UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

INFLUENCE DE L'HÉTÉROGÉNÉITÉ ET DE L'ENDOMMAGEMENT DE LA ROCHE DANS L'INTERPRÉTATION DES MESURES DE CONTRAINTES IN SITU

SÔMBÉWÊNDÉ THÉOPHILE YAMÉOGO

DÉPARTEMENT DES GÉNIES CIVIL, GÉOLOGIQUE ET DES MINES

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

THÈSE PRÉSENTÉE EN VUE DE L'OBTENTION

DU DIPLÔME DE PHILOSOPHIAE DOCTOR (Ph.D.)

(GÉNIE MINÉRAL)

MARS 2008

© Sômbéwêndé Théophile Yaméogo, 2008.

Library and Archives Canada

Published Heritage Branch

395 Wellington Street
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

Bibliothèque et Archives Canada

Direction du Patrimoine de l'édition

395, rue Wellington
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

Your file Votre référence
ISBN: 978-0-494-41756-0
Our file Notre référence
ISBN: 978-0-494-41756-0

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

Cette thèse intitulée :

INFLUENCE DE L'HÉTÉROGÉNÉITÉ ET DE L'ENDOMMAGEMENT DE LA ROCHE DANS L'INTERPRÉTATION DES MESURES DE CONTRAINTES IN SITU

Présentée par : YAMÉOGO Sômbéwêndé Théophile

en vue de l'obtention du diplôme de : Philosophiae Doctor

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

M. SIMON, Richard, Ph.D., président

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

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

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

M. ANDRIEUX Patrick P., Ph.D., membre

Cum tibi sol tepidus pluris admoverit auris,

Me libertino natum patre, et in tenui re

Maiores pennas nido extendisse loqueris.

Quintus Horatius Flaccus, *Epistularum liber primus, XX*

« Lorsqu'un chaud rayon de soleil vous amènera un nombreux auditoire,

Vous direz de moi que, né d'un simple affranchi sans fortune,

J'osai hors du nid paternel déployer des ailes ambitieuses. »

Horace, *Épitre I, poème 20.*

REMERCIEMENTS

C'est avec un grand plaisir et un profond respect que je remercie sincèrement mes directeurs de recherche, Mme Maria Helena Leite et M. Robert Corthésy. Sous leur direction, ma passion de la mécanique des roches est devenue plus forte et la rigueur de mon raisonnement scientifique et de mon travail s'est considérablement améliorée. Leurs conseils, leur soutien financier et leur gentillesse sans faille à mon égard ont d'ailleurs dépassé le cadre de la présente recherche pour s'inscrire dans le monde extraordinaire des relations humaines d'amitié, de compréhension et de compassion. Je leur souhaite une santé de fer et un avenir radieux.

Ma femme Anna Mae est ce souffle qui m'a toujours encouragé et soutenu dans l'âme au cours de ce doctorat. Je la remercie amoureusement. Je remercie aussi du fond du cœur ma mère et mon père pour m'avoir mis au monde et s'être occupés de moi. Merci à mes frères et sœurs pour leur soutien et leur compréhension tout au long de mes études.

Je tiens aussi à remercier sincèrement les membres du jury pour les commentaires constructifs et les remarques qu'ils vont me faire, et qui me permettront de mûrir scientifiquement à leurs côtés. Je remercie aussi l'Institut de Recherche en Santé-Sécurité du Travail (IRSST) pour la bourse qui m'a été octroyée d'avril 2006 à mars 2007.

C'est avec la joie dans le cœur que je dédie ce travail à ma famille, à ma belle-famille et à la grande communauté de mes amis d'ici et d'ailleurs.

RÉSUMÉ

La signification au sens large du mot « contraintes » indique bien son caractère incontournable dans la vie de tous les jours. En mécanique des roches, il est aussi important de bien les connaître et les maîtriser. La connaissance des contraintes est effectivement indispensable non seulement dans la conception efficace et efficiente des ouvrages souterrains tels que les ouvertures de mines, les tunnels et les chambres de dépôts des déchets nucléaires, mais aussi dans le suivi et la réhabilitation d'ouvrages de génie civil et de génie des mines. La détermination des contraintes par les mesures in situ prend de plus en plus d'importance au fur et à mesure que les ingénieurs prennent conscience des limites et des dangers des approches empiriques et divinatoires pour trouver les contraintes in situ. L'existence de plusieurs techniques de mesure de contraintes in situ n'est pas synonyme d'inconsistance comme on pourrait le penser, mais plutôt le signe positif de la variété des situations rencontrées dans la nature et de la pluralité des approches scientifiques. S'il y a une technique qui arrive à se démarquer des autres par la simplicité de sa mise en œuvre, ses coûts et sa vaste gamme d'application, c'est bien celle du Doorstopper modifié. Créée par un groupe de chercheurs de l'École Polytechnique de Montréal, elle a fait l'objet de plusieurs avancées scientifiques et techniques. Des efforts de recherche sont maintenus pour faire évoluer la technique et la rendre de plus en plus performante, et la thèse actuelle s'inscrit dans ce cadre.

L'un des objectifs de la présente recherche est de mettre en lumière l'influence de l'hétérogénéité des géomatériaux dans l'interprétation des mesures de contraintes in situ effectuées avec le Doorstopper modifié. En effet, dans les techniques de mesures,

l'homogénéité est une hypothèse très répandue, en complète contradiction avec la nature hétérogène même des géomatériaux. Prendre cette hétérogénéité en compte ouvre la voie à des applications intéressantes. En réalité, à partir d'études réalisées au laboratoire et d'extrapolation de simulations numériques en 2D, la méthode d'interprétation actuelle du Doorstopper modifié permet de considérer l'hétérogénéité de façon détournée. Cependant, il n'y a pas encore eu d'études sur des modèles tridimensionnels pour lesquels on pouvait contrôler les paramètres en jeu afin de bien juger de l'influence de la vraie hétérogénéité qui, elle, est en 3D. La deuxième partie du travail s'attèle à analyser l'endommagement de la roche et ses effets lors des mesures de contraintes in situ faites avec le Doorstopper modifié. Ce phénomène s'observe dans les zones à très fortes contraintes et se manifeste par des ruptures dont la présence pourrait influencer sérieusement la qualité et la validité des mesures à cause de la redistribution des contraintes en fond de trou et de l'hypothèse d'un comportement élastique à la base des méthodes d'interprétation. À l'aide de la simulation numérique tridimensionnelle avec FLAC^{3D}, les objectifs fixés par la présente thèse ont été atteints.

Dans un premier temps, huit configurations hétérogènes aléatoires ont été créés et les résultats d'analyse ont été comparés entre eux et avec ceux d'une configuration homogène. À la méthode actuelle dite de l'anisotropie homogène équivalente, trois nouvelles approches ont été étudiées pour simplifier les procédures de détermination des paramètres élastiques de déformabilité. Les résultats montrent que la technique du Doorstopper modifié est applicable à des milieux hétérogènes aléatoires à deux phases, peu importe la taille, la forme et la disposition des agrégats. Toutes les quatre approches peuvent alors être utilisées pour déterminer les paramètres de déformabilité et calculer les contraintes, ce qui va accroître la qualité des mesures en permettant de vérifier les calculs. En outre, les trois nouvelles

alternatives ont le mérite de réduire le nombre d'essais pour la détermination des paramètres de déformabilité : l'essai de la compression diamétrale n'étant plus nécessaire car la compression biaxiale seule ou la compression uniaxiale seule pourrait suffire.

Dans un deuxième temps, des situations d'endommagement de la roche en fond de trou, dans la carotte à récupérer et dans la paroi du trou de forage ont été numériquement modélisées. En utilisant une loi de comportement de type *strain softening*, l'endommagement et ses effets sur l'interprétation des mesures de contraintes réalisées avec le Doorstopper modifié ont été étudiés. En examinant les résultats des simulations des seize cas analysés aussi bien en mode élastique qu'en mode élastoplastique, il est démontré que :

- Dans les conditions étudiées, pour les situations analysées et pour un ensemble de paramètres de déformabilité et de résistance donné, l'occurrence de l'endommagement et le type de ruptures qui s'en suit dépendent de l'orientation l'axe du trou de forage par rapport aux contraintes principales préalables.
- La technique de mesure du Doorstopper modifié pourrait être appliquée dans des situations où le discage est observé car la redistribution des contraintes en fond de trou est faible avant le début de la saignée.
- Pour tous les autres cas d'endommagement, le Doorstopper modifié à l'état actuel, avec les modèles d'interprétation disponibles, donnerait des résultats erronés.

Cependant, pour minimiser ou empêcher l'endommagement, l'orientation judicieuse des axes des trous de forage ou la pressurisation du trou de forage sont des solutions qui pourraient être apportées pour tenter de minimiser ces erreurs.

