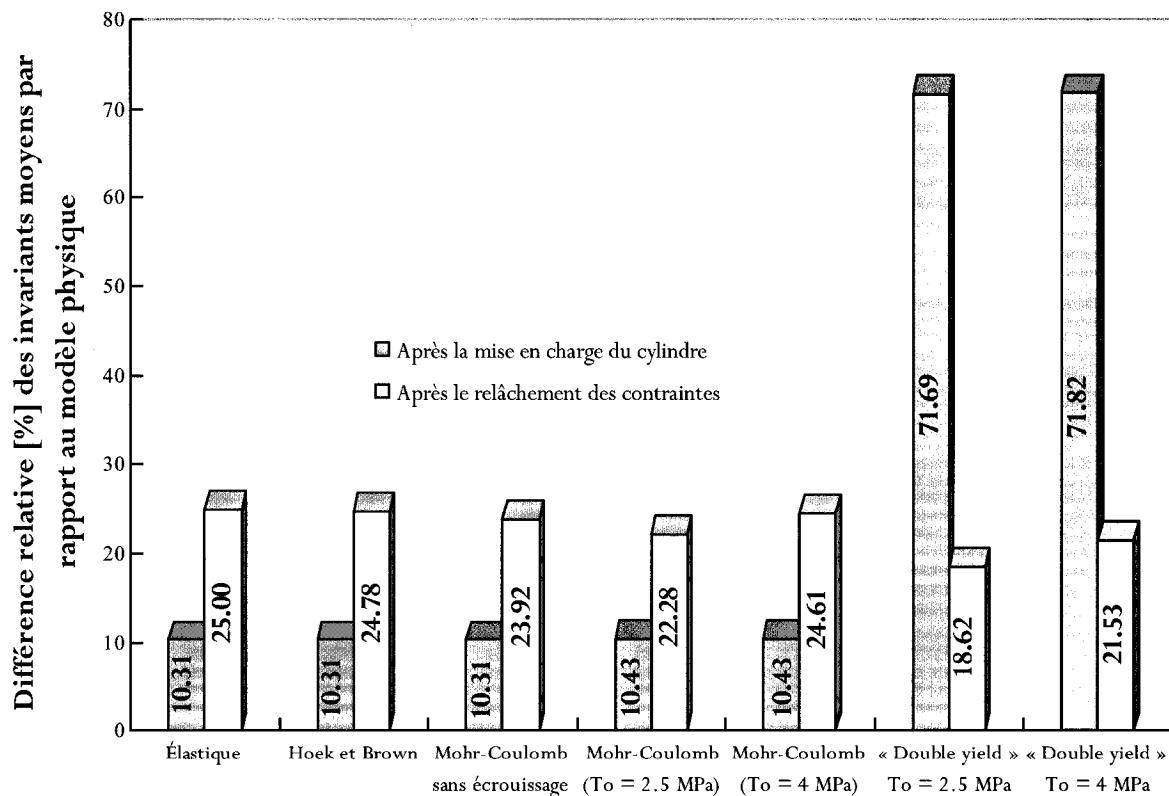


Figure 5.2 – Invariants moyens numériques de déformations comparés à l'invariant expérimental moyen avant et après le relâchement des contraintes en fond de trou.

Après la mise en charge du cylindre, les modèles élastique, Hoek et Brown, Mohr-Coulomb (sans et avec écrouissage) reproduisent à 10 % près les déformations au fond de trou du modèle physique alors que les deux modèles de « double yield » montrent un écart nettement plus grand. En comparant les autres paramètres observés en fond de trou à l'endroit où la cellule du Doorstopper est collée, il est possible d'attribuer la cause à l'incorporation du cap de pression.

Ainsi, à l'exception des modèles de « double yield », le reste des modèles plastiques montre sensiblement la même différence que le modèle élastique par rapport au modèle physique. Or, puisque ce cas de chargement n'a vraisemblablement causé aucune rupture ou endommagement important dans la carotte après la mise en charge au laboratoire, on s'attend à ce que la différence soit plus près de 0%. En fait, la détermination des paramètres de déformabilité a été malheureusement problématique à cause de la non uniformité du chargement appliqué sur le cylindre en laboratoire : d'ailleurs, les deux courbes d'invariants expérimentaux du cas de chargement A ne sont pas superposées (figure 3.31a). D'après ces résultats, on en déduit que les paramètres ont été sous-estimés à environ 10 %. Selon toute logique, il est probable qu'avec une correction apportée à la détermination des paramètres de déformabilité, les différences relatives avec le modèle physique seront réduites d'autant.

Pour tous les modèles sauf ceux de « double yield », aucun élément en plasticité n'est en rupture après la mise en charge du cylindre (figures 4.18a, 4.45a) ; seuls deux éléments au plus ont déjà atteint la rupture dans le passé (dans les modèles de Hoek et Brown à la figure 4.11a et Mohr-Coulomb avec écrouissage à la figure 4.34a). À l'opposé, le cylindre entier des deux modèles de « double yield » a atteint la courbe du cap de pression lors du chargement et montrent plusieurs éléments en rupture volumétrique au bas du cylindre à la fin de la mise en charge (figures 4.58a et 4.70a).

D'après la répartition des différentes déformations observées regroupées au tableau 5.3, ce sont les déformations plastiques volumétriques qui sont les plus importantes dans les trois types de déformations plastiques observées. Elles expliquent donc le biais que les deux modèles de « double yield » montrent par rapport au reste des modèles numériques ainsi que le modèle physique.

Tableau 5.3 – Résumé des déformations moyennes et déformations plastiques en cisaillement, tension et volumétriques en fond de trou après la mise en charge du cylindre.

Modèle	$\varepsilon_{\text{moyenne}}$	ε^{ps}	ε^{pt}	ε^{pv}
Élastique	-0.0006	— *	—	—
Hoek et Brown	-0.0006	—	—	—
Mohr-Coulomb sans écrouissage	-0.0006	—	—	—
Mohr-Coulomb avec écrouissage ($T_o = 2.5 \text{ MPa}$)	-0.0006	5×10^{-7}	0	—
Mohr-Coulomb avec écrouissage ($T_o = 4 \text{ MPa}$)	-0.00055	5×10^{-7}	0	—
« Double yield » avec $T_o = 2.5 \text{ MPa}$	-0.0013	5×10^{-6}	5×10^{-6}	0.0008
« Double yield » avec $T_o = 4 \text{ MPa}$	-0.0013	5×10^{-6}	0	0.0007

* L'affichage de ce paramètre dans FLAC n'est pas possible pour ce modèle.

Après le relâchement complet des contraintes en fond de trou, tous les modèles numériques récupèrent en moyenne 23% de déformations de plus que le modèle physique (tableau 5.2).

Les invariants finaux de ces modèles (sauf « double yield ») sont plus que le double des invariants avant la saignée : l'opération du relâchement diminue la contrainte principale majeure en fond de trou de -9 MPa et -8 MPa pour le modèle de Hoek et Brown (figure 4.12) à -1 MPa (voir figures 4.2, 4.19, 4.35 et 4.46). Comme le fond de trou est moins confiné, plus de déformations sont récupérées.

À cause de la compaction volumétrique permanente causée par la mise en charge, les deux modèles de « double yield » ont des invariants finaux qui se rapprochent plus de ceux du modèle physique, plus que les autres modèles numériques : les déformations volumétriques étant irréversibles, moins de déformations sont récupérées.

Tous les modèles plastiques ont des éléments en plasticité au pourtour de la carotte libérée pendant le relâchement des contraintes (figures 4.11b, 4.34b, 4.45b, 4.58b et 4.70b). Pour le cas du modèle de Mohr-Coulomb sans écrouissage où le relâchement est interrompu, l'état d'écoulement continu qui s'est produit s'explique par une rupture en tension qui s'est propagée radialement dans la carotte (figure 4.18b).

En effet, dans ce modèle, FLAC ne permet pas de contrôler la chute de la résistance en tension. Lors du cyclage, la rangée d'éléments retourne une valeur de σ_3 excédant T_o ou $c/\tan\phi$, FLAC met alors à zéro la résistance en tension des éléments en rupture, ce qui s'apparente à la dislocation qui aurait été observée physiquement. À l'activation de ce mécanisme de rupture en tension, les déformations sont relâchées subitement, ce qui cause la remontée dans la courbe d'invariant numérique de ce modèle (figures 4.17 et 5.1).

D'après les figures 4.21 et 4.22b, une localisation de déformations s'est concentrée en une bande horizontale, dont l'effet est ressenti dans les déformations en fond de trou. D'ailleurs, la répartition des déformations moyennes et maximales en cisaillement du tableau 5.4 le montre à cet effet :

Tableau 5.4 – Résumé des déformations moyennes, maximales en cisaillement γ , plastiques en cisaillement, tension et volumétriques en fond de trou après le relâchement complet des contraintes.

Modèle	γ	$\varepsilon_{\text{moyenne}}$	ε^{ps}	ε^{pt}	ε^{pv}
Élastique	0.0004	0.0006	—	—	—
Hoek et Brown	0.0004	0.0006	—	—	—
Mohr-Coulomb sans écrouissage	0.0006	0.001	—	—	—
Mohr-Coulomb avec écrouissage ($T_o = 2.5 \text{ MPa}$)	0.0004	0.0006	1×10^{-5}	5×10^{-5}	—
Mohr-Coulomb avec écrouissage ($T_o = 4 \text{ MPa}$)	0.0004	0.0006	1×10^{-5}	5×10^{-6}	—
« Double yield » avec $T_o = 2.5 \text{ MPa}$	0.0004	0.0006	2.5×10^{-5}	2.5×10^{-5}	0.0008
« Double yield » avec $T_o = 4 \text{ MPa}$	0.0004	0.0006	2.5×10^{-5}	5×10^{-6}	0.0008

Il est certain qu'il y a eu un endommagement permanent puisque l'invariant final récupéré de ce modèle est inférieur à ceux des modèles élastique et Hoek et Brown.

D'après le tableau 5.4 et les figures 4.36b et 4.37b, l'endommagement en tension au pourtour de la carotte explique la nature de la rupture des éléments en plasticité du modèle de Mohr-Coulomb avec écrouissage ($T_o = 2.5 \text{ MPa}$). Pour le modèle à de Mohr-Coulomb ($T_o = 4 \text{ MPa}$), la cause est attribuable à un endommagement en cisaillement (figures 4.47b et 4.48b). Cet endommagement permanent explique la raison pour laquelle l'invariant final de ces deux modèles est légèrement inférieur à celui du modèle élastique. La majorité des déformations volumétriques plastiques des modèles « double yield » s'est formée après la mise en charge, le relâchement n'en produisant peu ou pas d'autres. La prédominance de ces déformations irréversibles explique pourquoi les deux modèles « double yield » récupèrent moins de déformations par rapport au reste des modèles numériques à l'issue du relâchement.

D'après le pourcentage de perte et les différences relatives s'approchant le plus du modèle physique (tableaux 5.1 et 5.2), le modèle de Mohr-Coulomb avec écrouissage ($T_o = 2.5 \text{ MPa}$) ressort comme étant le plus apte à reproduire le comportement du cylindre de roche soumis au cas de chargement A.

Néanmoins, les modèles élastique et Hoek et Brown sont aussi de bons candidats puisqu'ils parviennent à simuler en moyenne à 10% près le modèle physique avant le relâchement des contraintes et à 24% près lorsque le relâchement est complété. Pour réduire ces différences relatives, il faudrait que plus de déformations plastiques se développent, donc ajuster les paramètres de sorte que la résistance de la roche soit plus faible.

Même si les modèles « double yield » ont un biais légèrement inférieur en comparant leurs invariants finaux récupérés avec le modèle physique, la modélisation de la compaction volumétrique pendant la mise en charge n'est pas assez bien définie sous le cas de chargement simulé pour justifier son adoption.

5.2.2 Cas B

Voici comment se comparent les invariants de déformations récupérées numériques et expérimentaux :

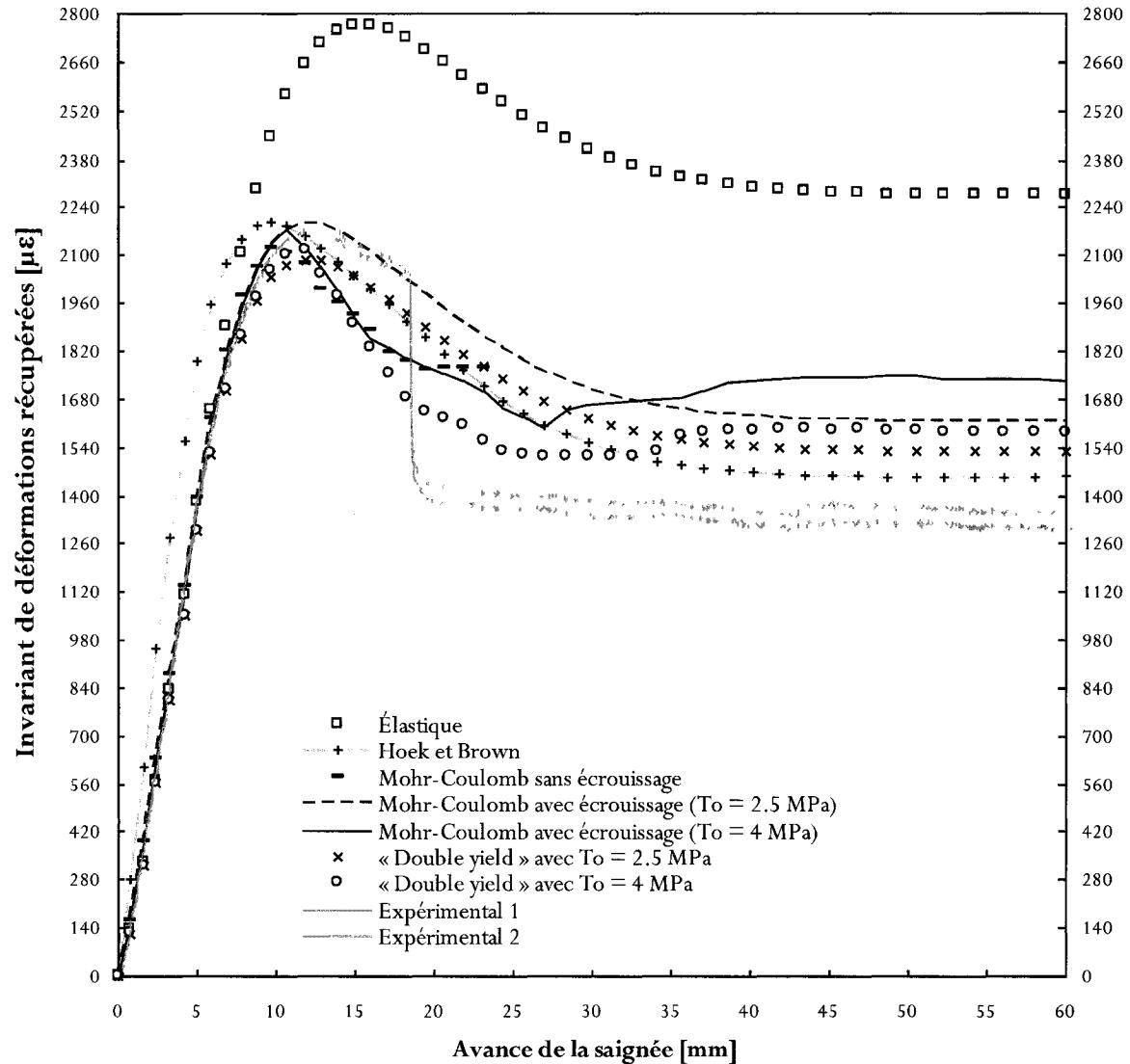


Figure 5.3 – Courbes de déformations récupérées regroupées pour le cas de chargement B.