ABSTRACT

For the general public, « stress » is a state that must be avoided or dealt with wisely. In rock mechanics, the same holds true as one of our preoccupations is knowing stresses well enough to alleviate their effects. The knowledge of in situ stresses is not only one of the major first steps towards the safe and efficient design of underground excavations such as mine openings, tunnels and nuclear waste repositories, but also a vital requirement in the monitoring and rehabilitation of existing civil and mining engineering works. The determination of in situ stresses by measuring techniques is eliciting more attention as more engineers are conscious of the limitations and dangers encountered in empirical and divinatory approaches to ascertain in situ stresses. The fact that there are many in situ stress measurement techniques is synonymous of the diversity of rock conditions in nature and scientific approaches, rather than a sign of inconsistencies in the methods. However, the modified Doorstopper technique stands out owing to the simplicity of its procedures, its costs and its wide range of applications. Created by a group of rock mechanics researchers at École Polytechnique de Montréal, this technique has experienced scientific and technical innovations. As research is continuously being undertaken to improve the technique and make it more and more effective, the current thesis is a contribution to those studies.

One of the objectives of the current research is to expose the influence of the heterogeneity of the rock material on the interpretation of in situ stress measurements carried out with the modified Doorstopper technique. Generally, in stress measurements, homogeneity of the rock material is a widely made hypothesis that is completely in contradiction with the

heterogeneous nature of rock itself. If taken in consideration in situ stress determination, the heterogeneity could lead to the application of the measurement technique to a wider range of materials. In fact, the current method of interpretation of the modified Doorstopper technique accounts for heterogeneity indirectly, based on laboratory experiments and extrapolation of numerical studies in 2D. Still, tridimensional models have not yet been studied to validate this method of interpretation and allow the complete understanding of the influence of a real heterogeneity, which is should be modelled in 3D.

The other part of this work deals with the analysis of the effects of the damage of the rock during the measurements of in situ stresses performed with the modified Doorstopper technique. This phenomenon happens in highly-stressed rock masses and is expressed by failures which could seriously affect the quality and the validity of the measurements, due to the stress redistribution at the bottom borehole. Through tridimensional numerical simulations with FLAC^{3D}, we were able to reach the objectives that we had set.

On the one hand, eight randomized heterogeneous models were created and the results of the analyses were compared within them and with a homogeneous model. Along with the current "equivalent homogeneous anisotropic" method of interpretation, three new alternatives were used to determine the elastic parameters of the rock material. The findings indicate that the modified Doorstopper technique could be applied successfully in random heterogeneous media that are constituted by two phases, disregarding the size, shape and arrangement of the aggregates. As all four ways could be used to calculate the in situ stresses, they will add more quality and precision to the technique because the verification of the calculation could be made. Moreover, the three new approaches show that the number of different laboratory tests could be

reduced: the Brazilian test may not be necessary since the biaxial compression and/or the uniaxial compression could be sufficient.

On the other hand, situations where rock damage is occurring at the bottom of the borehole, in the core and on the inner wall of the borehole were successfully modelled with numerical methods. By using a particular law of strain softening, it was possible to study the rock damage and its effects on the interpretation of measurements carried out with the modified Doorstopper technique. The results of the sixteen analyses run in both in elastic and elastoplastic modes suggest the following:

- In the conditions that were studied and under the given parameters of strength and deformability, the occurrence of rock damage and the type of failures are linked to the orientation of the borehole axes in regard to the directions of principal in situ stresses.
- The modified Doorstopper technique is applicable in situations in which disking is taking place because the stress redistribution is negligible at the bottom of the borehole before the beginning of coring.
- For all other cases of rock damage, the current modified Doorstopper technique will yield erroneous results.

In order to reduce or prevent rock damage, solutions that could be applied as an attempt to lessen those errors include the careful orientation of the borehole axes relatively to the principal stresses' orientations or the use of high pressure fluid during the boring of the hole and the measurement.

TABLE DES MATIÈRES

REMERCIEMENTS v

RÉSUMÉ vi

ABSTRACT ix

TABLE DES MATIÈRES xii

LISTE DES FIGURES xvii

LISTE DES TABLEAUX xxxii

LISTE DES SIGLES ET ABBRÉVIATIONS xxxiv

LISTE DES ANNEXES xxxvii

CHAPITRE 1 : INTRODUCTION 1

1.1 Avant-propos 1

1.2 Les contraintes dans les massifs rocheux et leurs mesures 3

1.2.1 Les contraintes dans les massifs rocheux 3

1.2.2 Les mesures de contraintes 5

1.3 Les objectifs de la présente recherche 9

1.3.1 L'hétérogénéité des géomatériaux 9

1.3.2 L'endommagement de la roche 10

1.4 Les impacts anticipés et le plan de la thèse 11

CHAPITRE 2 : LES MESURES DE CONTRAINTES IN SITU 15

2.1 Aperçu sur les techniques de mesures des contraintes in situ 15

2.2 La technique du Doorstopper modifié 19

2.2.1 Historique et développement 19

2.2.2 Avantages sur les autres techniques 26

CHAPITRE 3 : REVUE DE LA LITTÉRATURE ET DÉFINITION DU PROBLÈME 29

3.1 L'hétérogénéité des géomatériaux 29

3.1.1 Revue des travaux antérieurs 29

3.1.1.1 Travaux sur l'hétérogénéité des géomatériaux 29

3.1.1.2 L'hétérogénéité dans les techniques basées sur le principe de récupération 35

3.1.2 Définition du problème et objectifs poursuivis 38

3.2 L'endommagement de la roche 40

3.2.1 Revue des travaux antérieurs 40

3.2.1.1 Les études sur l'endommagement de la roche 40

3.2.1.2 La modélisation de l'endommagement de la roche 48

3.2.2 Définition du problème et objectifs à atteindre 54

CHAPITRE 4 : MÉTHODOLOGIE DE LA RECHERCHE 56

4.1 Généralités 56

4.1.1 Choix de la simulation numérique 56

4.1.2 Choix du logiciel FLAC^{3D} 57

4.2 Étude de l'influence de l'hétérogénéité des géomatériaux 60

4.2.1 Création et validation des modèles numériques 60
4.2.1.1 Modèle homogène 60
4.2.1.2 Modèles à gros agrégats 68
4.2.1.3 Modèles à petits agrégats 71
4.2.2 Intrants et étapes de la simulation 73
4.2.2.1 Intrants 73
4.2.2.2 Étapes de la simulation et acquisition des déplacements 74
4.2.3 Méthodes de calcul 75
4.2.3.1 Généralités 75
4.2.3.2 Méthode de l'anisotropie équivalente 79
4.2.3.3 Méthode de l'anisotropie équivalente modifiée 83
4.2.3.4 Méthode dite isotrope équivalente 84
4.2.3.5 Méthode dite isotrope homogène 85
4.2.3.6 Calcul triaxial des contraintes – Méthode RPR 86
4.2.4 Études paramétriques 88
4.3 Étude de l'influence de l'endommagement de la roche 90
4.3.1 Création et validation du modèle numérique 90
4.3.2 Intrants et étapes de la simulation 94
4.3.2.1 Intrants 94
4.3.2.2 Étapes de la simulation 96
4.3.2.3 Cas étudiés 98
4.3.3 Méthode d'acquisition de données et calcul des contraintes 99
4.3.3.1 Acquisition des déplacements 99
4.3.3.2 Acquisition des contraintes 100

4.3.3.3 Indicateurs d'états 102

CHAPITRE 5 : ANALYSE ET DISCUSSION DES RÉSULTATS DE L'ÉTUDE SUR L'HÉTÉROGÉNÉITÉ 103

5.1 Le processus d'acquisition des données 103

5.1.1 Courbes de récupération 103

5.1.2 La méthode RPR 114

5.2 Obtention des paramètres de déformabilité 117

5.3 Calcul des contraintes 124

5.3.1 Facteurs de concentration de contraintes 124

5.3.2 Contraintes recalculées 125

5.4 Études paramétriques 144

5.4.1 Orientation de la rosette 144

5.4.2 Défectuosité d'une ou de plusieurs jauges 148

5.5 Le Doorstopper modifié et les milieux hétérogènes 153

CHAPITRE 6 : ANALYSE ET DISCUSSION DES RÉSULTATS DE L'ÉTUDE DE L'ENDOMMAGEMENT DE LA ROCHE 156

6.1 Endommagement en fond de trou 156

6.2 La carotte à la fin de la saignée 169

6.3 Endommagement à la paroi du trou 179

6.4 Les effets de l'endommagement 180

6.4.1 Courbes de récupération 180

6.4.2 Le calcul des contraintes 193

6.5 Les solutions suggérées pour réduire l'endommagement 199

6.5.1 L'orientation de l'axe de trou 199

6.5.2 L'utilisation de fluide sous pression 200

6.5.3 La forme du fond de trou 205

6.6 L'endommagement et les techniques de mesures de contraintes 218

6.6.1 La technique du Doorstopper modifié 218

6.6.2 Autres techniques de mesures 221

CHAPITRE 7 : CONCLUSIONS ET RECOMMANDATIONS 224

7.1 Contributions originales de la thèse 224

7.2 Limites de la présente recherche 229

7.3 Recommandations 231

RÉFÉRENCES 233

ANNEXES 244

LISTE DES FIGURES

Figure 1.1 : Les types de contraintes, élaborés à partir d'Amadei et Stephansson (1997)..... 4

Figure 1.2 : Résultats de mesures de contraintes à l'échelle mondiale. a) Variation de la contrainte verticale en fonction de la profondeur. b) Évolution du rapport k en fonction de la profondeur (Brady & Brown, 2004)..... 7

Figure 1.3 : Schéma de la distribution statistique des paramètres élastiques de déformabilité dans un béton. a) Cas extrême de l'étude actuelle. b) Cas général..... 10

Figure 2.1 : Le Doorstopper et ses modifications. a) vue de face b) vue de profil..... 22

Figure 2.2 : Le Module d'Acquisition Intelligente en continue (M.A.I.)..... 22

Figure 2.3 : La procédure de mesures..... 23

Figure 2.4 : Exemple de courbes de déformations récupérées réelles..... 24

Figure 2.5 : Recharge biaxiale de la carotte récupérée dans la cellule de Hoek..... 25

Figure 2.6 : Exemple de déformations enregistrées lors de la recharge biaxiale permettant la détermination des paramètres de déformabilité..... 25

Figure 2.7 : Essai de compression diamétrale sur la carotte récupérée selon la direction de la plus grande déformabilité..... 26

Figure 3.1 : Dispersion des déformations (b) et des contraintes (c) sur une face d'un béton soumis à une compression uniaxiale (a). Extrait de Corthésy (1989), d'après Dantu (1958).... 31

Figure 3.2 : Illustration de l'effet d'échelle sur la dispersion des données (Martin *et al*, 1990) 34

Figure 3.3 : Exemple de déformations enregistrées lors de la recharge biaxiale (Corthésy *et al*, 2003) 37

Figure 3.4 : Exemple de discage (Kang *et al*, 2006) 41

Figure 3.5 : Endommagement de la carotte avec la cellule CCBO. a. Carotte récupérée avec la cellule CCBO (microfissure presque invisible à l'œil nu). b. Sections de scanner CT de la carotte avec la CCBO (Obara & Ishiguro, 2004) 44

Figure 3.6 : Simulation par élément discret (PFC) montrant l'accumulation des microfissures en tension et en cisaillement dans un essai de compression uniaxial sur un granite polycristallin (Diederichs *et al*, 2004) 46

Figure 3.7 : Simulations 2D de la courbe de récupération (El Madani, 2004) 51

Figure 3.8 : Simulations 2D de l'endommagement de la roche et comparaison avec les courbes expérimentales (Ng, 2006) 52

Figure 3.9 : Simulations 2D de l'endommagement de la roche (Corthésy & Leite, 2008) et comparaison avec une photo réelle de discage (Kang *et al*, 2006) 53

Figure 4.1: Vue isométrique du modèle numérique 62

Figure 4.2 : Coupe verticale du modèle montrant les divers composants 63

Figure 4.3 : Coupe verticale et vue rapprochée du centre du modèle 64

Figure 4.4 : Vue de haut du modèle montrant la carotte et la saignée 64

Figure 4.5 : Extrapolation des contraintes en fond de trou de FLAC^{3D} 66

Figure 4.6. : Configuration 1 avec l'emplacement de la rosette 69

Figure 4.7: Configuration 1. **a)** Couple à z = 0 montrant le haut de la carotte où les jauges sont placées. **b)** Vue isométrique de la carotte avec une entaille montrant une partie de son intérieur. **c)** Coupe à y = 0. **d)** Coupe à x = 0. 70

Figure 4.8 : Configuration 6 avec l'emplacement de la rosette 71

Figure 4.9 : Configuration 6. **a)** Coupe à z = 0 montrant le haut de la carotte où les jauges sont placées. **b)** Vue isométrique de la carotte avec une entaille montrant une partie de son intérieur. **c)** Coupe à y = 0. **d)** Coupe à x = 0. 72

Figure 4.10 : Schématisation de la rosette du Doorstopper modifié..... 76

Figure 4.11 : Principe de la méthode de l'anisotropie équivalente (Corthésy & Leite, 2007). **a)** Vu de la carotte avec l'emplacement des jauges (compression biaxiale). **b)** Anisotropie équivalente 80

Figure 4.12. : Cellule de Hoek avec dispositif de mesure de ε_{zz}..... 84

Figure 4.13. : Définition du RPR 87

Figure 4.14 : Résultats du discage des modèles 2D et 3D. a) Extrusion du modèle 2D en 3D. b) Modèle 2D tiré de Corthésy et Leite (2008)..... 91

Figure 4.15 : Vue isométrique du quart de modèle avec dimensions en mm..... 92

Figure 4.16 : Vue en section verticale et dimensions (en mm) du quart de modèle..... 93

Figure 4.17 : Caractérisation du comportement en tension de granites de grande résistance (Vasconcelos *et al*, 2008)..... 95

Figure 4.18 : Simulation numérique d'une compression uniaxiale simple sur un cube unitaire. 96

Figure 4.19 : Emplacement de la rosette au centre de la carotte montrant en foncé les parties de jauges prises en compte et en gris clair les parties ignorées en vertu de la symétrie. 100

Figure 4.20 : Emplacement de la zone de lecture des contraintes (quart de disque en blanc) 101

Figure 5.1 : Fond de trou et courbes de récupération SR = 1.0 – cas homogène 104

Figure 5.2 : Fond de trou et courbes de récupération SR = 1.0 – configuration 1 105

Figure 5.3 : Fond de trou et courbes de récupération SR = 1.0 – configuration 2 106

Figure 5.4 : Fond de trou et courbes de récupération SR = 1.0 – configuration 3 107

Figure 5.5 : Fond de trou et courbes de récupération SR = 1.0 – configuration 4 108

Figure 5.6 : Fond de trou et courbes de récupération SR = 1.0 – configuration 5 109

Figure 5.7 : Fond de trou et courbes de récupération SR = 1.0 – configuration 6 110

Figure 5.8 : Fond de trou et courbes de récupération SR = 1.0 – configuration 7 111

Figure 5.9 : Fond de trou et courbes de récupération SR = 1.0 – configuration 8 112

Figure 5.10 : Nouvelle abaque RPR-SR..... 115

Figure 5.11 : Valeurs de RPR en fonction des configurations et du SR 116

Figure 5.12 : Comparaison des modules de Young selon la méthode d'obtention utilisée..... 119

Figure 5.13 : Comparaison des coefficients de Poisson selon la méthode d'obtention utilisée 120

Figure 5.14 : Comparaison des moyennes des modules E_1 et E_2 avec les modules moyens... 122

Figure 5.15 : Comparaison des facteurs de concentrations de contraintes obtenus pour le modèle à ceux de Rahn..... 125

Figure 5.16 : Erreurs normalisées sur les contraintes recalculées – cas homogène 128

Figure 5.17 : Erreurs normalisées sur les contraintes recalculées – (configuration 1)..... 129

Figure 5.18 : Erreurs normalisées sur les contraintes recalculées – (configuration 2)..... 130

Figure 5.19 : Erreurs normalisées sur les contraintes recalculées – (configuration 3)..... 131

Figure 5.20 : Erreurs normalisées sur les contraintes recalculées – (configuration 4)..... 132

Figure 5.21 : Erreurs normalisées sur les contraintes recalculées – (configuration 5)..... 133

Figure 5.22 : Erreurs normalisées sur les contraintes recalculées – (configuration 6)..... 134

Figure 5.23 : Erreurs normalisées sur les contraintes recalculées – (configuration 7)..... 135

Figure 5.24 : Erreurs normalisées sur les contraintes recalculées – (configuration 8)..... 136

Figure 5.25 : Contraintes recalculées σ_{xx} et σ_{yy} selon les 4 approches pour des contraintes appliquées σ_{xx} = 10 MPa et σ_{yy} = 20 MPa 138

Figure 5.26 : Variation des contraintes recalculées en fonction du positionnement de la jauge – cas homogène 145

Figure 5.27: Variation des contraintes recalculées en fonction du positionnement de la rosette – (configuration 1)..... 146

Figure 5.28 : Invariants des courbes de récupération pour des défectuosités de lecture aux jauges de la configuration 5 : a) Jauges correctes b) Défectuosité de la jauge 90° (40%) c) Défectuosité de la jauge 45° (50%) d) Défectuosité des jauges 0° et 90° (20%)..... 149

Figure 5.29 : Contraintes recalculées σ_{xx} pour des défectuosités de lecture aux jauges de la configuration 5 : a) Méthode anisotrope b) Méthode anisotrope modifiée c) Méthode isotrope équivalente d) Méthode isotrope homogène..... 150

Figure 5.30 : Contraintes recalculées σ_{yy} pour des défectuosités de lecture aux jauges de la configuration 5 : a) Méthode anisotrope b) Méthode anisotrope modifiée c) Méthode isotrope équivalente d) Méthode isotrope homogène..... 151

Figure 6.1 : État du fond de trou pour σ_{xx} = 64 MPa · σ_{yy} = 117 MPa · σ_{zz} = 137 MPa. a) zones en rupture (block state). b) Déformations plastiques de tension (et_plastic). c) Déformations plastiques de cisaillement (es_plastic)..... 157