Le tableau 5.5 présente les invariants moyens en fond de trou lus à deux moments, soient après la mise en charge du cylindre de roche (avant la saignée) ainsi qu'à la fin du relâchement complet des contraintes par prolongement du forage (final récupéré). Pour le modèle de Mohr-Coulomb sans écrouissage, l'invariant moyen final récupéré correspond à la lecture au moment où l'écoulement continu est interrompu.

Tableau 5.5 – Pourcentage de récupération des déformations après le relâchement de contraintes.

Modèle	Invariant moyen [$\mu\epsilon$]		Perte [%]
	avant la saignée	final récupéré	
Physique	2254.995	1319.880	41.47
Élastique	2278.445	2277.352	0.05
Hoek et Brown	1852.356	1455.646	21.42
Mohr-Coulomb sans écrouissage	2144.796	1771.237	17.42
Mohr-Coulomb avec écrouissage ($T_o = 2.5 \text{ MPa}$)	2108.705	1614.738	23.43
Mohr-Coulomb avec écrouissage ($T_o = 4 \text{ MPa}$)	2108.421	1736.186	17.65
« Double yield » avec $T_o = 2.5 \text{ MPa}$	3024.624	1529.882	49.42
« Double yield » avec $T_o = 4 \text{ MPa}$	3047.017	1581.87	48.08

La comparaison des invariants moyens du modèle physique avant et après le relâchement des contraintes confirme que la rupture en laboratoire s'est effectivement produite : l'invariant final est de 41.5% inférieur à l'invariant lu avant le relâchement.

Seul le modèle élastique récupère entièrement les déformations générées avant le relâchement des contraintes par prolongement du forage. Pour tous les modèles plastiques, un endommagement s'est produit au moins à l'endroit de lecture des déformations : l'affichage des éléments en plasticité dans chacun des modèles fournit l'appui à cet effet.

Le tableau 5.6 regroupe la différence relative que chaque modèle numérique présente par rapport au modèle physique.

Tableau 5.6 – Résumé des invariants moyens de déformations récupérées.

Modèle	Différence relative avec le modèle physique [%]	
	avant la saignée	final récupéré
Physique	0	0
Élastique	1.04	72.54
Hoek et Brown	-17.86	10.29
Mohr-Coulomb sans écrouissage	-4.89	34.20
Mohr-Coulomb avec écrouissage ($T_o = 2.5 \text{ MPa}$)	-6.49	22.34
Mohr-Coulomb avec écrouissage ($T_o = 4 \text{ MPa}$)	-6.50	31.54
« Double yield » avec $T_o = 2.5 \text{ MPa}$	34.13	15.91
« Double yield » avec $T_o = 4 \text{ MPa}$	35.12	19.85

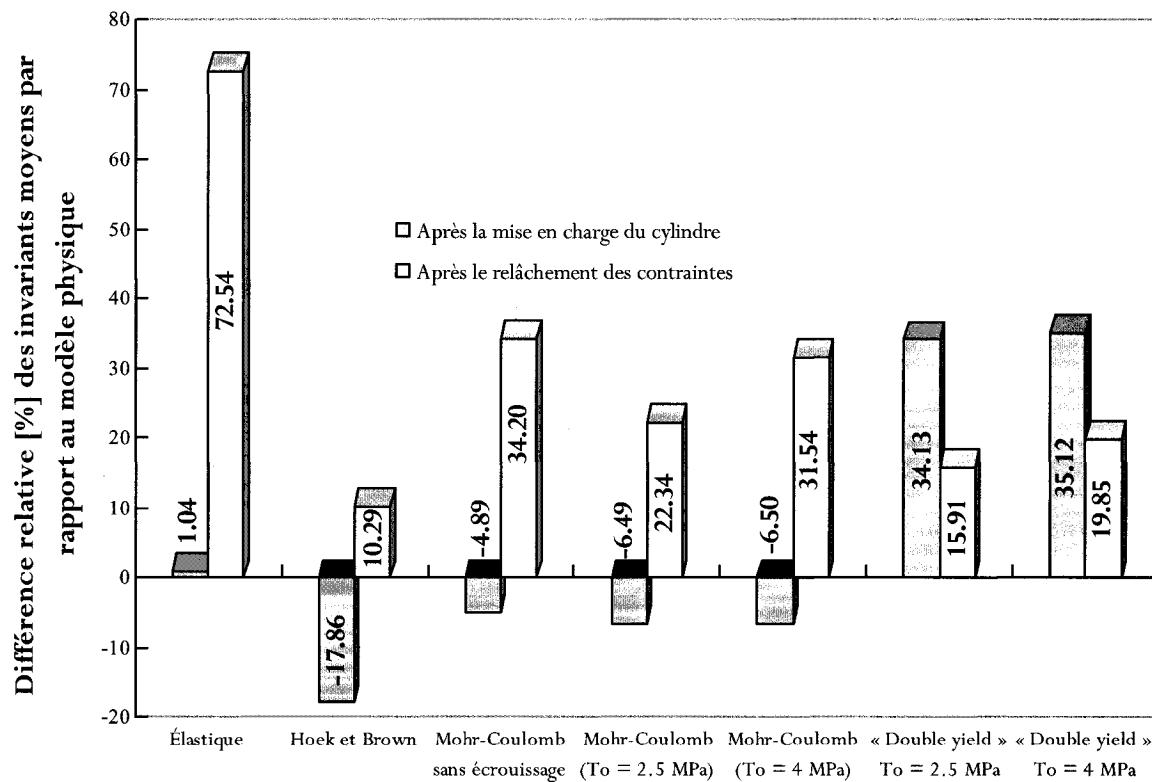


Figure 5.4 – Invariants moyens numériques de déformations comparés à l'invariant expérimental moyen avant et après le relâchement des contraintes en fond de trou.

Pour le modèle élastique, l'invariant avant le relâchement est celui qui s'approche le plus du modèle physique, ce qui indique que la simulation de la mise en charge du cylindre peut être décrite par une loi élastique pour ce cas de chargement. Cependant, l'invariant final récupéré numérique montre un écart de 72.5% avec l'invariant expérimental parce que cette loi de comportement ne peut reproduire une plastification lors du relâchement de contraintes en fond de trou.

Le modèle de Hoek et Brown récupère 21.42% moins de déformations au terme du relâchement de contraintes : un endommagement permanent a donc été simulé avec les paramètres de résistance adoptés. De plus, l'invariant final récupéré est à 10.29% près celui du modèle physique, le meilleur résultat parmi tous les modèles. Cependant, la pente de la courbe d'invariant montre un écart avec tous les autres modèles (figure 5.3). En examinant la grandeur de la contrainte principale en fond de trou après la mise en charge, on peut voir que la valeur dans ce modèle est inférieure à tous les autres modèles : σ_1 est de -18 MPa pour ce modèle, -24 MPa pour le modèle élastique et -20 pour le reste des modèles. De plus, la figure 4.14b montre clairement que l'étendue des éléments en plasticité de ce modèle dépasse celle de tous les autres.

L'écart relatif de -17.9% que ce modèle montre par rapport au modèle physique après la mise en charge signifie qu'un endommagement permanent s'est fait dès la mise en charge. Cependant, le degré de plastification ne peut être déterminé en comparant les déformations maximales en cisaillement et moyennes après la mise en charge et le relâchement puisqu'aucune différence notable n'est décelée. Néanmoins, la figure 4.16 signale que la nature de l'endommagement permanent est selon toute vraisemblance causée par le cisaillement. En effet, dès la mise en charge du cylindre, la déformation maximale en cisaillement se propage de la paroi jusqu'au fond du trou. Au fur et à mesure que le forage se prolonge, la déformation se localise en une bande inclinée. La majorité de la déformation s'est formée lorsque le prolongement du forage s'est rendu à 9.7 mm.

Le modèle de Mohr-Coulomb sans écrouissage produit une courbe d'invariant qui montre une très bonne correspondance avec la courbe expérimentale jusqu'à une avance de 5.9 mm (figure 4.23). Au-delà de ce point, la courbe dévie à cause des éléments en rupture de tension. D'ailleurs, l'écoulement continu, aussi observé au cas A, est causé par la localisation des déformations en une bande horizontale dans la carotte libérée (figures 4.26, 4.27b et 4.28b). Comme le relâchement a été interrompu à cause de l'écoulement continu, l'écart que l'invariant final montre par rapport au modèle physique ne peut indiquer que les contraintes ne sont pas entièrement relâchées en fond de trou.

Le degré de plastification ne peut être estimé en comparant les déformations maximales en cisaillement et moyennes après la mise en charge et le relâchement car les valeurs en fond de trou sont sensiblement égales à celles des modèles élastique et Hoek et Brown (annexe D). Néanmoins, la figure 4.24a indique que cet endommagement se fait en cisaillement durant la mise en charge, et de façon permanente puisque l'invariant est de -4.9% moins que l'invariant expérimental (figure 5.4). Durant le relâchement, l'endommagement est causé aussi bien par des éléments en rupture de cisaillement que la tension (figure 4.24b).

Le modèle de Mohr-Coulomb avec écrouissage ($T_o = 2.5 \text{ MPa}$) génère une courbe d'invariant dont l'allure épouse très bien celle du modèle physique (figure 4.38), depuis le début du relâchement jusqu'au pic des déformations récupérées situé à une avance de 11.74 mm pour un invariant moyen de 2170.42 microdéformations. Cette bonne correspondance se poursuit jusqu'à la chute de déformations observée expérimentalement à l'avance de 18.44 mm, où la rupture s'est produite.

Les paramètres de résistance adoptés modélisent un endommagement permanent qui fait qu'au relâchement des contraintes, 23.4% moins de déformations sont récupérées. D'après les figures 4.39a et 4.41, l'endommagement est présent dès la fin de la mise en charge du cylindre, avec les déformations en cisaillement qui se répartissent de la paroi

jusqu'au fond du trou. Le prolongement du forage concentre la localisation des déformations en une bande inclinée (figures 4.41, 4.43 et annexe D).

La comparaison des déformations plastiques accumulées lors du relâchement avec les figures 4.41 et 4.42 montre que l'endommagement se fait principalement en cisaillement : en fond de trou, la déformation plastique en cisaillement est de 0.0003 alors que celle en tension est de 2×10^{-5} après le chargement du cylindre. Ces déformations plastiques expliquent l'écart relatif de -6.5% que ce modèle a par rapport au modèle physique (figure 5.4).

La pente de la courbe d'invariant du modèle de Mohr-Coulomb avec écrouissage ($T_o = 4$ MPa) correspond très bien à celle du modèle physique, depuis le début du relâchement jusqu'à une avance de 8.8 mm (figure 4.49). Par la suite, l'invariant numérique s'écarte de l'invariant expérimental parce qu'un mécanisme de rupture est activé (figure 4.56).

Dès la mise en charge, le cylindre est endommagé en cisaillement en fond de trou (figures 4.50, 4.52 et 4.54), avec une déformation plastique en cisaillement de 0.0005. Cet endommagement permanent explique l'écart relatif de -6.5% avec le modèle physique (figure 5.4). À un prolongement de forage de 14.9 mm, on peut observer le début d'une rupture en tension combinée à un endommagement en cisaillement (figures 4.50, 4.55 et 4.56). Tout le long du relâchement, des débuts de rupture en tension se produisent jusqu'à ce qu'une rangée d'éléments en entier atteigne la rupture en tension, créant une localisation de déformations plastiques en tension radialement (figures 4.55 et 4.56). L'invariant final récupéré est à 31.54% près celui du modèle physique ; cet écart est plus grand que celui du modèle avec T_o égale à 2.5 MPa parce que la rupture en tension a relâché plus rapidement les déformations, ce qui est réfléchi dans les deux remontées du palier de la courbe d'invariant.

Vu que les deux modèles de « double yield » ont produit des résultats sensiblement proches en termes de pourcentages de récupération (tableau 5.5) et des différences relatives avec le modèle physique (tableau 5.6 et figure 5.4), l'influence de l'ajout du cap par rapport aux modèles respectifs sans cap (Mohr-Coulomb avec écrouissage) est mise en relief par les tableaux des déformations suivants :

Tableau 5.7 – Résumé des déformations moyennes, maximales en cisaillement γ , plastiques en cisaillement, tension et volumétriques en fond de trou après la mise en charge du cylindre.

Modèle	γ	$\varepsilon_{\text{moyenne}}$	ε^{ps}	ε^{pt}	ε^{pv}
Mohr-Coulomb avec écrouissage ($T_o = 2.5 \text{ MPa}$)	0.0011	-0.0015	0.0003	2×10^{-5}	—
Mohr-Coulomb avec écrouissage ($T_o = 4 \text{ MPa}$)	0.00125	-0.0016	0.0005	1×10^{-6}	—
« Double yield » avec $T_o = 2.5 \text{ MPa}$	0.001	-0.003	0.0005	2.5×10^{-5}	0.00175
« Double yield » avec $T_o = 4 \text{ MPa}$	0.00125	-0.003	0.0005	0	0.0015

Tableau 5.8 – Résumé des déformations moyennes, maximales en cisaillement γ , plastiques en cisaillement, tension et volumétriques en fond de trou après le relâchement complet des contraintes.

Modèle	γ	$\varepsilon_{\text{moyenne}}$	ε^{ps}	ε^{pt}	ε^{pv}
Mohr-Coulomb avec écrouissage ($T_o = 2.5 \text{ MPa}$)	0.0007	0.00135	0.0003	5×10^{-5}	—
Mohr-Coulomb avec écrouissage ($T_o = 4 \text{ MPa}$)	0.001	0.0025	0.0005	0.0025	—
« Double yield » avec $T_o = 2.5 \text{ MPa}$	0.0005	0.0014	0.0005	0.00025	0.00175
« Double yield » avec $T_o = 4 \text{ MPa}$	0.001	0.0025	0.001	0.0025	0.0015

Essentiellement, l'ajout d'un cap inclut la considération d'une compaction volumétrique irréversible qui se fait principalement sous la mise en charge du cylindre (figures 4.68 et 4.82) : tout le cylindre a atteint la courbe du cap (figures 4.64 et 4.76). Avec un cap, les invariants finaux récupérés se rapprochent plus de l'invariant expérimental (figure 5.4). Plus de déformations irréversibles sont créées sous l'action de la compaction volumétrique, par conséquent moins de déformations sont récupérées. C'est aussi la raison pour laquelle les paliers des courbes d'invariants des modèles se rapprochent des paliers des courbes expérimentales (figure 5.3).

En comparant la grandeur de chacune des trois sortes de déformations plastiques après le relâchement (tableaux 5.7 et 5.8), il est possible d'évaluer que pour le modèle « double yield » à T_o de 2.5 MPa, l'endommagement volumétrique a une plus grande importance que l'endommagement en cisaillement. Quant au modèle avec T_o de 4 MPa, c'est encore la rupture en tension qui emporte sur la rupture volumétrique, comme avec le modèle sans cap (Mohr-Coulomb avec écrouissage).

D'après la figure 5.4, le modèle élastique réussit le mieux à reproduire le comportement physique du cylindre de roche après la mise en charge selon le cas B. Par la suite, c'est le modèle de Hoek et Brown qui simule le plus fidèlement le relâchement subséquent des contraintes en fond de trou et l'endommagement qui en résulte dans la carotte ainsi produite.

Même si les modèles de Mohr-Coulomb ont des écarts minimes avec le modèle physique après la mise en charge et de bons pourcentages de récupération, l'ajustement de leurs paramètres de résistance pour améliorer les invariants finaux est laborieux : dans cette étude, une méthode heuristique a été utilisée.

Pour améliorer l'aptitude des modèles « double yield » à reproduire le cas B du modèle physique, une meilleure définition de l'évolution du « cap de pression » est nécessaire.