Figure 6.2 : État du fond de trou pour σ_{xx} = 64 MPa · σ_{yy} = 137 MPa · σ_{zz} = 117 MPa. a) zones en rupture (block state). b) Déformations plastiques de tension (et_plastic). c) Déformations plastiques de cisaillement (es_plastic)..... 159

Figure 6.3 : État du fond de trou pour σ_{xx} = 122 MPa · σ_{yy} = 132 MPa · σ_{zz} = 64 MPa. a) zones en rupture (block state). b) Déformations plastiques de tension (et_plastic). c) Déformations plastiques de cisaillement (es_plastic)..... 161

Figure 6.5 : Contraintes en fond de trou lues à l'emplacement de la rosette pour les analyses élastiques (symbole pleins) et élastoplastiques (symboles vides) dans l'espace σ_1 - σ_3 en fond de trou. 166

Figure 6.6 : Contraintes en fond de trou lues à l'emplacement de la rosette pour les analyses élastiques (symbole pleins) et élastoplastiques (symboles vides) dans l'espace σ_H - σ_h. 167

Figure 6.7 : État de la carotte à la fin de la saignée pour σ_{xx} = 64 MPa · σ_{yy} = 117 MPa · σ_{zz} = 137 MPa. a) Déformations plastiques de tension (et_plastic). b) Déformations plastiques de cisaillement (es_plastic) 170

Figure 6.8 : État de la carotte à la fin de la saignée pour σ_{xx} = 64 MPa · σ_{yy} = 137 MPa · σ_{zz} = 117 MPa. a) Déformations plastiques de tension (et_plastic). b) Déformations plastiques de cisaillement (es_plastic) 171

Figure 6.9 : État de la carotte à la fin de la saignée pour σ_{xx} = 122 MPa · σ_{yy} = 132 MPa · σ_{zz} = 64 MPa. a) Déformations plastiques de tension (et_plastic). b) Déformations plastiques de cisaillement (es_plastic). 172

Figure 6.10 : État de la carotte à la fin de la saignée pour σ_{xx} = 104 MPa · σ_{yy} = 150 MPa · σ_{zz} = 64 MPa. a) Déformations plastiques de tension (et_plastic). b) Déformations plastiques de cisaillement (es_plastic) 173

Figure 6.11 : Forme de selle à cheval reconstituée à partir des ruptures en tension dans la carotte du cas 114-140-64 177

Figure 6.12 : Forme de selle à cheval reconstituée à partir des ruptures dans le cas 108-146-64 178

Figure 6.13 : État de la paroi en fond de trou et à la fin de la saignée pour 64-137-117 179

Figure 6.14 : σ_1 parallèle à l'axe du trou : courbes de récupération du cas 64-127-127 et du cas 64-122-132 181

Figure 6.15 : σ_1 parallèle à l'axe du trou : courbes de récupération du cas 64-117-137 et du cas 64-114-140 182

Figure 6.16 : σ_2 parallèle à l'axe du trou : courbes de récupération du cas 64-132-122 et du cas 64-137-117 183

Figure 6.17 : σ_2 parallèle à l'axe du trou : courbes de récupération du cas 64-140-114 184

Figure 6.18 : σ_3 parallèle à l'axe du trou : courbes de récupération du cas 127-127-64 et du cas 122-132-64 185

Figure 6.19 : σ_3 parallèle à l'axe du trou : courbes de récupération du cas 117-137-64 et du cas 114-140-64 186

Figure 6.20 : σ_3 parallèle à l'axe du trou : courbes de récupération du cas 108-146-64 et du cas 104-150-64 187

Figure 6.21 : σ_3 parallèle à l'axe du trou : courbes de récupération du cas 100-154-64 et du cas 90-164-64 188

Figure 6.22 : État de la carotte en fin de saignée avec le retrait progressif des zones en rupture 191

Figure 6.23 : Courbes de récupération en mode élastoplastique avec retrait des zones en rupture en tension pour le triplet 127-127-64 192

Figure 6.24 : Influence de la pression fluide en fond du trou (état plastique des zones) et dans la carotte (et_plastic) – 64-122-132 202

Figure 6.25 : Influence de la pression fluide en fond du trou (état plastique des zones) et dans la carotte (et_plastic) – 127-127-64 203

Figure 6.26 : Influence de la pression fluide en fond du trou (état plastique des zones) et dans la carotte (et_plastic) – 100-154-64 204

Figure 6.27 : Discage observé a) en axisymétrie (127-64-127) et b) en 3D pour le chargement 127-127-64 207

Figure 6.28 : Ruptures observées a) en 2D axisymétrique (chargement 154-64-154) et b) en 3D (chargement 100-154-64) 208

Figure 6.29 : Contraintes en fond de trou pour le chargement 127-64-127 209

Figure 6.30 : Contraintes en fond de trou et incréments de déformations pour le fond de trou plat – chargement 154-64-154 211

Figure 6.31 : Contraintes en fond de trou et incréments de déformations pour le fond de trou conique 213

Figure 6.32 : Contraintes en fond de trou et incréments de déformations pour le fond de trou sphérique 214

Figure 6.33 : Contraintes en fond de trou et incréments de déformations pour le fond de trou sphéroïde 215

Figure 6.34 : Contraintes en fond de trou et incréments de déformations pour le fond de trou spécial sphéroïde. 216

Figure 6.35 : Contraintes en fond de trou et incréments de déformations pour le fond de trou spécial 217

Figure A4.1 : Configuration 1. a) Coupe à z = 0 montrant le haut de la carotte où les jauges sont placées. b) Vue isométrique de la carotte avec une entaille montrant une partie de son intérieur. c) Coupe à y = 0. d) Coupe à x = 0. 277

Figure A4.2 : Configuration 2. **a)** Coupe à z = 0 montrant le haut de la carotte où les jauges sont placées. **b)** Vue isométrique de la carotte avec une entaille montrant une partie de son intérieur. **c)** Coupe à y = 0. **d)** Coupe à x = 0. 279

Figure A4.3 : Configuration 3. **a)** Coupe à z = 0 montrant le haut de la carotte où les jauges sont placées. **b)** Vue isométrique de la carotte avec une entaille montrant une partie de son intérieur. **c)** Coupe à y = 0. **d)** Coupe à x = 0. 280

Figure A4.4 : Configuration 4. **a)** Coupe à z = 0 montrant le haut de la carotte où les jauges sont placées. **b)** Vue isométrique de la carotte avec une entaille montrant une partie de son intérieur. **c)** Coupe à y = 0. **d)** Coupe à x = 0. 281

Figure A4.5 : Configuration 5. **a)** Coupe à z = 0 montrant le haut de la carotte où les jauges sont placées. **b)** Vue isométrique de la carotte avec une entaille montrant une partie de son intérieur. **c)** Coupe à y = 0. **d)** Coupe à x = 0. 282

Figure A4.6 : Configuration 6. **a)** Coupe à z = 0 montrant le haut de la carotte où les jauges sont placées. **b)** Vue isométrique de la carotte avec une entaille montrant une partie de son intérieur. **c)** Coupe à y = 0. **d)** Coupe à x = 0. 283

Figure A4.7: Configuration 7. **a)** Coupe à z = 0 montrant le haut de la carotte où les jauges sont placées. **b)** Vue isométrique de la carotte avec une entaille montrant une partie de son intérieur. **c)** Coupe à y = 0. **d)** Coupe à x = 0. 284

Figure A4.8 : Configuration 8. **a)** Coupe à z = 0 montrant le haut de la carotte où les jauges sont placées. **b)** Vue isométrique de la carotte avec une entaille montrant une partie de son intérieur. **c)** Coupe à y = 0. **d)** Coupe à x = 0. 285

Figure A6.1 : Courbes de récupération SR = 0. Cas homogène 309

Figure A6.2 : Courbes de récupération SR = 0. Cas hétérogène (configuration 1) 309

Figure A6.3 : Courbes de récupération SR = 0. Cas hétérogène (configuration 2) 310

Figure A6.4 : Courbes de récupération SR = 0. Cas hétérogène (configuration 3).....310

Figure A6.5 : Courbes de récupération SR = 0. Cas hétérogène (configuration 4).....311

Figure A6.6 : Courbes de récupération SR = 0. Cas hétérogène (configuration 5).....311

Figure A6.7 : Courbes de récupération SR = 0. Cas hétérogène (configuration 6).....312

Figure A6.8 : Courbes de récupération SR = 0. Cas hétérogène (configuration 7).....312

Figure A6.9 : Courbes de récupération SR = 0. Cas hétérogène (configuration 8).....313

Figure A6.10 : Courbes de récupération SR = 0.8. Cas homogène.....313

Figure A6.11 : Courbes de récupération SR = 0.8. Cas hétérogène (configuration 1).....314

Figure A6.12 : Courbes de récupération SR = 0.8. Cas hétérogène (configuration 2).....314

Figure A6.13 : Courbes de récupération SR = 0.8. Cas hétérogène (configuration 3).....315

Figure A6.14 : Courbes de récupération SR = 0.8. Cas hétérogène (configuration 4).....315

Figure A6.15 : Courbes de récupération SR = 0.8. Cas hétérogène (configuration 5).....316

Figure A6.16 : Courbes de récupération SR = 0.8. Cas hétérogène (configuration 6).....316

Figure A6.17 : Courbes de récupération SR = 0.8. Cas hétérogène (configuration 7).....317

Figure A6.18 : Courbes de récupération SR = 0.8. Cas hétérogène (configuration 8).....317

Figure A6.19 : Courbes de récupération SR = 1.4. Cas homogène.....318

Figure A6.20 : Courbes de récupération SR = 1.4. Cas hétérogène (configuration 1).....318

Figure A6.21 : Courbes de récupération SR = 1.4. Cas hétérogène (configuration 2).....319

Figure A6.22 : Courbes de récupération SR = 1.4. Cas hétérogène (configuration 3).....319

Figure A6.23 : Courbes de récupération SR = 1.4. Cas hétérogène (configuration 4).....320

Figure A6.24 : Courbes de récupération SR = 1.4. Cas hétérogène (configuration 5).....320

Figure A6.25 : Courbes de récupération SR = 1.4. Cas hétérogène (configuration 6).....321

Figure A6.26 : Courbes de récupération SR = 1.4. Cas hétérogène (configuration 7).....321

Figure A6.27 : Courbes de récupération SR = 1.4. Cas hétérogène (configuration 8).....322

Figure A6.28 : Courbes de récupération SR = 1.8. Cas homogène.....322

Figure A6.30 : Courbes de récupération SR = 1.8. Cas hétérogène (configuration 2).....323

Figure A6.31 : Courbes de récupération SR = 1.8. Cas hétérogène (configuration 3).....324

Figure A6.32 : Courbes de récupération SR = 1.8. Cas hétérogène (configuration 4).....324

Figure A6.33 : Courbes de récupération SR = 1.8. Cas hétérogène (configuration 5).....325

Figure A6.34 : Courbes de récupération SR = 1.8. Cas hétérogène (configuration 6).....325

Figure A6.36 : Courbes de récupération SR = 1.8. Cas hétérogène (configuration 8).....326

Figure A7.1 : Variation des contraintes recalculées en fonction du positionnement de la jauge – configuration 2 328

Figure A7.2 : Variation des contraintes recalculées en fonction du positionnement de la jauge – configuration 3 329

Figure A7.3 : Variation des contraintes recalculées en fonction du positionnement de la jauge – configuration 4 330

Figure A7.4 : Variation des contraintes recalculées en fonction du positionnement de la jauge – configuration 5 331

Figure A7.5 : Variation des contraintes recalculées en fonction du positionnement de la jauge – configuration 6 332

Figure A7.6 : Variation des contraintes recalculées en fonction du positionnement de la jauge – configuration 7 333

Figure A7.7 : Variation des contraintes recalculées en fonction du positionnement de la jauge – configuration 8 334

Figure A8.1: État du fond de trou pour σ_{xx} = 64 MPa · σ_{yy} = 127 MPa · σ_{zz} = 127 MPa. a) zones en rupture (block state). b) Déformations plastiques de tension (et_plastic). c) Déformations plastiques de cisaillement (es_plastic).....336

Figure A8.2: État du fond de trou pour σ_{xx} = 64 MPa · σ_{yy} = 122 MPa · σ_{zz} = 132 MPa. a) zones en rupture (block state). b) Déformations plastiques de tension (et_plastic). c) Déformations plastiques de cisaillement (es_plastic).....337

Figure A8.3: État du fond de trou pour σ_{xx} = 64 MPa · σ_{yy} = 117 MPa · σ_{zz} = 137 MPa. a) zones en rupture (block state). b) Déformations plastiques de tension (et_plastic). c) Déformations plastiques de cisaillement (es_plastic).....338

Figure A8.4: État du fond de trou pour σ_{xx} = 64 MPa · σ_{yy} = 114 MPa · σ_{zz} = 140 MPa. a) zones en rupture (block state). b) Déformations plastiques de tension (et_plastic). c) Déformations plastiques de cisaillement (es_plastic).....339

Figure A8.5: État du fond de trou pour σ_{xx} = 64 MPa · σ_{yy} = 132 MPa · σ_{zz} = 122 MPa. a) zones en rupture (block state). b) Déformations plastiques de tension (et_plastic). c) Déformations plastiques de cisaillement (es_plastic).....340

Figure A8.6: État du fond de trou pour σ_{xx} = 64 MPa · σ_{yy} = 137 MPa · σ_{zz} = 117 MPa. a) zones en rupture (block state). b) Déformations plastiques de tension (et_plastic). c) Déformations plastiques de cisaillement (es_plastic).....341

Figure A8.7: État du fond de trou pour σ_{xx} = 64 MPa · σ_{yy} = 140 MPa · σ_{zz} = 114 MPa. a) zones en rupture (block state). b) Déformations plastiques de tension (et_plastic). c) Déformations plastiques de cisaillement (es_plastic).....342

Figure A8.8: État du fond de trou pour σ_{xx} = 127 MPa · σ_{yy} = 127 MPa · σ_{zz} = 64 MPa. a) zones en rupture (block state). b) Déformations plastiques de tension (et_plastic). c) Déformations plastiques de cisaillement (es_plastic).....343

Figure A8.9: État du fond de trou pour σ_{xx} = 122 MPa · σ_{yy} = 132 MPa · σ_{zz} = 64 MPa. a) zones en rupture (block state). b) Déformations plastiques de tension (et_plastic). c) Déformations plastiques de cisaillement (es_plastic)..... 344

Figure A8.10: État du fond de trou pour σ_{xx} = 117 MPa · σ_{yy} = 137 MPa · σ_{zz} = 64 MPa. a) zones en rupture (block state). b) Déformations plastiques de tension (et_plastic). c) Déformations plastiques de cisaillement (es_plastic)..... 345

Figure A8.11: État du fond de trou pour σ_{xx} = 114 MPa · σ_{yy} = 140 MPa · σ_{zz} = 64 MPa. a) zones en rupture (block state). b) Déformations plastiques de tension (et_plastic). c) Déformations plastiques de cisaillement (es_plastic)..... 346

Figure A8.12: État du fond de trou pour σ_{xx} = 108 MPa · σ_{yy} = 146 MPa · σ_{zz} = 64 MPa. a) zones en rupture (block state). b) Déformations plastiques de tension (et_plastic). c) Déformations plastiques de cisaillement (es_plastic)..... 347

Figure A8.13: État du fond de trou pour σ_{xx} = 104 MPa · σ_{yy} = 150 MPa · σ_{zz} = 64 MPa. a) zones en rupture (block state). b) Déformations plastiques de tension (et_plastic). c) Déformations plastiques de cisaillement (es_plastic)..... 348

Figure A8.14: État du fond de trou pour σ_{xx} = 100 MPa · σ_{yy} = 154 MPa · σ_{zz} = 64 MPa. a) zones en rupture (block state). b) Déformations plastiques de tension (et_plastic). c) Déformations plastiques de cisaillement (es_plastic)..... 349

Figure A8.15: État du fond de trou pour σ_{xx} = 90 MPa · σ_{yy} = 164 MPa · σ_{zz} = 64 MPa. a) zones en rupture (block state). b) Déformations plastiques de tension (et_plastic). c) Déformations plastiques de cisaillement (es_plastic)..... 350

Figure A9.1 : État de la carotte à la fin de la saignée pour 64-127-127..... 351

Figure A9.2 : État de la carotte à la fin de la saignée pour 64-122-132..... 352

Figure A9.3 : État de la carotte à la fin de la saignée pour 64-117-137 352

Figure A9.4 : État de la carotte à la fin de la saignée pour 64-114-140 353

Figure A9.5 : État de la carotte à la fin de la saignée pour 64-132-122 353

Figure A9.6 : État de la carotte à la fin de la saignée pour 64-137-117 354

Figure A9.7 : État de la carotte à la fin de la saignée pour 64-140-114 354

Figure A9.8 : État de la carotte à la fin de la saignée pour 127-127-64 355

Figure A9.9 : État de la carotte à la fin de la saignée pour 122-132-64 355

Figure A9.10 : État de la carotte à la fin de la saignée pour 117-137-67 356

Figure A9.11 : État de la carotte à la fin de la saignée pour 114-140-64 356

Figure A9.12 : État de la carotte à la fin de la saignée pour 108-146-64 357

Figure A9.13 : État de la carotte à la fin de la saignée pour 104-150-64 357

Figure A9.14 : État de la carotte à la fin de la saignée pour 100-154-64 358

Figure A9.15 : État de la carotte à la fin de la saignée pour 90-164-64 358

Figure A10.1 : État de la paroi en fond de trou et à la fin de la saignée pour 64-127-127 359

Figure A10.2 : État de la paroi en fond de trou et à la fin de la saignée pour 64-122-132 360

Figure A10.3 : État de la paroi en fond de trou et à la fin de la saignée pour 64-117-137 360

Figure A10.4 : État de la paroi en fond de trou et à la fin de la saignée pour 64-114-140 361

Figure A10.5 : État de la paroi en fond de trou et à la fin de la saignée pour 64-132-122 361