CHAPITRE 6. CONCLUSION ET RECOMMANDATIONS

La reproduction des courbes expérimentales de contrainte-déformation ou des invariants de déformations récupérées demande une excellente connaissance des paramètres associés à la loi de comportement examinée. Dans le but de faire un choix éclairé de ces paramètres, les essais de caractérisation ont servi à l'obtention préliminaire de paramètres de Hoek et Brown et de Mohr-Coulomb par régression. La simulation d'essais de compression dans un modèle numérique élémentaire permet un étalonnage grossier des paramètres. Ces derniers sont insérés subséquemment dans le modèle de simulation de relâchement de contraintes par lequel un ajustement plus fin des paramètres est réalisé en comparant l'allure des invariants de déformations récupérées produits par le modèle aux invariants réels.

Pour Hoek et Brown, la transposition des paramètres du modèle unique au modèle de relâchement s'est faite directement sans ajustement additionnel, contrairement au modèle de Mohr-Coulomb.

La difficulté de reproduire une chute de déformation semblable à celle qu'arbore le modèle physique du cas B (pour lequel le chargement appliqué en laboratoire provoque une rupture pendant le relâchement des contraintes) découle du fait que le logiciel ne peut simuler réellement une dissociation physique dans le maillage : les éléments demeurent liés malgré l'écoulement manifeste alors qu'en réalité, la zone en rupture se détache du reste de la carotte.

Quant au cas A – pour lequel le chargement appliqué en laboratoire ne crée aucune rupture apparente avant et pendant le relâchement des contraintes, la considération d'une compaction volumétrique que motivait initialement la grande porosité de la roche synthétique génère un invariant final récupéré qui s'approche le plus de l'invariant expérimental (à 18.62% près). Pour le cas B, c'est le modèle de Hoek et Brown qui réussit le mieux (à 10.29% près). Le modèle de Mohr-Coulomb – avec et sans écrouissage – parvient à reproduire exactement l'allure de l'invariant du début du

relâchement jusqu'au pic. Lorsqu'une rangée d'éléments en rupture traverse horizontalement la section de la carotte libérée, les déformations se relâchent rapidement, ce qui se reflète par une remontée dans la courbe de l'invariant.

L'endommagement observé à la paroi et en fond de trou est largement attribuable au cisaillement pendant et à la fin du forage du trou pilote. Une zone de grande compression (I) accompagne la tête du taillant et un front de cisaillement (II) se développe radialement dans la carotte (figure 6.1). Après le passage du carottier, les zones comprimées sont relâchées, laissant des traces de contraintes résiduelles en traction (III). Si ces contraintes dépassent la résistance en tension, la localisation des déformations peut se faire en bandes horizontales qui délimitent les rondelles du discage.

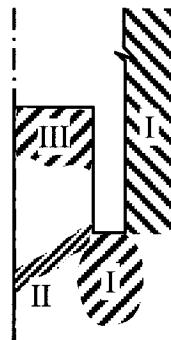


Figure 6.1 – Diverses zones dans la carotte libérée.

La méthode RPR pour « Rapport Pic Récupération » associée à la technique du Doorstopper modifié postule l'hypothèse d'élasticité pour calculer les contraintes. Le modèle élastique de cette étude confirme que sans rupture ou endommagement, l'invariant final est entièrement récupéré. Cependant, s'il advient une rupture ou un certain endommagement, des déformations plastiques se développent, l'invariant final peut montrer un écart d'au moins 17.4% avec l'invariant lu avant le relâchement des contraintes. Par conséquent, un calcul rétroactif par la méthode RPR n'est pas adéquat pour inférer les contraintes naturelles *in situ* lorsqu'il y a endommagement partiel ou rupture en fond de trou lors d'une mesure au Doorstopper modifié.

Pour les travaux futurs, les considérations suivantes sont recommandées :

- Reprendre les lectures de déformations pour les différentes analyses de cette étude, faire le calcul des contraintes par la méthode RPR propre à une mesure par la technique du Doorstopper modifié et corroborer les valeurs obtenues avec le cas de chargement appliqué. Cette démarche quantifie d'une autre façon l'écart relatif entre les modèles numériques et le modèle physique.
- Inclure dans le modèle de relâchement de contraintes un élément d'interface à rigidité négligeable avec FLAC à l'endroit où la localisation radiale de déformations s'est formée sous la rupture en tension dans les modèles examinés dans cette étude. Cet artifice s'apparente à une rupture avec détachement d'éléments qui est difficile à simuler dans FLAC puisque le logiciel résout les équations pour un milieu continu dans ses cycles de calcul pour atteindre l'équilibre.
- Réaliser des essais de chargement hydrostatique avec des cycles de chargement et de déchargement afin de mieux cibler l'évolution du cap de pression si un modèle de Mohr-Coulomb avec écrouissage est utilisé. En effet, l'incorporation d'un cap réduit l'écart des invariants finaux par rapport au modèle physique. En décrivant plus adéquatement l'évolution du cap de pression, il sera possible mieux cibler la compaction volumétrique sous la mise en charge.
- Utiliser un maillage à plus d'un élément lors de l'étalonnage des courbes de contrainte-déformation : de cette façon, le modèle peut simuler le gradient de contraintes lorsque l'éprouvette de roche est sollicitée dans les essais de compression uniaxiale et triaxiale.

- Déterminer un seuil dans les déformations plastiques qui peut différencier un endommagement d'une rupture avec détachement des éléments : l'orientation des vecteurs de vitesse qui a servi dans les paramètres observés dans cette étude ne peut que fournir l'indication qu'un mécanisme de rupture ou d'endommagement est en cours.
- Combiner l'utilisation des paramètres de résistance de lois plastiques à des paramètres de déformabilité réduits pour diminuer l'écart des invariants finaux récupérés des modèles numériques avec le modèle physique.

RÉFÉRENCES

- ABOU-SAYED, A. S., BRECHTEL, C. E., CLIFTON, R. J. (1978). In Situ Stress Determination by Hydrofracturing: A Fracture Mechanics Approach. *Journal of Geophysical Research*, 83, 2851-2862.
- AMADEI, B., STEPHANSSON, O. (1997). *Rock Stress and Its Measurement*. London, UK : Chapman & Hall.
- BREDEHOEFT, J., WOLFF, R., KEYS, W., SHUTER, E. (1976). Hydraulic Fracturing to Determine the Regional In-situ Stress Field, Piceance Basin, Colorado. *Geological Society of America Bulletin*, 87, 250-258.
- CAI, M., THOMAS, L. J. (1991). A comparison of the USBM gage and the CSIRO cell in various rock conditions. *Rock Mechanics as a Multidisciplinary Science, Proceedings of the 32nd U. S. Symposium, Norman, Oklahoma* (July 10-12, pp. 129-138). Rotterdam, the Netherlands: J.-C. Roegiers, Balkema.
- CAI, M., QIAO, L., YU, J. (1995). Study and tests of techniques for increasing overcoring stress measurement accuracy. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, 32(4), 375-384.
- CHANDLER, N. A., MARTIN, C. D. (1991). An examination of the conditions causing subhorizontal hydraulic fractures in a highly stressed granite batholith. *Rock Mechanics as a Multidisciplinary Science, Proceedings of the 32nd U. S. Symposium, Norman, Oklahoma* (July 10-12, pp. 251-260). Rotterdam, the Netherlands: J.-C. Roegiers, Balkema.
- CHRISTIANSSON, R., JANSON, T. (2003). A test of different stress measurement methods in two orthogonal bore holes in Äspö Hard Rock Laboratory (HRL), Sweden. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 40(7-8), 1161-1172.
- CORNET, F. H. (1981). La mesure in situ des contraintes dans un massif rocheux. *Tunnels et ouvrages souterrains*, 48(novembre-décembre), 262-273.

- CORNET, F. H., VALETTE, B. (1984). In Situ Stress Determination from Hydraulic Injection Test Data. *Journal of Geophysical Research*, 89, 11527-11537.
- CORTHÉSY, R., GILL, D. E., LEITE, M. H., THOMPSON, P. M. (1993a). Stress measurements in high-stress zones using the modified doorstopper technique. *Canadian Geotechnical Journal*, 30, 991-1002.
- CORTHÉSY, R., GILL, D. E., OUELLET, J. (1993b). *Méthodes de mesure des contraintes dans les massifs de roches dures* (ISBN 2-550-27340-0). Sainte-Foy : Centre de recherches minérales.
- CORTHÉSY, R., LEITE, M. H., HE, G., GILL, D. E. (1994). The RPR method for the Doorstopper Technique : Four or Six Stress Components from One or Two Boreholes. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, 31(5), 507-516.
- CORTHÉSY, R., LEITE, M. H., GILL D. E., BASQUE, J.-P., COULSON, A. L. (1999). Stress measurements in mine pillars using the RPR method. *Proceedings of the 37th U.S. Rock Mechanics Symposium, Vail, Colorado, USA* (6-9 June, pp. 1181-1188). Brookfield, Vermont: A. A. Balkema.
- CORTHÉSY, R., LEITE, M. H. (2003). *GML6002 Mécanique des roches II (Hiver 2003)*. Montréal : École Polytechnique de Montréal.
- EL DANA, A. (2006). Communication personnelle.
- EL MADANI, F. (2004). Étude expérimentale de l'influence de l'endommagement sur les mesures de contraintes au doorstopper modifié. Mémoire de maîtrise ès sciences appliquées en génie civil, École Polytechnique de Montréal, Québec, Canada.
- FAIRHURST, C. (1986). In situ stress determination – an appraisal of its significance in rock mechanics. *Proceedings of the International Symposium on Rock Stress and Rock Stress Measurements, Stockholm* (September 1-3, pp. 3-17). Luleå, Sweden: O. Stephansson.

- FAIRHURST, C. Stress estimation in rock : a brief history and review. (2003). *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*, 40, 957-973.
- FOUIAL, K., ALHEIB, M., PIGUET, J.-P., TRENTEAUX, C. (1998). Amélioration de l'interprétation des mesures de contrainte par surcarottage : développement d'une nouvelle méthode d'interprétation. *Revue française de géotechnique*, 83, 51-61.
- GANGARAO, H. V. S., ADVANI, S. H., CHANG, P., LEE, S. C., DEAN, C. S. (1979). In situ stress determination based on fracture response associated with overcoring operations. *Proceedings of the 20th Symposium on Rock Mechanics, University of Texas at Austin* (pp. 683-691). Rotterdam, Netherlands: A. A. Balkema.
- GERMANOVICH, L. N., DYSKIN, A. V. (2000). Fracture mechanisms and instability of openings in compression. *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*, 37, 263-284.
- GILL, D. E., CORTHÉSY, R., OUELLET, J., DUBÉ, P. B., NGUYEN, D. (1987). Improvements to standard doorstopper and Leeman cell stress measuring techniques. *Proceedings of the 2nd International Symposium on Field Measurements in Geomechanics, Kobe* (6-9 April, pp.75-83). Rotterdam, Netherlands: A. A. Balkema.
- HAIMSON, B. C., FAIRHURST, C. (1967). Initiation and Extension of Hydraulic Fracture in Rocks. *Soc. Petr. Engrs. J., September*, 310-318.
- HAIMSON, B., LEE, M. Y. (1995). Estimating deep in situ stresses from borehole breakouts and core disking – experimental results in granite. *Proceedings of the International Workshop on Rock Stress Measurement at Great Depth, 8th International Congress on Rock Mechanics, Tokyo* (vol.1, pp. 19-24). Rotterdam, Netherlands: A. A. Balkema.
- HAIMSON, B. (1997). Borehole breakouts core disking as tools for estimating in situ stress in deep holes. *Rock stress*, 35-42.

HAIMSON, B. (2006). Micromechanisms of borehole instability leading to breakouts in rocks. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*. Article en presse, version corrigée disponible sur internet depuis le 31 juillet 2006. Consulté le 27 octobre 2006, tiré de Science Direct.

HAKALA, M., HUDSON, J. A., CHRISTIANSSON, R. (2003). Quality control of overcoring stress measurement data. *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*, 40, 1141-1159.

HUBERT, M. K., WILLIS, D.G. (1957). Mechanics of Hydraulic Fracturing. *Trans. American Institute of Mining Engineering*, 210, 153-166.

ISHIDA, T., SAITO, T. (1995). Observation of core discing and in situ stress measurements; stress criteria causing core discing. *Rock mechanics and rock engineering*, 28(3), 167-182.

ITASCA CONSULTING GROUP, Inc. (2005). *FLAC (Fast Lagrangian Analysis of Continua). Version 5.0* [Logiciel]. Minneapolis, Minnesota: Itasca Consulting Group, Inc. Logiciel.

ITASCA CONSULTING GROUP, Inc. (2005). *FLAC (Fast Lagrangian Analysis of Continua). Version 5.0* [Logiciel]. Minneapolis, Minnesota: Itasca Consulting Group, Inc. Command Reference.

ITASCA CONSULTING GROUP, Inc. (2005). *FLAC (Fast Lagrangian Analysis of Continua). Version 5.0* [Logiciel]. Minneapolis, Minnesota: Itasca Consulting Group, Inc. Example Applications.

ITASCA CONSULTING GROUP, Inc. (2005). *FLAC (Fast Lagrangian Analysis of Continua). Version 5.0* [Logiciel]. Minneapolis, Minnesota: Itasca Consulting Group, Inc. Theory and Background.

- ITASCA CONSULTING GROUP, Inc. (2005). *FLAC (Fast Lagrangian Analysis of Continua). Version 5.0 [Logiciel]*. Minneapolis, Minnesota: Itasca Consulting Group, Inc. User's Guide.
- ITASCA CONSULTING GROUP, Inc. (2005). *FLAC (Fast Lagrangian Analysis of Continua). Version 5.0 [Logiciel]*. Minneapolis, Minnesota: Itasca Consulting Group, Inc. Verification Problems.
- JAEGER, J. C., COOK, N. G. W. (1963). Pinching off and discing of rocks. *Journal of Geophysical Research*, 68, 1759-1765.
- KAGA, N., MATSUKI, K., SAKAGUCHI, K. (2003). The in situ stress associated with core discing estimated by analysis of principal tensile stress. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 40, 653-665.
- KEHLE, R. D. (1964). Determination of tectonic stresses through analysis of hydraulic well fracturing. *Journal of Geophysical Research*, 69(2), 259-273.
- LEEMAN, E. R. (1971). The CSIR "Doorstopper" and Triaxial Rock Stress Measuring Instruments. *Rock Mechanics*, 3, 25-50.
- LEITE, M. H., CORTHÉSY, R., GILL, D. E. (1997a). *Les mesures de contraintes in-situ: comment en assurer la qualité*. Montréal : École Polytechnique de Montréal.
- LEITE, M. H., CORTHÉSY, R., GILL, D. E., READ, R. S. (1997b). Some aspects of a stress calculation model for deep measurements using the modified doorstopper cell. *Proceedings of the International Symposium on Rock Stress. Kumamoto, Japan* (7-10 October, pp. 65-70). Brookfield, Vermont: A. A. Balkema.
- LI, Y., SCHMITT, D. R. (1997). Effects of Poisson's ratio and core stub length on bottomhole stress concentrations. *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*, 34(5), 761-773.

- LJUNGGREN, C., CHANG, Y., JANSON, T., CHRISTIANSSON, R. (2003). An overview of rock stress measurement methods. *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*, 40, 975-989.
- MARTIN, C. D., READ, R. S., J. B. MARTINO, J. B. (1997). Observations of brittle failure around a circular test tunnel. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 34(7), 1065-1073.
- MATSUKI, K., KAGA, N., YOKOYAMA, T., TSUDA, N. (2004). Determination of three dimensional in situ stress from core discing based on analysis of principal tensile stress. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 41(7), 1167-1190.
- MYRVANG, A. M. (1991). Estimation of in-situ compressive strength of rocks from in situ stress measurements in highly stressed rock structures. *Proceedings of the 7th International Conference of the International Society of Rock Mechanics* (pp. 573-575). Aachen, Germany: W. Wittke.
- OBERT, L., STEPHENSON, D. E. (1965). Stress conditions under which core discing occurs. *Transactions of Society of Mining Engineers*, 241(September), 227-235.
- RAHN, W. (1984). Stress concentration factors for the Interpretation of “Doorstopper” Stress Measurements in Anisotropic Rocks. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, 21(6), 313-326.
- READ, R. S., MARTIN, C. D., DZIK, E. J. (1995). Asymmetric borehole breakouts at the URL. *Proceedings of the 35th US Symposium on Rock Mechanics* (pp. 879-884). Rotterdam, the Netherlands: A.A. Balkema.
- REINECKER, J., HEIDBACH, O., TINGAY, M., SPERNER, B., MÜLLER, B. (2005). The release 2005 of the World Stress Map. Consulté le 5 août 2006, tiré de www.world-stress-map.org
- RUMMEL, F., WINTER, R. B. (1983). Fracture Mechanics as Applied to Hydraulic Fracturing Stress Measurements. *Earthquake Prediction Research*, 2, 33-45.