Figure A10.6 : État de la paroi en fond de trou et à la fin de la saignée pour 64-137-117 362

Figure A10.7 : État de la paroi en fond de trou et à la fin de la saignée pour 64-140-114 362

Figure A10.8 : État de la paroi en fond de trou et à la fin de la saignée pour 127-127-64 363

Figure A10.9 : État de la paroi en fond de trou et à la fin de la saignée pour 122-132-64 363

Figure A10.10 : État de la paroi en fond de trou et à la fin de la saignée pour 117-137-67 ... 364

Figure A10.11 : État de la paroi en fond de trou et à la fin de la saignée pour 114-140-64 ... 364

Figure A10.12 : État de la paroi en fond de trou et à la fin de la saignée pour 108-146-64 ...365

Figure A10.13 : État de la paroi en fond de trou et à la fin de la saignée pour 104-150-64 ...365

Figure A10.14 : État de la paroi en fond de trou et à la fin de la saignée pour 100-154-64 ...366

Figure A10.15 : État de la paroi en fond de trou et à la fin de la saignée pour 90-164-64 366

Figure A11.1 : Inspiration de configurations à petits agrégats.....367

Figure A11.2 : Inspiration de configurations à gros agrégats 368

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 1.1 : Activités requérant la connaissance des contraintes in situ (Amadei & Stephansson, 1997)..... 5

Tableau 2.1 : Méthodes de mesures de contraintes in situ selon le principe..... 18

Tableau 4.1 : Comparaison des contraintes en fond de trou. 67

Tableau 4.2 : Paramètres de déformabilité et contraintes appliquées. 73

Tableau 4.3 : Paramètres utilisés pour la simulation de la loi CWFS..... 96

Tableau 4.4 : Contraintes préalables (frontières du modèle) des cas étudiés..... 99

Tableau 5.1 : Différences de déformations récupérées entre le cas homogène et les configurations hétérogènes pour SR = 0.8 (SR = 0.8, σ_{xx} = 10 MPa et σ_{yy} = 10 MPa)..... 114

Tableau 5.2 : Comparaison entre les valeurs de SR appliquées et calculées 117

Tableau 5.3 : Paramètres de déformabilité – méthodes anisotropes équivalentes 118

Tableau 5.4 : Paramètres de déformabilité – méthodes isotropes..... 118

Tableau 5.5 : Calcul du module de Young moyen à partir des rapports du volume occupé par les agrégats dans la carotte récupérée..... 123

Tableau 5.6 : Tests statistiques sur les erreurs de calcul de contraintes en fonction de la taille des agrégats 139

Tableau 5.7 : Test de Student sur les erreurs de calcul de contraintes entre les quatre approches 140

Tableau 5.8 : Erreurs normalisées sur les calculs de contrainte en fonction de la variation du coefficient de Poisson – Méthode anisotrope équivalente 142

Tableau 5.9 : Erreurs normalisées sur les calculs de contrainte en fonction de la variation du coefficient de Poisson – Méthode anisotrope équivalente modifiée 142

Tableau 5.10 : Erreurs normalisées sur les calculs de contrainte en fonction de la variation du coefficient de Poisson – Méthode isotrope équivalente 143

Tableau 5.11 : Erreurs normalisées sur les calculs de contrainte en fonction de la variation du coefficient de Poisson – Méthode isotrope homogène 143

Tableau 5.12 : Erreurs sur les contraintes recalculées selon l'orientation de la rosette 147

Tableau 5.13 : Tests statistiques sur les résultats de contraintes calculées en fonction de l'état des jauges (différences significatives en surligné) 153

Tableau 6.1 : Erreurs de calcul de contraintes pour tous les cas étudiées 196

Tableau 6.2 : Contraintes recalculées pour des combinaisons de trois trous orthogonaux 198

LISTE DES SIGLES ET ABBRÉVIATIONS

2D	2 dimensions ou bidimensionnel(le) ou bidimensionnels(les)
3D	3 dimensions ou tridimensionnel(le) ou tridimensionnels(les)
a(v), b(v), c(v)	Facteurs de concentrations en fond de trou
ARMA	Amercian Rock Mechanics Association
ASTM	American Society for Testing Materials
BDG	Borehole Deformation Gauge
c	Cohésion
C_0	Résistance en compression du matériau
CCBO	Compact Conical-ended Borehole Overcoring
CEJM	Cellule Extensométrique à Jauges Multiples
CHERCHAR	Centre de Recherches des Charbonnages de France
CSIR	Council for Scientific and Industrial Research
CSIRO	Commonwealth Scientific and Industrial Research Organisation
CT	Computed Tomography
CWFS	Cohesion Weakening Friction Strengthening
[*D*]	Matrice des états 2D de contraintes obtenues en fond de trou
d	Facteur égal à la moitié du Stress Ratio (SR)
DDGS	Deep Doorstopper Gauge System
D_p	Déformations au pic de la courbe de récupération

D_r	Déformations récupérées lues sur la courbe de récupération
E	Module de Young d'un matériau considéré isotrope
E_1	Modules d'élasticité dans le plan d'isotropie
E_2	Modules d'élasticité dans le plan perpendiculaire au plan d'isotropie
FLAC	Fast Lagrangian Analysis of Continua in 2 Dimensions
$FLAC^{3D}$	Fast Lagrangian Analysis of Continua in 3 Dimensions
G	Module de rigidité élastique
G_2	Module de rigidité élastique dans le plan perpendiculaire au plan d'isotropie
K	Module de compressibilité élastique
LUH	Université de Technologie Lulea
MAI	Module d'Acquisition Intelligente
P	Pression (en MPa) appliquée au manchon lors de l'essai biaxial
RAM	Random Access Memory
RMB	Representative Measurement Base
RPR	Recovered to Peak Ratio
RVE	Representative Volume Element
$[S]$	Matrice de conformité
SFJ	Small Flat Jack
SR	Stress Ratio
SSPB	Swedish State Power Board
Sxx	Contraintes en 2D en fond de trou selon l'axe O,x
Syy	Contraintes en 2D en fond de trou selon l'axe O,y

T_0	Résistance en tension du matériau
UNSW	University of New South Wales
USBM	United States' Bureau of Mines
x, y, z	Coordonnées d'un nœud, d'un point ou d'un centroïde
ν	Coefficient de Poisson
ν_1	Coefficient de Poisson dans le plan d'isotropie
ν_2	Coefficient de Poisson dans le plan perpendiculaire au plan d'isotropie
$[\varepsilon]$	Matrice des déformations
ε_I, ε_{II}	Déformations principales majeure et mineure lors de l'essai biaxial
ε_I, ε_{III}	Déformations principales majeure et mineure mesurées sous la rosette lors de l'essai diamétral
ε_0, ε_{45}, ε_{90}, ε_{135}	Déformations respectives aux jauges 0°, 45°, 90° et 135° de la rosette
ε'_{xx} , ε'_{yy}, γ'_{xy}	Déformations en fond de trou selon les axes (O,x) et (O,y)
λ	Paramètre tenant compte de l'influence de l'anisotropie
φ	Angle de frottement
$[\sigma]$	Matrice des contraintes
σ_{ij}	Contraintes préalables (appliquées aux frontières du modèle)
σ'_{ij}	Contraintes en fond de trou
σ'_{xx} , σ'_{yy}, τ'_{xy}	État de contraintes 2D en fond de trou selon les axes (O,x) et (O,y)
σ_{xx}, σ_{yy}, σ_{zz}, τ_{xy}	Contraintes in situ dans le système de référence (O, x, y, z)
σ_1, σ_2, σ_3	Contraintes principales

LISTE DES ANNEXES

ANNEXE 1 : Code de génération du modèle homogène 245

ANNEXE 2 : Code de génération d'une configuration à petits agrégats 248

ANNEXE 3 : Code du mode opératoire (hétérogénéité) 254

ANNEXE 4 : Les différentes configurations d'agrégats 276

ANNEXE 5 : Code pour le mode opératoire (endommagement) 285

ANNEXE 6 : Les courbes de récupération des analyses hétérogènes 308

ANNEXE 7 : Les variations des contraintes recalculées en fonction du positionnement de la rosette dans les analyses sur l'hétérogénéité 327

ANNEXE 8 : État du fond de trou 335

ANNEXE 9 : État de la carotte récupérée 351

ANNEXE 10 : État de la paroi du trou 359

ANNEXE 11 : Coupes de carottes réelles prélevées sur du béton 367

CHAPITRE 1 : INTRODUCTION

1.1 Avant-propos

La mécanique des roches est une science relativement jeune. Elle est à la croisée de plusieurs disciplines tel le génie géologique, le génie civil, le génie des mines, le génie du pétrole, la géologie fondamentale et la géophysique. Cette richesse multidisciplinaire traduit son importance aussi bien dans les domaines civil, minier et nucléaire que dans la recherche fondamentale.

Depuis son avènement dans les années 50, la mécanique des roches a fait un nombre considérable de découvertes et de progrès qui ont amélioré et enrichi la compréhension et la conception du comportement des roches et des massifs rocheux soumis à des sollicitations naturelles ou artificielles. Que ce soit le hall olympique souterrain de Gjovik en Norvège (Feng *et al*, 1997), le grand barrage hydroélectrique de Snowy Mountain en Tasmanie (Brown, 2002), le développement minier du district du Mont Isa en Australie, les tunnels sous La Manche et à travers les Alpes et les tunnels du métro de Montréal, on peut toujours reconnaître l'apport de la mécanique des roches dans le succès de plusieurs grands travaux de génie. Néanmoins, certains aspects de la mécanique des roches restent encore à l'état embryonnaire et les nouveaux défis créés par le progrès même de l'humanité rajoutent de nouvelles avenues à explorer.

C'est d'ailleurs la raison pour laquelle l'Association Américaine de la Mécanique des Roches (en anglais American Rock Mechanics Association, ARMA) a tenu un forum en 1998

sur les nouvelles pistes de développement de ce fleuron de la science et de la technologie qu'est la mécanique des roches. Plusieurs spécialistes du domaine ont participé à ce forum qui a permis de dégager un certain nombre de défis à relever. Parmi les sujets brûlants, on peut citer les milieux fracturés, l'interaction entre les fluides et les roches, l'imagerie numérique et ses mesures, la rupture violente des roches, l'effet d'échelle et les incertitudes associées, la caractérisation des roches fragiles sous fortes contraintes, la caractérisation du comportement post-pic des roches et l'utilisation de la modélisation numérique comme approche peu chère et efficace pour les milieux discontinus, hétérogènes, anisotropes et non élastiques (Glaser & Doolin, 2000). Et, même si ces lignes directrices ont été élaborées par une association américaine, il n'en demeure pas moins qu'elles reflètent les aspirations du monde de la mécanique des roches en général.

Pour pouvoir apporter une quelconque contribution à la relève des défis suggérés par l'ARMA, il est nécessaire de choisir un domaine d'application donnée pour lequel le sujet peut être circonscrit et débattu. Dans la présente thèse, ce sont les mesures de contraintes in situ et leur interprétation qui serviront de canevas à l'étude de deux aspects particuliers de la mécanique des roches. D'une part, l'étude des milieux hétérogènes permettra de mettre en lumière les effets d'échelle et de caractériser le comportement non homogène qu'on retrouve presque toujours dans les roches : les effets d'échelle dont il est question s'observent à trois niveaux, à savoir les déformations à l'emplacement de la rosette assimilable à un point, la détermination des paramètres élastiques de déformabilité de la carotte récupéré, et l'extrapolation des contraintes en fond de trou aux contraintes appliquées. D'autre part, on s'intéressera à l'endommagement de la roche, ce qui couvrira le comportement élastoplastique post-pic et l'analyse des roches fragiles sous fortes contraintes. L'utilisation de la modélisation

numérique tridimensionnelle dans ces travaux ouvre une nouvelle fenêtre sur la résolution de certains problèmes de la mécanique des roches à l'aide des outils informatiques. Mais avant, il est nécessaire de rappeler l'importance de la connaissance et de la mesure des contraintes in situ dans les travaux de génie civil (tunnels et ouvrages souterrains), les mines, les chambres nucléaires, etc.

1.2 Les contraintes dans les massifs rocheux et leurs mesures

1.2.1 Les contraintes dans les massifs rocheux

Les contraintes dans les roches et les massifs rocheux ne sont pas des quantités physiques observables, mais on doit leur concept au fait que leur présence ou leur variation entrainent des phénomènes physiques détectables : changements de forme et de volume, changements de propriétés mécaniques, électriques et optiques (Corthésy, 1989). La figure 1.1 permet d'avoir une vue d'ensemble des différents types de contraintes que l'on peut regrouper selon deux grandes catégories : les contraintes naturelles et les contraintes induites. Il faut savoir que la terminologie dans la littérature est très diversifiée et souvent contradictoire. Pour mieux refléter la traduction de l'expression latine *in situ*, qui signifie *sur place*, il paraît adéquat d'utiliser la terminologie proposée par Hyett et al (1986) et reprise par Corthésy (1989):

- Les contraintes naturelles sont celles qui regroupent les contraintes gravitaires, tectoniques, résiduelles et leurs effets combinés. Elles existent naturellement dans les massifs rocheux et leur équilibre n'a pas été perturbé par l'homme.
- Les contraintes induites sont le résultat du rééquilibrage des contraintes naturelles à la suite d'activités humaines comme le minage, les excavations, le pompage...

- Les contraintes in situ comprennent les contraintes naturelles et les contraintes induites. Elles représentent donc les contraintes que l'on mesure *sur place*.

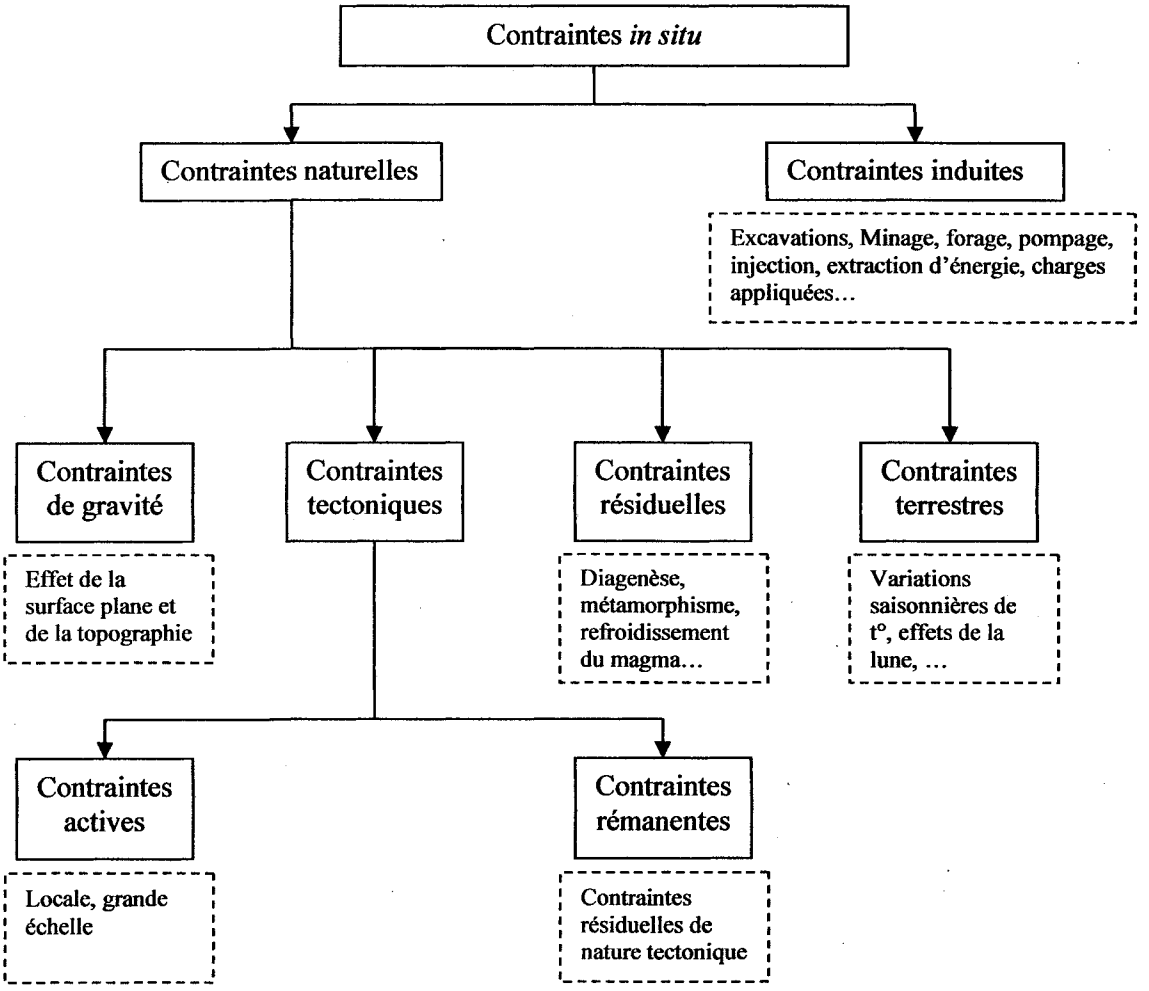


Figure 1.1 : Les types de contraintes, élaborés à partir d'Amadei et Stephansson (1997)

1.2.2 Les mesures de contraintes

Les mesures des contraintes in situ ainsi que leur interprétation adéquate représentent une étape cruciale non seulement dans le design d'infrastructures souterraines civiles, minières ou nucléaires mais aussi dans la compréhension des phénomènes orogéniques et tectoniques de la planète. Le tableau suivant (tableau 1.1) présente une liste non exhaustive des activités qui nécessitent la connaissance des contraintes in situ.