- STACEY, T. R. (1982). Contribution to the mechanism of core discing. *Journal of the South African Institute of Mining and Metallurgy*, 82(9), 269-274.
- THOMPSON, P. M. (1990). A borehole deformation gauge for stress determination in deep boreholes. *Proceedings of the 31st U.S. Symposium on Rock Mechanics, Golden, Colorado, USA* (18-20 June, pp. 579-586). Brookfield, Vermont: A. A. Balkema.
- THOMPSON, P. M., CORTHÉSY, R., LEITE, M. H. (1997). Rock stress determinations at great depth using the modified doorstopper gauge. *Proceedings of the International Symposium on Rock Stress. Kumamoto, Japan* (7-10 October, pp. 59-64). Brookfield, Vermont: A. A. Balkema.
- THOMPSON, P. M., CHANDLER, N. A. (2004). In situ rock stress determinations in deep boreholes at the Underground Research Laboratory. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 41(8), 1305-1316.
- VENET, V., HENRY, J. P., FOURMAINTRAUX, D. (1993). Contribution à l'optimisation du carottage par modélisation de l'initialisation du disage. *Revue de l'Institut français du pétrole*, 48(1), 15-42.
- VERMEER, P. A., DE BORST, R. (1984). Non-associated plasticity for soils, concrete and rock. *Heron*, 29(3), 3-64.
- WOROTNICKI, G. (1993). CSIRO triaxial stress measurement cell. In J. A. Hudson, *Comprehensive Rock Engineering: Principles, Practice and Projects* (3, pp. 329-394). Oxford: Pergamon Press.
- ZHU, W., LI, G., WANG, K. (1985). Analyses of disking phenomenon and stress field in the region of an underground powerhouse. *Rock mechanics and rock engineering*, 18(1), 1-15.

ANNEXES

Annexe A-1. Courbes ($\sigma - \varepsilon$) de la 1 ^{ère} série expérimentale	163
Annexe A-2. Courbes ($\sigma - \varepsilon$) corrigées de la 2 ^{ème} série expérimentale	164
Annexe A-3. Modules de Young de la 1 ^{ère} série	165
Annexe A-4. Modules de Young de la 2 ^{ème} série corrigée	165
Annexe B-1a. Paramètres de régression au pic pour la 1 ^{ère} série.....	166
Annexe B-1b. Paramètres de régression résiduels pour la 1 ^{ère} série	167
Annexe B-2a. Paramètres de régression au pic pour la 2 ^{ème} série.....	168
Annexe B-2b. Paramètres de régression résiduels pour la 2 ^{ème} série	169
Annexe C-1. Fichier de commande utilisée pour la simulation des essais triaxiaux dans FLAC	170
Annexe C-2. Fichier de commande utilisée pour la simulation du relâchement des contraintes dans FLAC (modèle « double yield »)	172
Annexe D. Résultats – Paramètres observés lors de la simulation du relâchement des contraintes pour les modèles de loi :	
Élastique – Cas A	174
Élastique – Cas B	175
Hoek et Brown – Cas A	176
Hoek et Brown – Cas B	177
Mohr-Coulomb avec écrouissage ($T_o = 2.5$ MPa) – Cas A	178
Mohr-Coulomb avec écrouissage ($T_o = 2.5$ MPa) – Cas B	179
Mohr-Coulomb avec écrouissage ($T_o = 4$ MPa) – Cas A	180
« Double yield » avec $T_o = 2.5$ MPa – Cas A	181
« Double yield » avec $T_o = 2.5$ MPa – Cas B	182
« Double yield » avec $T_o = 4$ MPa – Cas A	183

ANNEXE A-1.

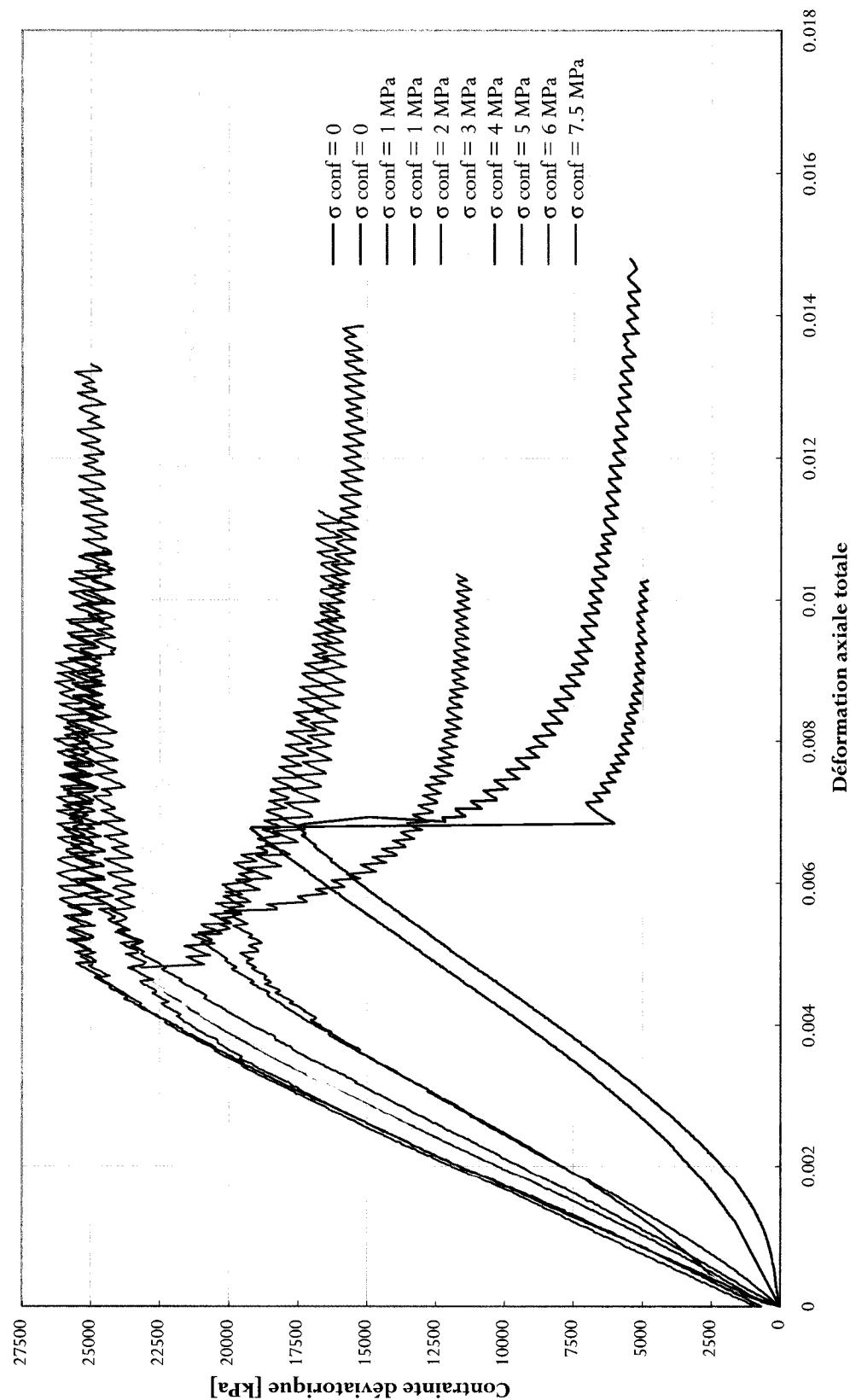


Figure A-1. Courbes ($\sigma - \varepsilon$) de la première série des essais en laboratoire sur la roche synthétique.

ANNEXE A-2.

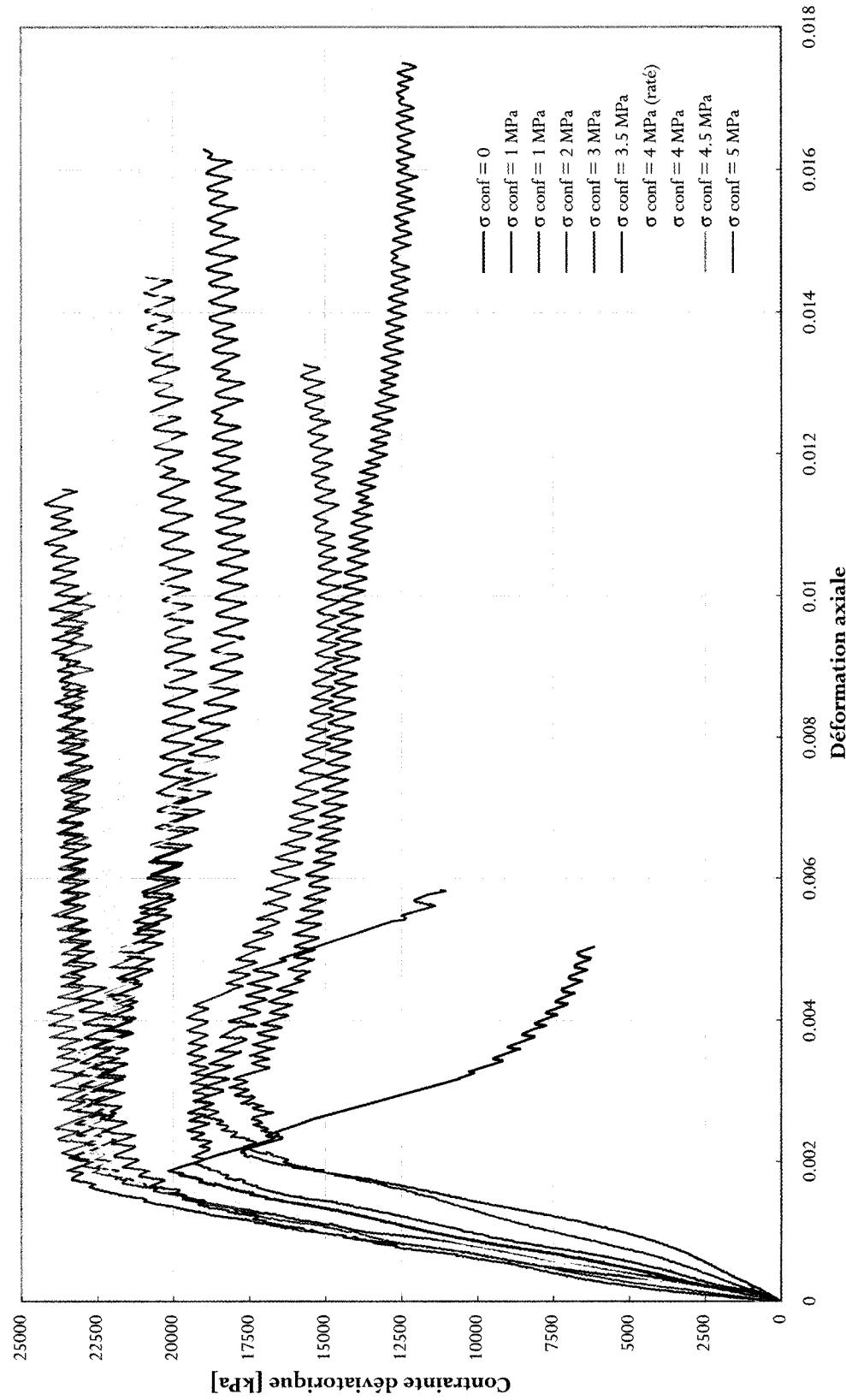


Figure A-2. Courbes ($\sigma - \varepsilon$) corrigées de la deuxième série des essais en laboratoire sur la roche synthétique.

ANNEXE A-3.

Tableau A-1. Hétérogénéité des éprouvettes testées aux différents niveaux de confinement appliqués pour la 1^{ère} série de caractérisation expérimentale.

Niveau de confinement σ_3 [MPa]	E [GPa]	Niveau de confinement σ_3 [MPa]	E [GPa]
0(a)	3.536	3	5.0547
0(b)	3.457	4	5.5677
1(a)	4.5635	5	4.84
1(b)	4.46145	6	5.5083
2	5.3475	7.5	5.6921

ANNEXE A-4.

Tableau A-2. Hétérogénéité des éprouvettes testées aux différents niveaux de confinement appliqués pour la 2^{ème} série de caractérisation expérimentale.

Niveau de confinement σ_3 [MPa]	E [GPa]	Niveau de confinement σ_3 [MPa]	E [GPa]
0	11.285	3.5	13.25
1	10.307	4	12.4
1	7.275	4	14.16
2	7.763	4.5	14.75
3	14.9	5	15.35

ANNEXE B-1a.

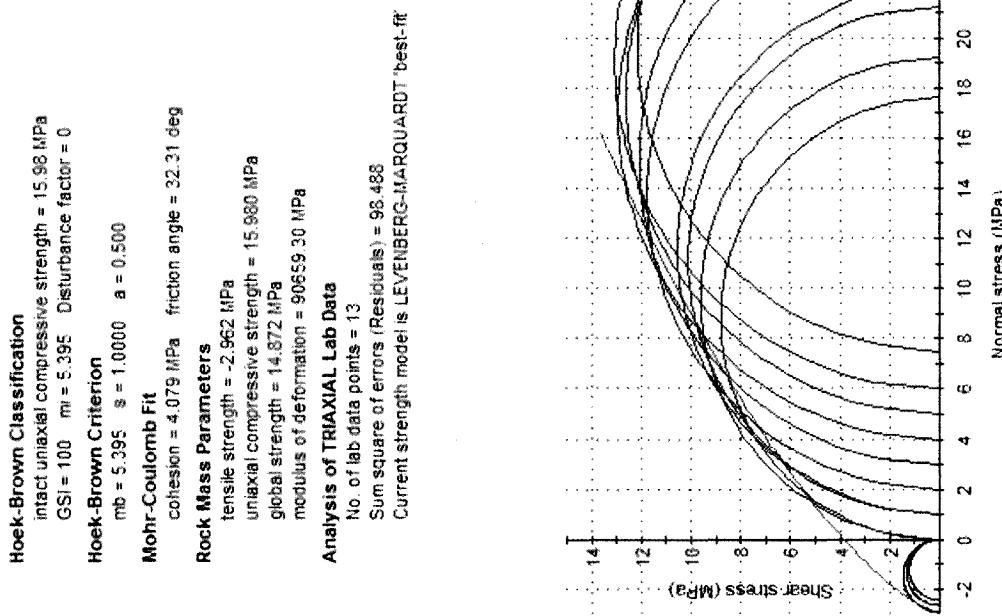
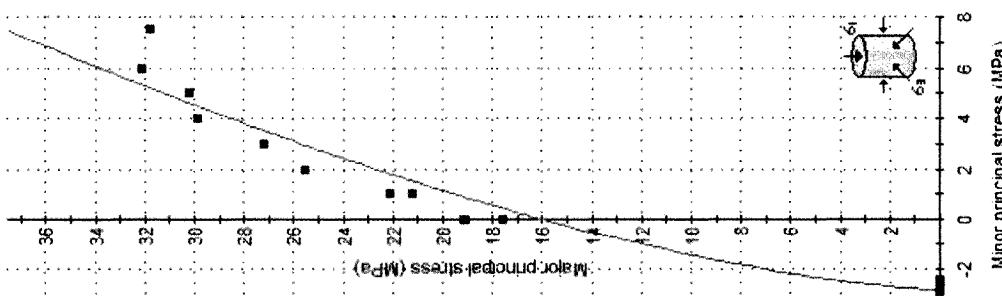


Figure B-1a. Paramètres de régression au pic pour la première série expérimentale.

ANNEXE B-1b.

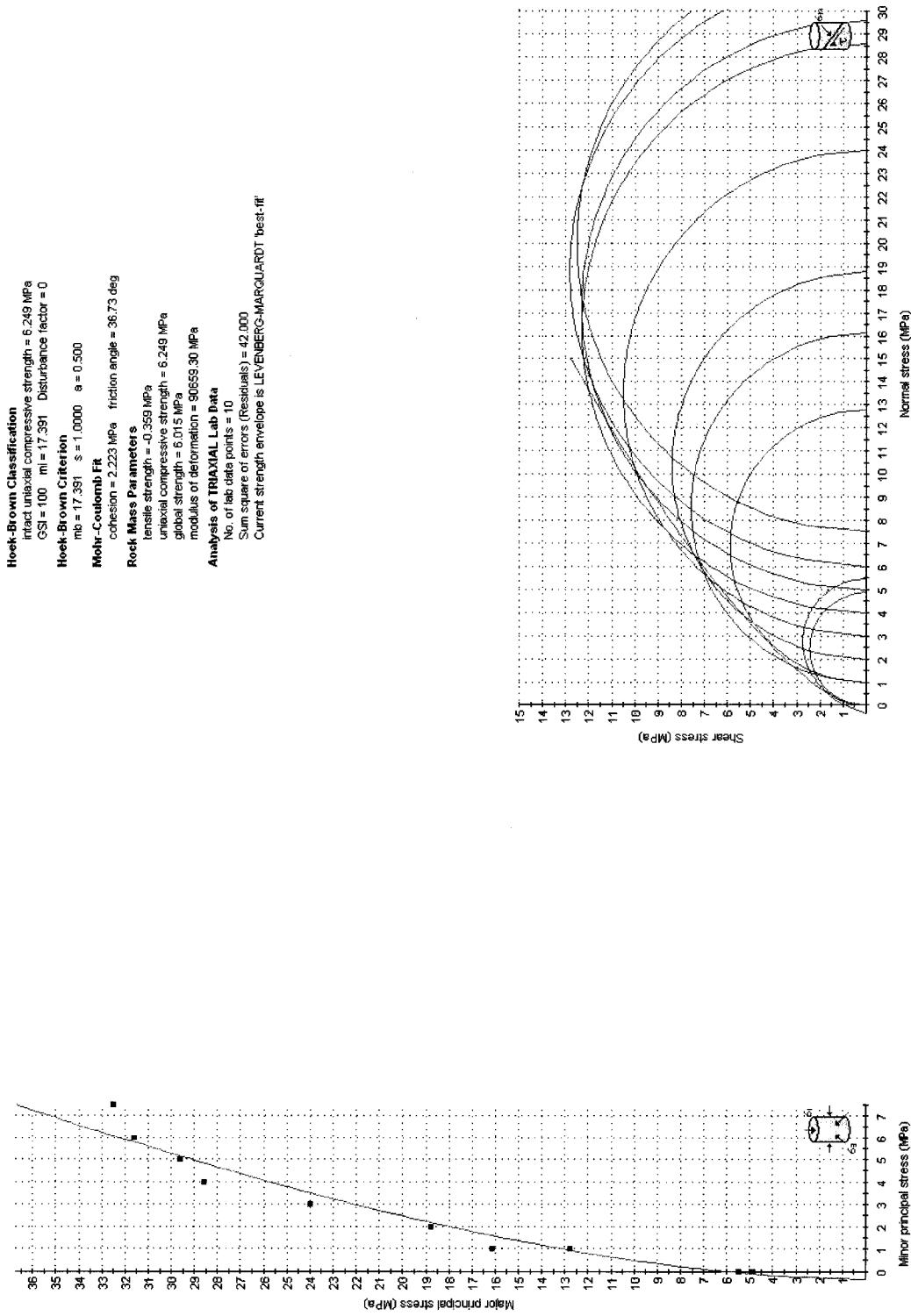


Figure B-1b. Paramètres de régression résiduels pour la première série expérimentale.

ANNEXE B-2a.

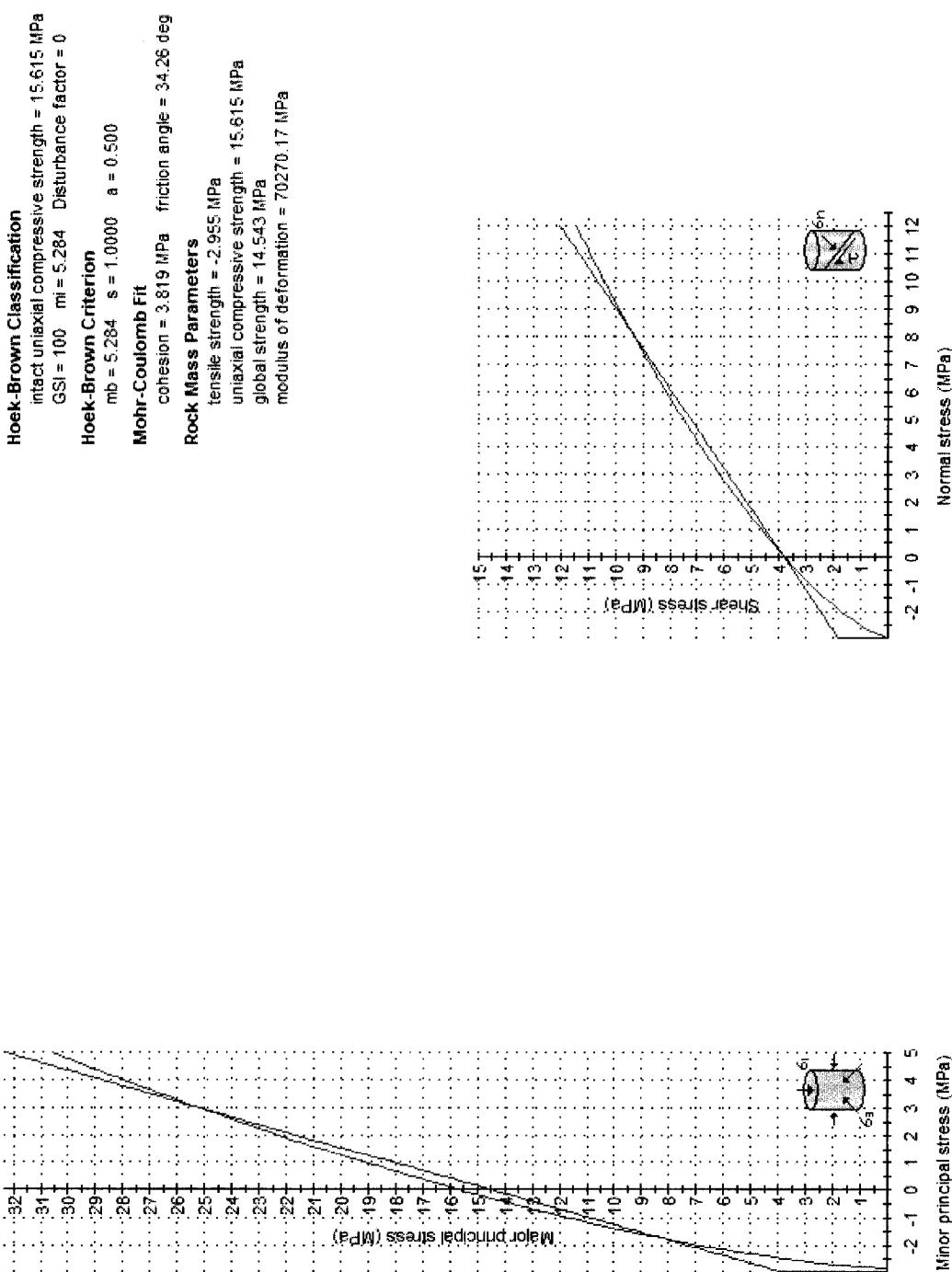


Figure B-2a. Paramètres de régression au pic générés pour la deuxième série expérimentale.

ANNEXE B-2b.

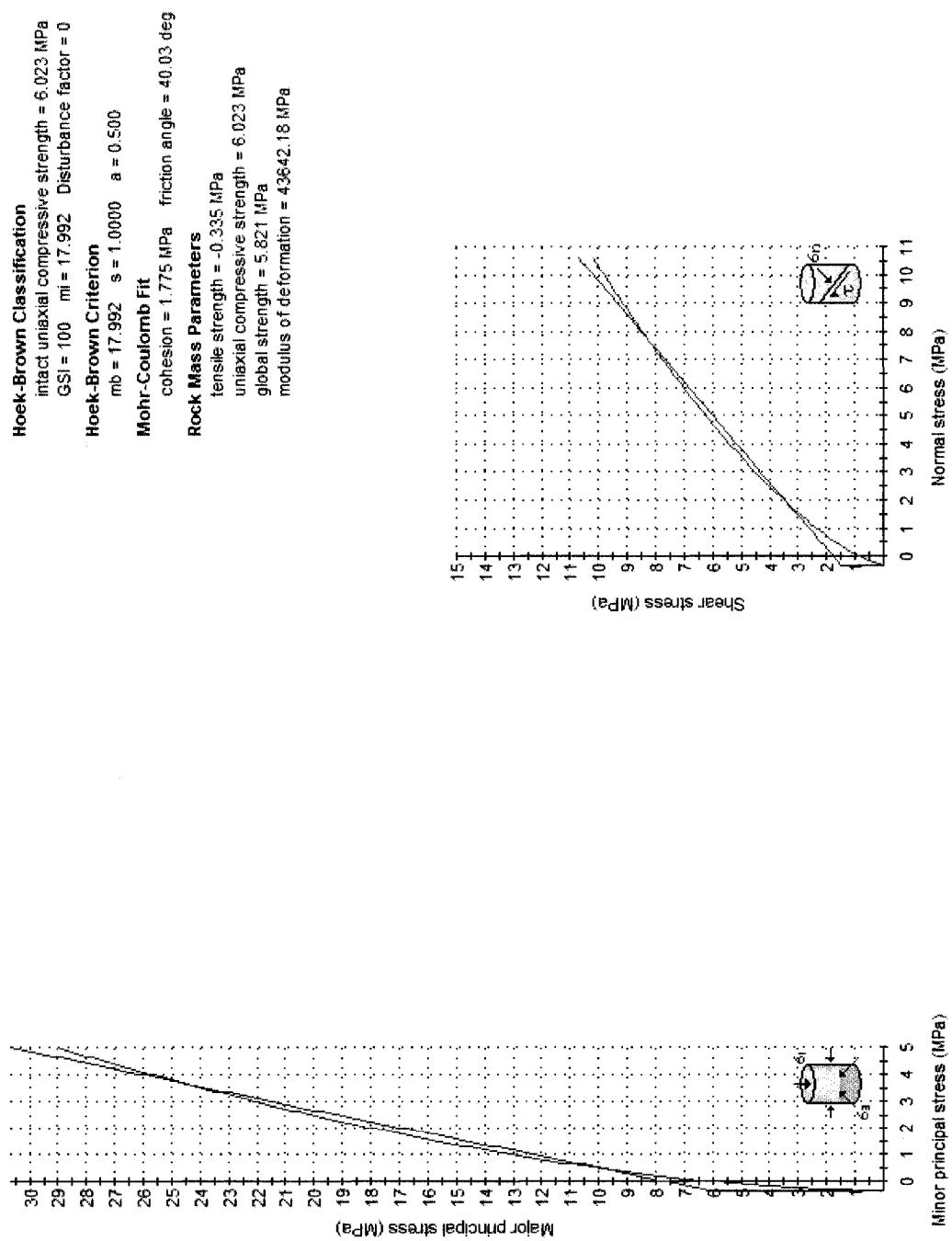


Figure B-2b. Paramètres de régression résiduels générés par RocLab pour la deuxième série expérimentale.

ANNEXE C-1.

```

config axisymmetry
grid 1,1
model elastic
his read d:\itasca\flac500\rc1-eps.his
his write 1 table 1
his read d:\itasca\flac500\rc1-sig.his
his write 2 table 2
his read d:\itasca\flac500\rc2-eps.his
his write 3 table 3
his read d:\itasca\flac500\rc2-sig.his
his write 4 table 4
his read d:\itasca\flac500\1a-eps.his
his write 5 table 5
his read d:\itasca\flac500\1a-sig.his
his write 6 table 6
his read d:\itasca\flac500\1b-eps.his
his write 7 table 7
his read d:\itasca\flac500\1b-sig.his
his write 8 table 8
his read d:\itasca\flac500\2-eps.his
his write 9 table 9
his read d:\itasca\flac500\2-sig.his
his write 10 table 10
his read d:\itasca\flac500\3-eps.his
his write 11 table 11
his read d:\itasca\flac500\3-sig.his
his write 12 table 12
his read d:\itasca\flac500\4-eps.his
his write 13 table 13
his read d:\itasca\flac500\4-sig.his
his write 14 table 14
his read d:\itasca\flac500\5-eps.his
his write 15 table 15
his read d:\itasca\flac500\5-sig.his
his write 16 table 16
his read d:\itasca\flac500\6-eps.his
his write 17 table 17
his read d:\itasca\flac500\6-sig.his
his write 18 table 18
his read d:\itasca\flac500\75-eps.his
his write 19 table 19
his read d:\itasca\flac500\75-sig.his
his write 20 table 20
group 'rc1b' notnull
model hoekbrown group 'triaxial'
prop density=1 bulk=2.58216397849462E9 shear=2.01799369747899E9
prop hbs=1 hmb=2.5 hba=0.5 hbsigci=19.55E6 hbs3cv=4e6 stable=21
prop mtable=22 atable=23 citable=24 group 'triaxial' notnull
table 21 0,1 18e-3,.5;s
table 22 0,2.5 1e-3,3.5 2e-3,4 4.0e-3,4.7 0.0095,6.5 15e-3,8.6 16.75e-3,9.3 18e-3,9.9;m
table 23 0,-0.5 18e-3,-0.56;a
table 24 0,19.55e6 18e-3,10.5e6;Co
DEF variables
sigconf = -7.5e6
maxeyy = -0.018;-- maximum 'driving' strain (contraction negative)
cyc = 2000;-- number of steps in which load is to be applied
delta = maxeyy * 1.0
vel = 0.5* delta / cyc
minusvel = - vel
END
variables

```

```

apply sxx= sigconf i=2
ini sxx = sigconf
ini syy = sigconf
ini szz = sigconf
DEF recordvar
disp0 = 0.5*(xdisp(1,1) +
xdisp(1,2))
disp1 = 0.5*(xdisp(2,1) +
xdisp(2,2))
epsxx = -(disp0 - disp1)/1.0
disp2 = 0.5*(ydisp(1,1) +
ydisp(2,1))
disp3 = 0.5*(ydisp(1,2) +
ydisp(2,2))
epsyy = -(disp2 - disp3)/1.0
sigzz = szz(1,1)
sigxx = sxx(1,1)
sigyy = syy(1,1)
sigdev= syy(1,1)-sigconf
recordvar = 1.0
END
apply yvel vel j=2
apply yvel minusvel j=1
his 25 recordvar
hist nstep 10
his 26 sigyy
his 27 epsyy
his 28 sigdev
step cyc
;set hisfile triaxial.his
his write -27 table 29
his write -28 table 30
def create
nitem = table_size(29)
loop i (1,nitem)
xnew = ytable(29,i)
ynew = ytable(30,i)
xtable(31,i) = xnew
ytable(31,i) = ynew
end_loop
nitem = table_size(1)
loop i (1,nitem)
xnew = ytable(1,i)
ynew = ytable(2,i)
xtable(32,i) = xnew
ytable(32,i) = ynew
end_loop
nitem = table_size(3)
loop i (1,nitem)
xnew = ytable(3,i)
ynew = ytable(4,i)
xtable(33,i) = xnew
ytable(33,i) = ynew
end_loop
nitem = table_size(5)
loop i (1,nitem)
xnew = ytable(5,i)
ynew = ytable(6,i)
xtable(34,i) = xnew
ytable(34,i) = ynew
end_loop
nitem = table_size(7)
loop i (1,nitem)
xnew = ytable(7,i)
ynew = ytable(8,i)
xtable(35,i) = xnew
ytable(35,i) = ynew
end_loop
nitem = table_size(9)
loop i (1,nitem)
xnew = ytable(9,i)
ynew = ytable(10,i)
xtable(36,i) = xnew
ytable(36,i) = ynew
end_loop
nitem = table_size(11)
loop i (1,nitem)
xnew = ytable(11,i)
ynew = ytable(12,i)
xtable(37,i) = xnew
ytable(37,i) = ynew
end_loop
nitem = table_size(13)
loop i (1,nitem)
xnew = ytable(13,i)
ynew = ytable(14,i)
xtable(38,i) = xnew
ytable(38,i) = ynew
end_loop
nitem = table_size(15)
loop i (1,nitem)
xnew = ytable(15,i)
ynew = ytable(16,i)
xtable(39,i) = xnew
ytable(39,i) = ynew
end_loop
nitem = table_size(17)
loop i (1,nitem)
xnew = ytable(17,i)
ynew = ytable(18,i)
xtable(40,i) = xnew
ytable(40,i) = ynew
end_loop
nitem = table_size(19)
loop i (1,nitem)
xnew = ytable(19,i)
ynew = ytable(20,i)
xtable(41,i) = xnew
ytable(41,i) = ynew
end_loop
end
create
set hisfile triaxial.his
his write -27 -28

```

ANNEXE C-2.

```

config axisymmetry
grid 43,240
gen (0.0,0.0) (0.0,85.0) (18.2,85.0) (18.2,0.0) ratio 1.03,1.0 i 1 16 j 1 31
gen (0.0,85.0) (0.0,170.0) (18.2,170.0) (18.2,85.0) ratio 1.03,0.99 i 1 16 j 31 71
gen (0.0,170.0) (0.0,262.4) (18.2,262.4) (18.2,170.0) ratio 1.03,0.98 i 1 16 j 71 131
gen (0.0,262.4) (0.0,350.0) (18.2,350.0) (18.2,262.4) ratio 1.03,1.01 i 1 16 j 131 191
gen (0.0,350.0) (0.0,410.0) (18.2,410.0) (18.2,350.0) ratio 1.03,1.0 i 1 16 j 191 241
gen (18.2,0.0) (18.2,85.0) (22.0,85.0) (22.0,0.0) i 16 19 j 1 31
gen (18.2,85.0) (18.2,170.0) (22.0,170.0) (22.0,85.0) ratio 1.0,0.99 i 16 19 j 31 71
gen (18.2,170.0) (18.2,262.4) (22.0,262.4) (22.0,170.0) ratio 1.0,0.98 i 16 19 j 71 131
gen (18.2,262.4) (18.2,350.0) (22.0,350.0) (22.0,262.4) ratio 1.0,1.01 i 16 19 j 131 191
gen (18.2,350.0) (18.2,410.0) (22.0,410.0) (22.0,350.0) i 16 19 j 191 241
gen (22.0,0.0) (22.0,85.0) (72.0,85.0) (72.0,0.0) ratio 1.05,1.0 i 19 44 j 1 31
gen (22.0,85.0) (22.0,170.0) (72.0,170.0) (72.0,85.0) ratio 1.05,0.99 i 19 44 j 31 71
gen (22.0,170.0) (22.0,262.4) (72.0,262.4) (72.0,170.0) ratio 1.05,0.98 i 19 44 j 71 131
gen (22.0,262.4) (22.0,350.0) (72.0,350.0) (72.0,262.4) ratio 1.05,1.01 i 19 44 j 131 191
gen (22.0,350.0) (22.0,410.0) (72.0,410.0) (72.0,350.0) ratio 1.05,1.0 i 19 44 j 191 241
mo e
model dy notnull
prop density=2700 bulk=8.92652E9 shear=7.00819E9 cohesion=5.0e6 dilation=0 friction=35 tension=2500000.0
ctable=1.0 cptable=2.0 ftable=3.0 ttable=4.0 notnull
table 1 0 5.0e6 0.002 4.8e6 .004 4.6e6 .005 3.3e6
table 2 0 0 0.00015 2.3e6 0.000352103620253165 3.32671310707725e6 0.00049142464556962 4.15e6
0.000575561556962025 4.93600485364773e6 0.00068234153164557 6.03634311233636e6 0.00083976782278481
7.292823921081e6 0.000988761417721519 8.48173298904453e6 0.00111872132911392 9.59245766103484e6
0.00127552387341772 10.904206221173e6 0.00141535450632911 12.1284789786761e6 0.00155434653164557
13.55e6 0.00167306703797468 14.7e6 0.00182620994936709 16.2e6 0.00193898412658228 17.2e6
0.00208453412658228 18.5e6 0.0022082922278481 19.6e6 0.00236448526582278 21.5e6 0.00249400032911392
23.2e6 0.0026536275443038 24e6 0.00276305703797468 24.9e6 0.00291570526582278 25.75e6 0.00304000703797468
26.86e6 0.00318294741772152 28.0549248364836e6 0.00330016146835443 29.21991227515e6 0.0043 31.05e6 0.0045
32e6 0.007 33e6 0.0076 34.1e6
table 3 0 35 .002 35 .004 36 .005 36 .012 40
table 4 0 2.5e6 0.0135 .5e6
fix y j=1
his xdis i=1 j=131
his xdis i=2 j=131
his xdis i=3 j=131
his xdis i=4 j=131
his xdis i=5 j=131
his xdis i=6 j=131
his xdis i=7 j=131
his sxx i=5 j=129
his sxx i=5 j=130
his sxx i=6 j=129
his sxx i=6 j=130
his unbal
his sratio
model null i=1,18 j=131,241
apply sxx=-20e6 j=1,241 i=44
apply syy=-5e6 j=241 i=19,44
solve
ini xdis=0
ini ydis=0
mo null i=16,18 j=130
solve
mo null i=16,18 j=129
solve
mo null i=16,18 j=128
solve

```

```
mo null i=16,18 j=127
solve
mo null i=16,18 j=126
solve
mo null i=16,18 j=125
solve
mo null i=16,18 j=124
solve
mo null i=16,18 j=123
solve
mo null i=16,18 j=122
solve
mo null i=16,18 j=121
solve
mo null i=16,18 j=120
solve
mo null i=16,18 j=119
solve
mo null i=16,18 j=118
solve
mo null i=16,18 j=117
solve
mo null i=16,18 j=116
solve
mo null i=16,18 j=115
solve
mo null i=16,18 j=114
solve
mo null i=16,18 j=113
```

```
solve
mo null i=16,18 j=112
solve
mo null i=16,18 j=111
solve
mo null i=16,18 j=110
solve
mo null i=16,18 j=109
solve
mo null i=16,18 j=108
solve
mo null i=16,18 j=107
solve
mo null i=16,18 j=106
solve
mo null i=16,18 j=105
solve
mo null i=16,18 j=104
solve
mo null i=16,18 j=103
solve
mo null i=16,18 j=102
solve
mo null i=16,18 j=101
solve
mo null i=16,18 j=100
solve
mo null i=16,18 j=99
solve
```

```
mo null i=16,18 j=98
solve
mo null i=16,18 j=97
solve
mo null i=16,18 j=96
solve
mo null i=16,18 j=95
solve
mo null i=16,18 j=94
solve
mo null i=16,18 j=93
solve
mo null i=16,18 j=92
solve
mo null i=16,18 j=91
solve
mo null i=16,18 j=90
solve
mo null i=16,18 j=89
solve
mo null i=16,18 j=88
solve
mo null i=16,18 j=87
solve
mo null i=16,18 j=86
solve
mo null i=16,18 j=85
solve
```

ANNEXE D.

Les paramètres suivants sont observés à deux moments, soient :

- a) avant le prolongement du forage b) à la fin du prolongement du forage.

Modèle élastique – Cas A

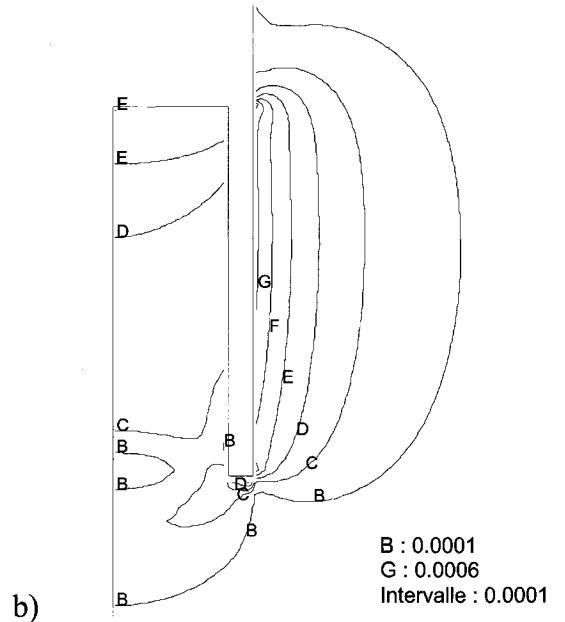


Figure D.1 – Déformations maximales γ en cisaillement.

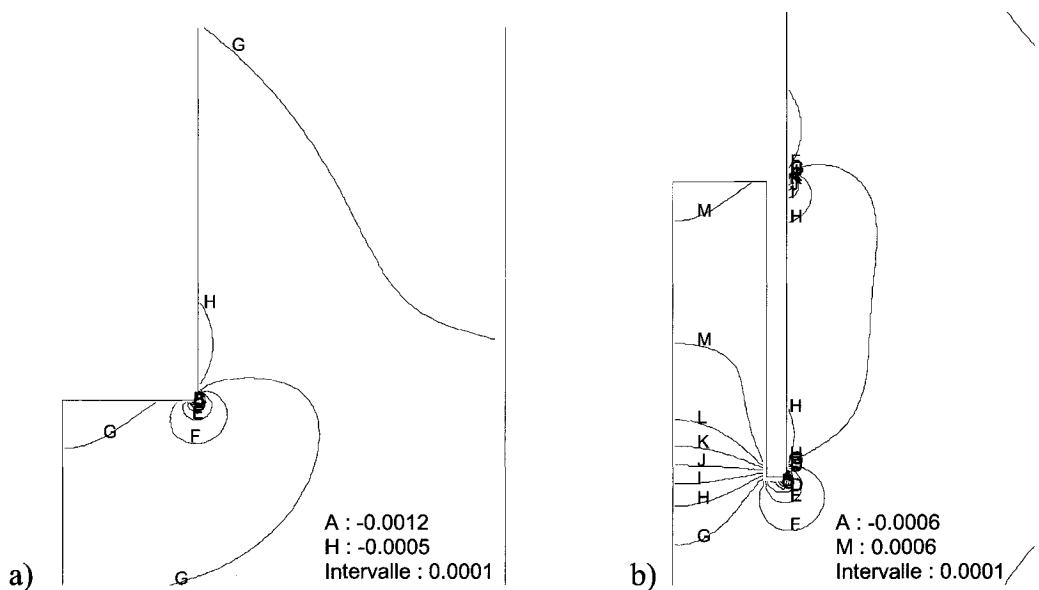


Figure D.2 – Déformations moyennes.

Modèle élastique – Cas B

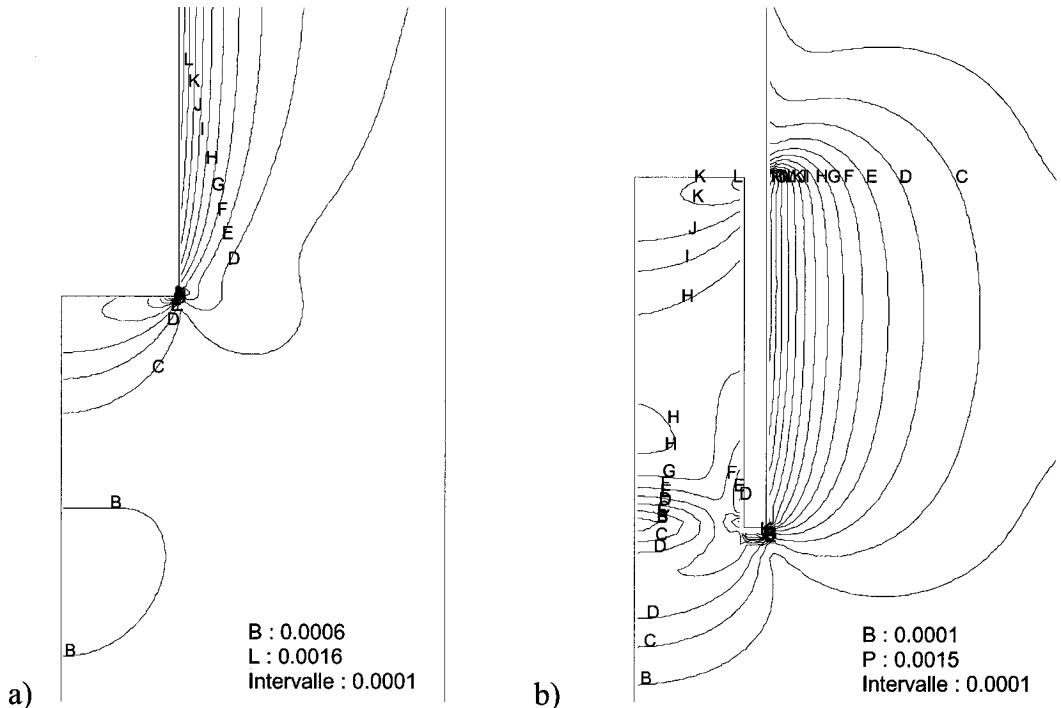


Figure D.3 – Déformations maximales γ en cisaillement.

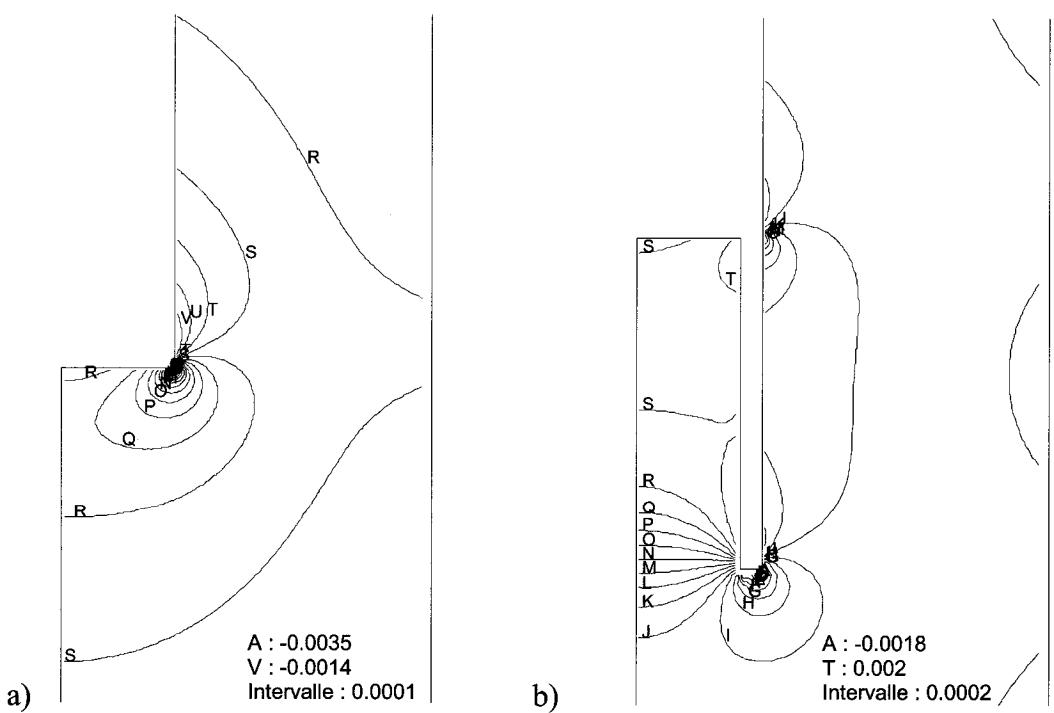
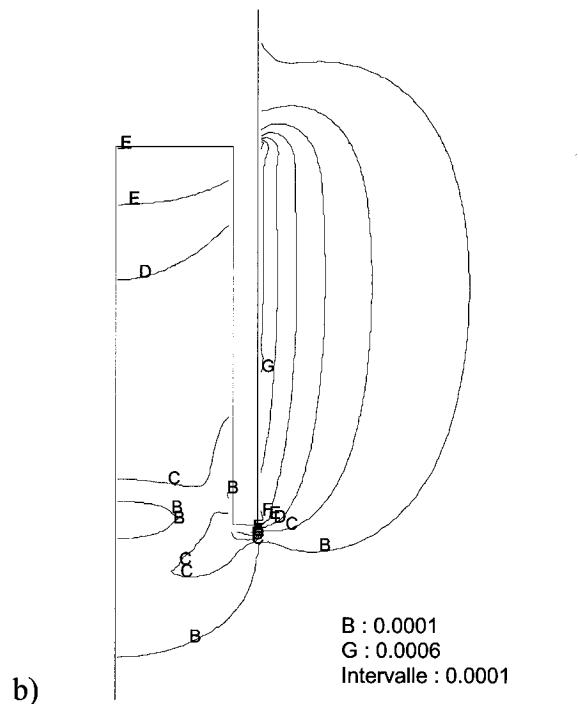
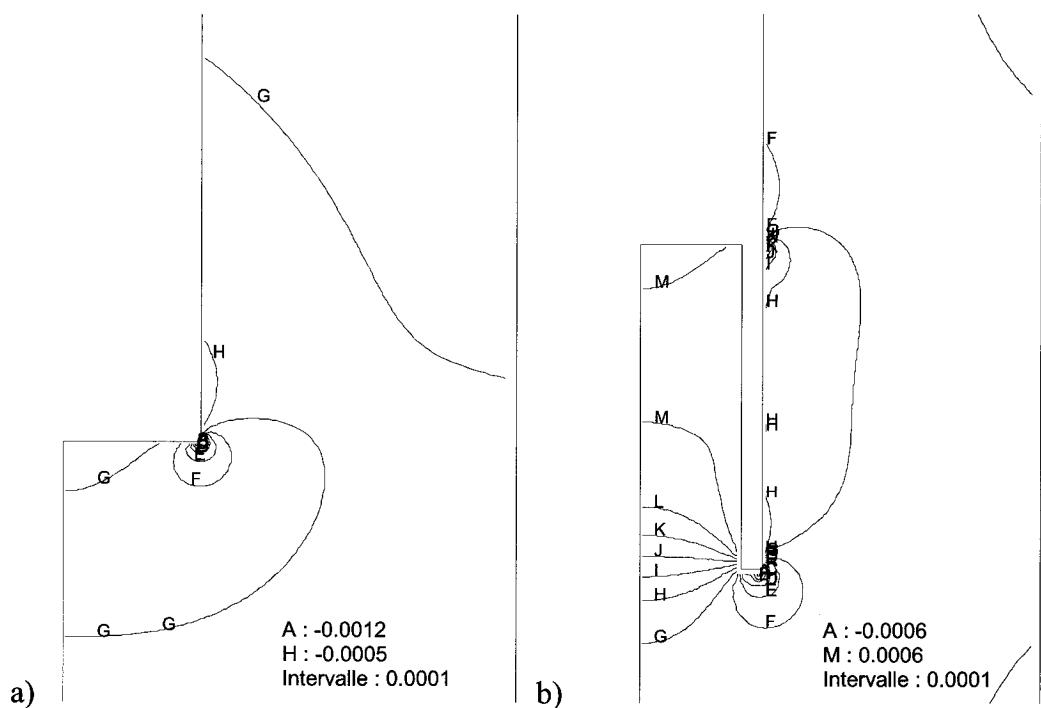
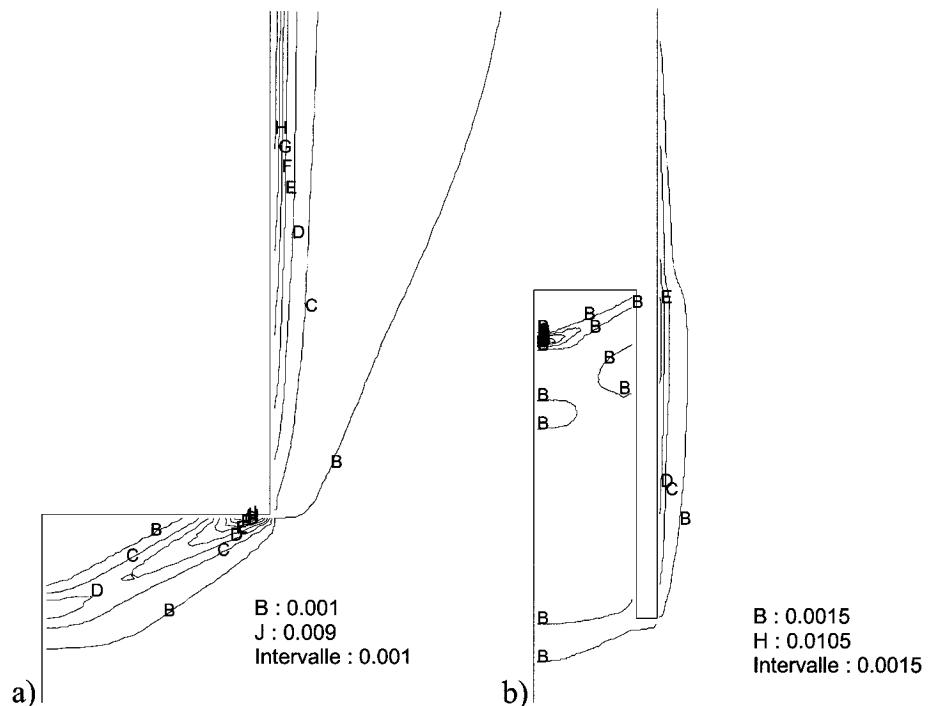
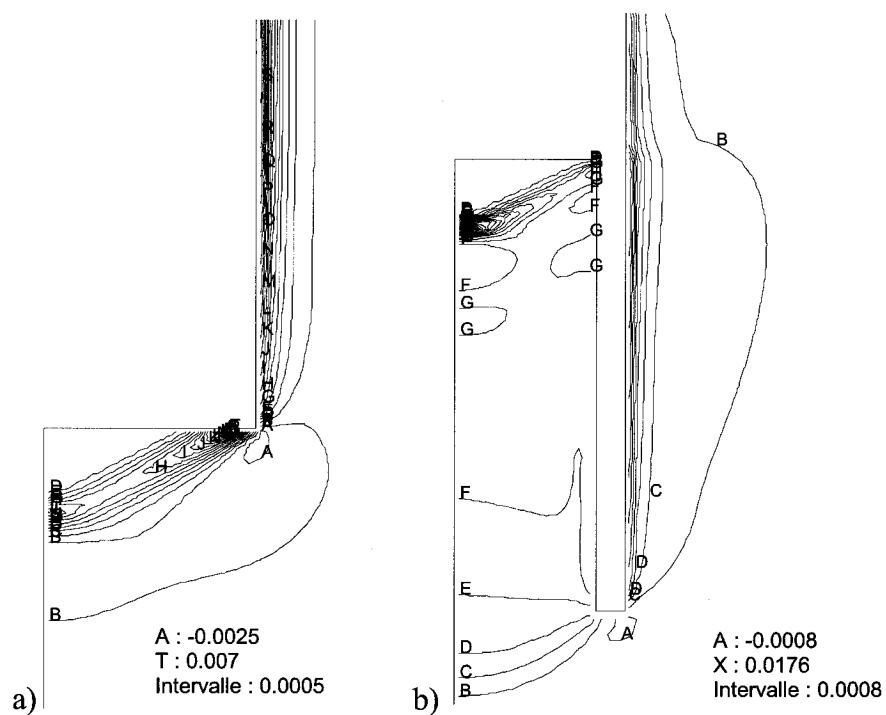


Figure D.4 – Déformations moyennes.

Hoek et Brown – Cas A**Figure D.5 – Déformations maximales γ en cisaillement.****Figure D.6 – Déformations moyennes.**

Hoek et Brown – Cas B

Figure D.7 – Déformations maximales γ en cisaillement.

Figure D.8 – Déformations moyennes.

Mohr-Coulomb avec écrouissage ($T_0 = 2.5 \text{ MPa}$) – Cas A

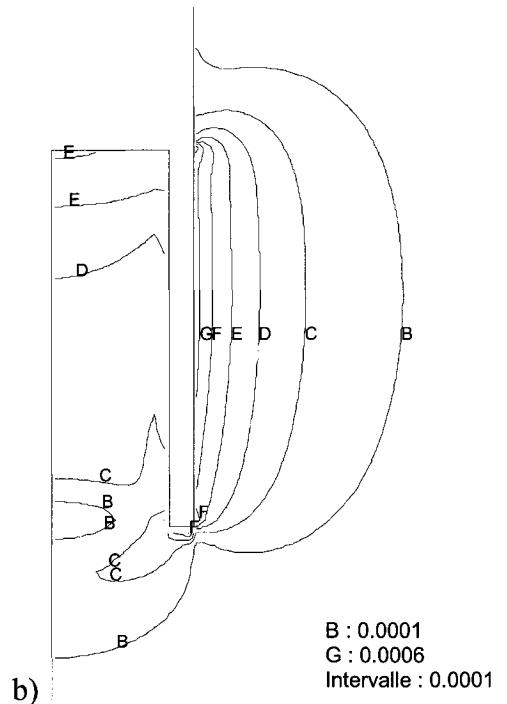


Figure D.9 – Déformations maximales γ en cisaillement.

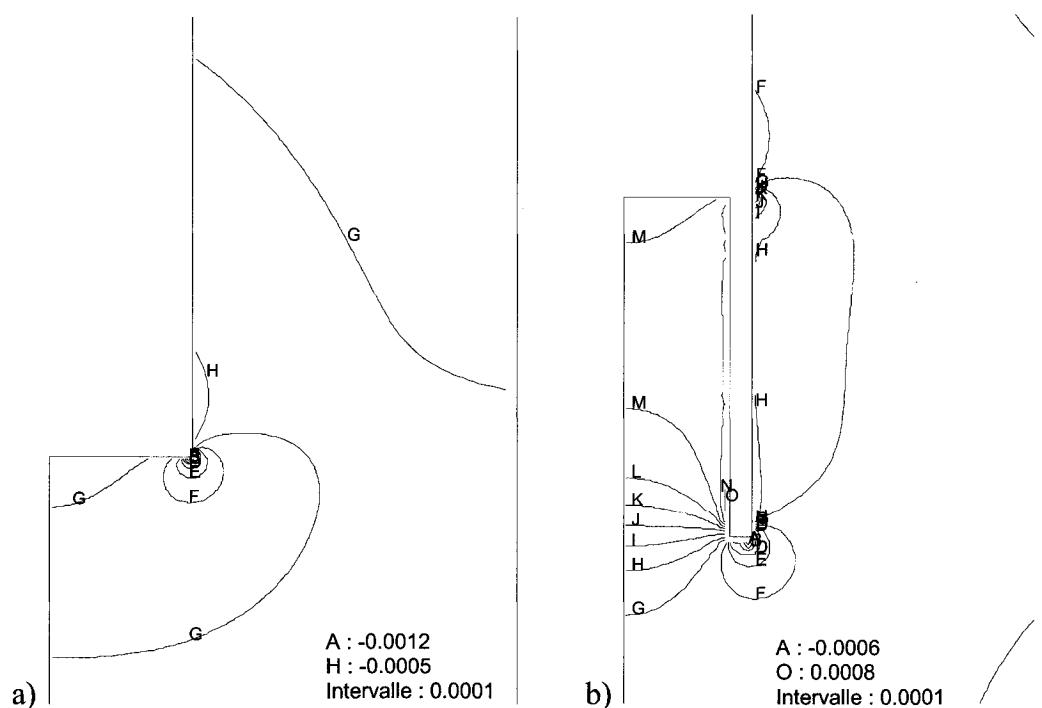
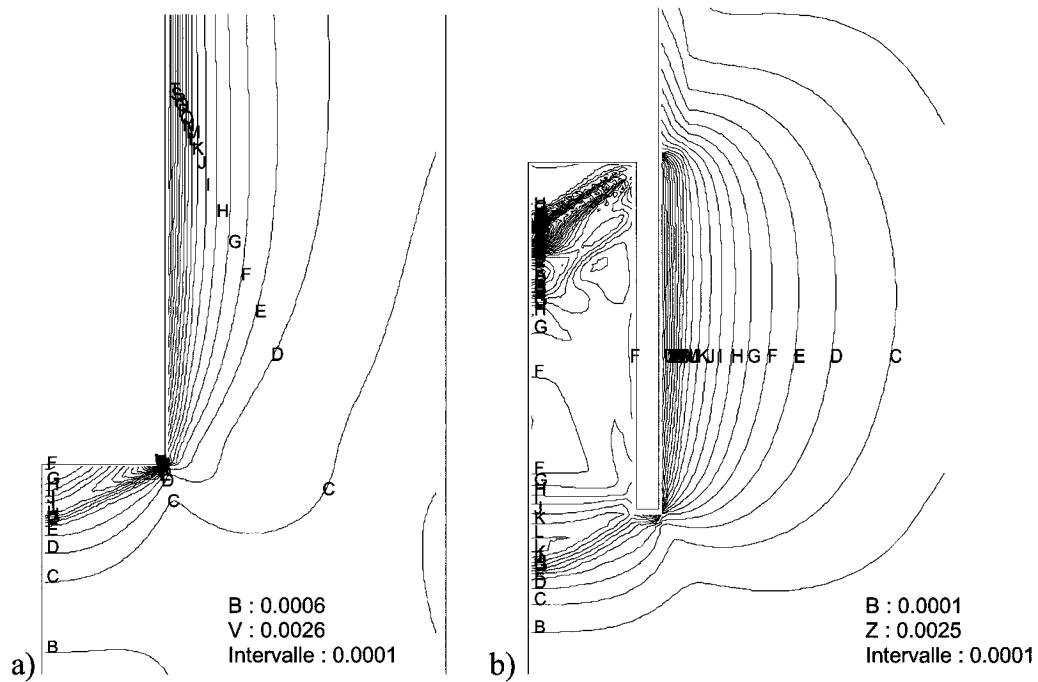
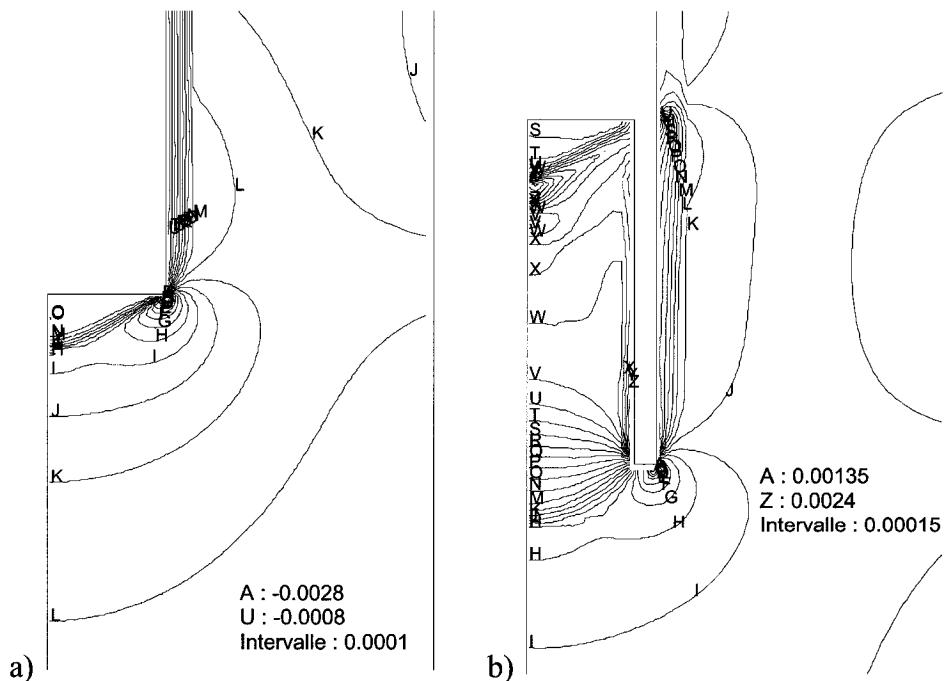


Figure D.10 – Déformations moyennes.

Mohr-Coulomb avec écrouissage ($T_o = 2.5 \text{ MPa}$) – Cas B

Figure D.11 – Déformations maximales γ en cisaillement.

Figure D.12 – Déformations moyennes.

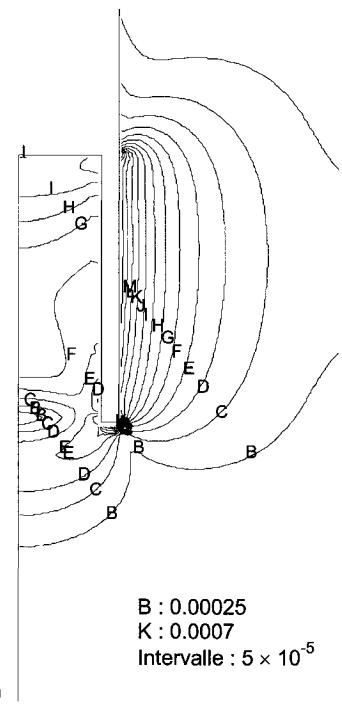
Mohr-Coulomb avec écrouissage ($T_o = 4 \text{ MPa}$) – Cas A


Figure D.13 – Déformations maximales γ en cisaillement.

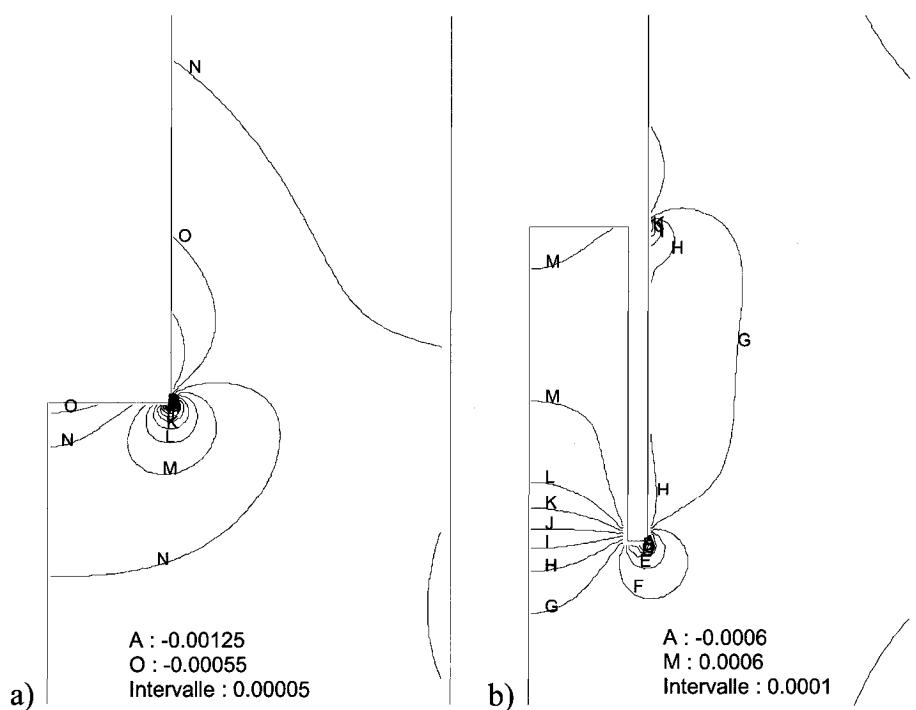


Figure D.14 – Déformations moyennes.

« Double yield » avec $T_0 = 2.5 \text{ MPa}$ – Cas A

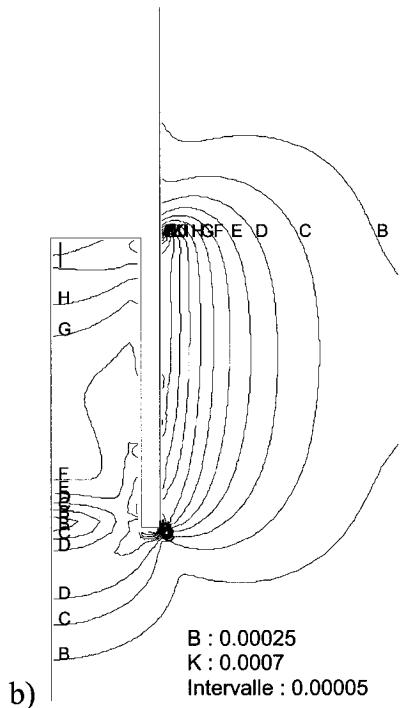


Figure D.15 – Déformations maximales γ en cisaillement.

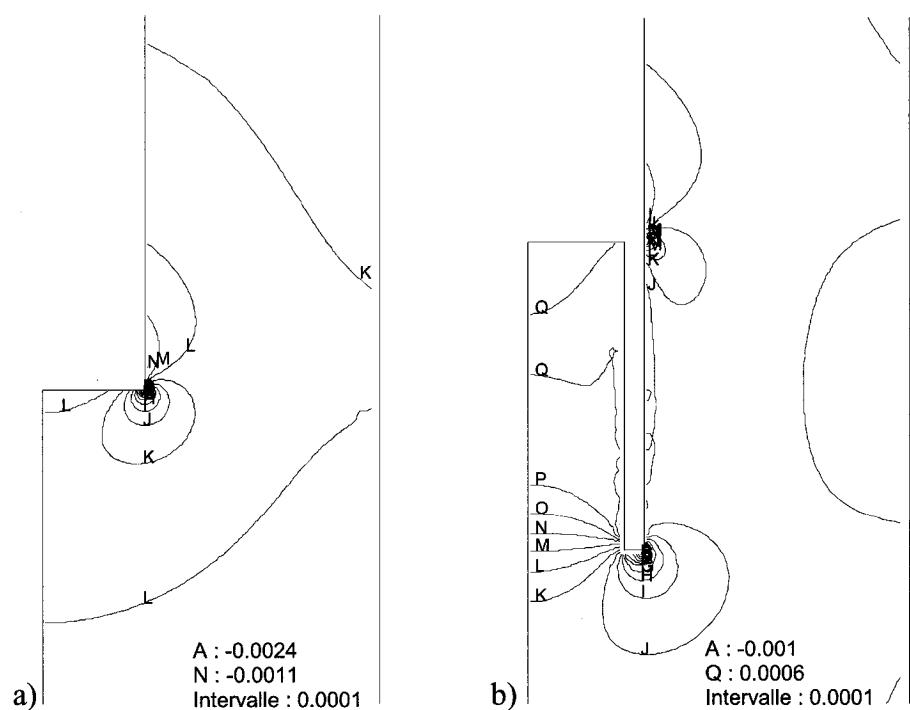


Figure D.16 – Déformations moyennes.

« Double yield » avec $T_0 = 2.5 \text{ MPa}$ – Cas B

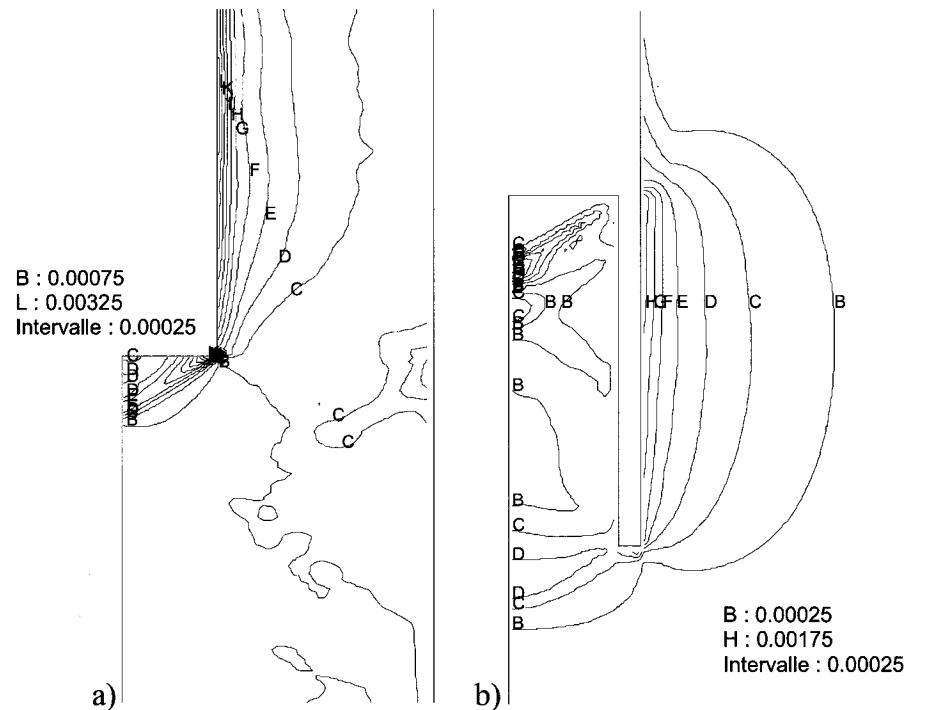


Figure D.17 – Déformations maximales γ en cisaillement.

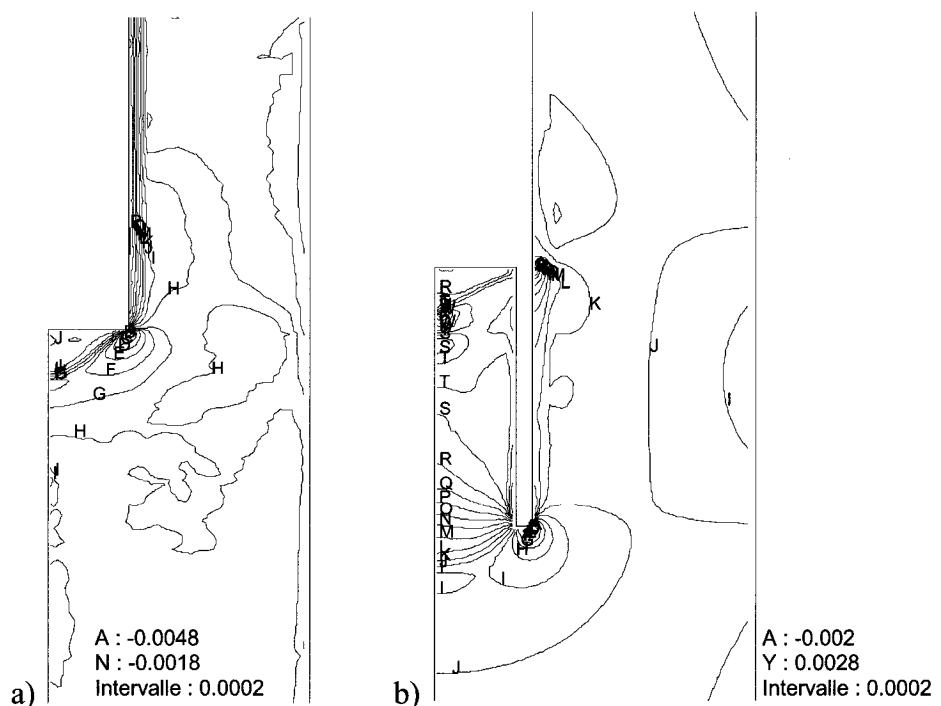


Figure D.18 – Déformations moyennes.

« Double yield » avec $T_0 = 4 \text{ MPa}$ – Cas A

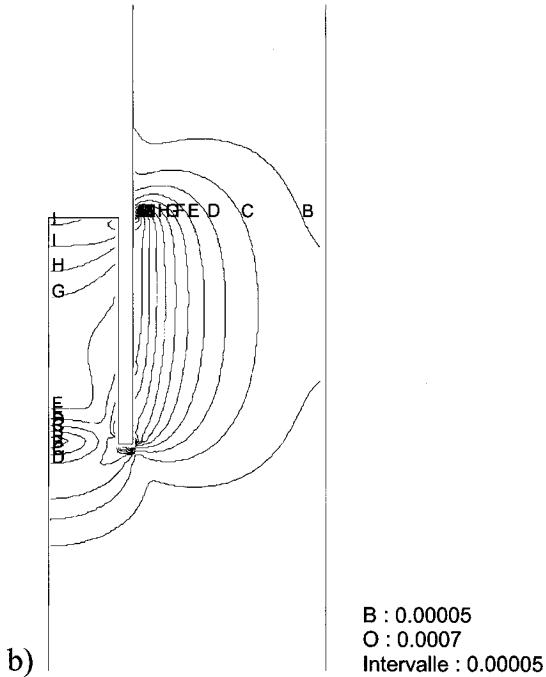


Figure D.19 – Déformations maximales γ en cisaillement.

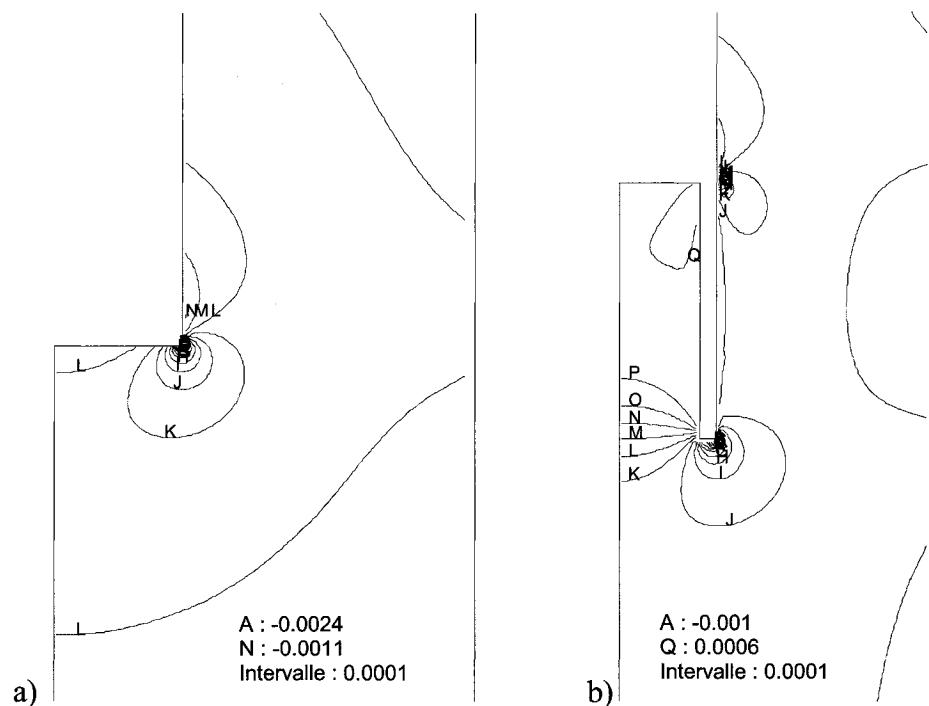


Figure D.20 – Déformations moyennes.