Tableau 1.1 : Activités requérant la connaissance des contraintes in situ (Amadei & Stephansson, 1997)

Génie des mines et génie civil	**Énergie**	**Géologie/Géophysique**
• Stabilité des ouvrages souterrains (tunnels, mines, cavernes, puits, chantiers...) • Forage et sautage • Design de pilier de mine • Design de systèmes de soutènement • Prédiction de coups de terrain • Transport et écoulement de fluides • Barrages et digues • Stabilité de pente	• Stabilité et déviation de puits profonds • Rupture et déformation de puits profonds • Propagation de la fissuration et de la fracturation • Écoulement de fluides et problèmes géothermiques • Gestion de réservoirs de production • Stockage et extraction d'énergie	• Orogenèse • Prédiction des tremblements de terre • Tectonique des plaques • Néotectonique • Géologie structurale • Volcanologie • Glaciation

Il existe deux raisons principales pour lesquelles l'ingénieur a besoin de connaître les contraintes dans le contexte de la mécanique des roches :

- L'état de contraintes préalable à l'exécution de travaux contribuera à évaluer la stabilité ou l'instabilité des ouvrages réalisés dans le massif rocheux. Sa connaissance permettra d'optimiser la forme, l'orientation et la taille de l'ouvrage tout en assurant la sécurité et/ou la pérennité de ce dernier par l'installation de soutènement adéquat. Au final, les coûts sont mieux maîtrisés et la réalisation du projet est plus rationnelle.
- L'état de contraintes pendant ou après la réalisation des travaux permet à l'ingénieur de mesurer la qualité de son design et d'y apporter des modifications éventuelles. Il s'assure ainsi de veiller au contrôle de la qualité de son œuvre.

Bien que plusieurs activités requièrent la connaissance de l'état réel des contraintes in situ (tableau 1.1), bon nombre d'ingénieurs continuent de penser que les règles du pouce peuvent remplacer une bonne campagne de mesures. D'aucuns spéculent que la généralisation de la contrainte verticale (équation 1.1) ainsi que l'utilisation du facteur k pour retrouver les contraintes horizontales (équation 1.2) sont suffisantes pour établir l'état de contraintes in situ (Brady & Brown, 2004).

$$\sigma_{zz} = 0.027 \cdot z \tag{1.1}$$

$$k = \frac{\sigma_{xx} + \sigma_{yy}}{2 \cdot \sigma_{zz}} \tag{1.2}$$

Limite inférieure :

$$k = 0.3$$

Limite supérieure :

$$k = 0.3 + \frac{1500}{z}$$

où σ_{zz} est la contrainte verticale en MPa, σ_{xx} et σ_{yy} les contraintes horizontales en MPa et z la profondeur en mètres

Or, même si ces relations empiriques ont été établies en se basant sur une multitude de mesures de contraintes à travers le monde (environ 900 états de contraintes), l'analyse des tendances observées (figures 1.2) par les auteurs de l'étude (Hoek & Brown, 1980) et mises à jour par Brady et Brown (2004) montre qu'une telle approche peut s'avérer imprudente.

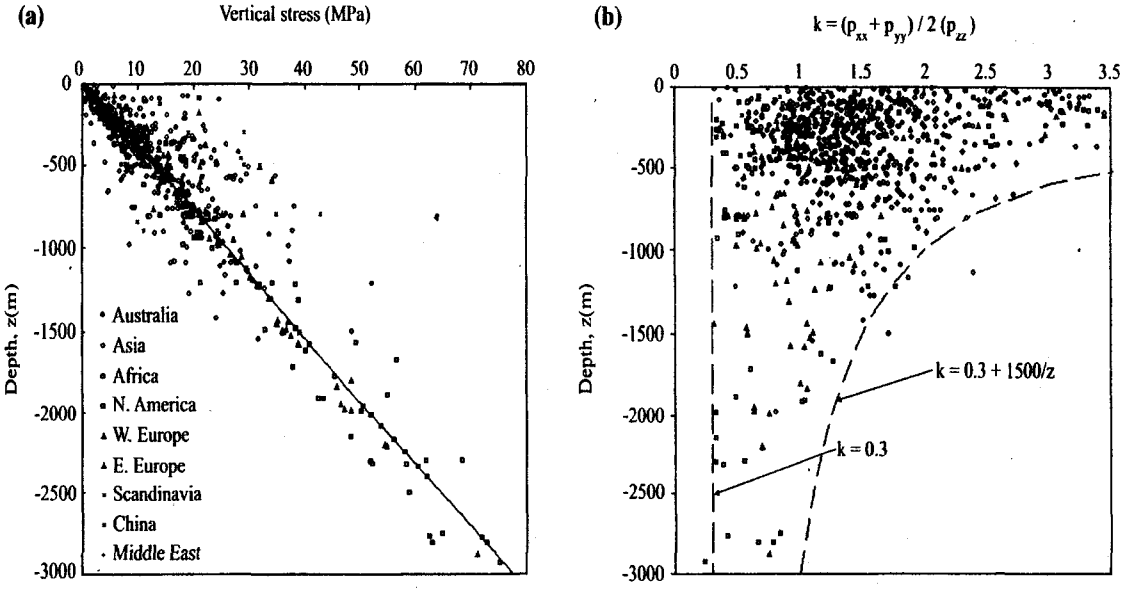


Figure 1.2 : Résultats de mesures de contraintes à l'échelle mondiale. a) Variation de la contrainte verticale en fonction de la profondeur. b) Évolution du rapport k en fonction de la profondeur (Brady & Brown, 2004)

On remarque en effet que pour des profondeurs où les activités humaines sont fréquentes (inférieures à 1000 m), la dispersion est très importante pour la contrainte verticale et se répercute dans l'estimation de k : la valeur de σ_{zz} peut être sous-estimée ou surestimée à plus ou moins 5 fois sa vraie valeur. À grande profondeur, il existe encore des écarts qui sont

non négligeables : par exemple si une contrainte verticale est de 80 MPa, à 3 km de profondeur, la moyenne de la contrainte horizontale variera du simple au triple soit entre 80 MPa et 24 MPa. Hudson et Harrison (1997) reviennent aussi sur les divers phénomènes qui peuvent influencer fortement l'état local de contraintes à savoir, l'hétérogénéité à différentes échelles, l'érosion, l'activité tectonique, l'anisotropie et les discontinuités géologiques. Aucune estimation empirique ne saurait donc remplacer une bonne campagne de mesures de contraintes in situ.

Les contraintes dans les massifs rocheux sont mesurables de nos jours grâce à diverses méthodes basées sur différents principes, notamment le rétablissement, la récupération et la fracturation (Amadei & Stephansson, 1997; Brady & Brown, 2004; Corthésy *et al*, 1993d; Hudson & Harrison, 1997). Parmi les multiples techniques de récupération, l'auteur a choisi de se pencher sur celle du Doorstopper modifié parce qu'elle est promise à un bel avenir, vu qu'elle a bénéficié de développements importants au cours des deux dernières décennies. Cette technique a l'avantage de minimiser le front de contraintes associé au relâchement pour donner de bons résultats (Corthésy & Gill, 1990a). En plus de bénéficier d'un système d'acquisition de données automatisé (Leite *et al*, 1996), le Doorstopper modifié est facile à mettre en œuvre et ne requiert que deux trous de forage depuis l'élaboration d'une méthode de calcul nommée RPR (Corthésy *et al*, 1994). Cependant, quelques outils restent encore à être développés pour faire de cette technique la plus flexible et la plus complète possible dans le domaine de mesures de contraintes in situ. La thèse s'inscrit donc dans cette optique et dans le paragraphe suivant, les objectifs poursuivis sont définis.

1.3 Les objectifs de la présente recherche

1.3.1 L'hétérogénéité des géomatériaux

L'hypothèse selon laquelle le géomatériau est homogène, élastique et isotrope est souvent posée pour l'interprétation des mesures réalisées avec la majorité des méthodes de mesures de contraintes in situ. Cette hypothèse n'est pas vérifiée pour la majorité des roches par exemple, mais permet de simplifier les méthodes d'analyse et d'interprétation. La qualité d'une méthode de mesures passera par la prise en considération du comportement réel du matériau. C'est ainsi que les chercheurs ayant développé le Doorstopper modifié ont mis au point des méthodes de calcul qui prennent en compte l'anisotropie, l'hétérogénéité et la non-linéarité du géomatériau (Corthésy & Gill, 1990b). Pour les études qui concernent le Doorstopper modifié, leur approche a été vérifiée par des modèles numériques 2D qui ne permettent pas de rendre compte de la morphologie des milieux hétérogènes de façon rigoureuse, ni de représenter des états de contraintes tridimensionnels. Dans le but de compléter les travaux déjà réalisés, il apparaît nécessaire d'étendre les études à des tenseurs triaxiaux tout en générant des hétérogénéités en trois dimensions plus réalistes. Mais, pour pouvoir juger de la validité des méthodes de calcul et statuer sur la valeur des contraintes calculées, il faut connaître exactement la valeur de ces dernières. En ce sens, la modélisation numérique tridimensionnelle sera utilisée parce qu'elle permet de répondre à ce besoin. De plus, les configurations qui ont été analysées représentent des situations extrêmes. D'une part, la distribution statistique des paramètres élastiques de déformabilité est bimodale et discrète dans les modèles numériques utilisées dans cette thèse, alors qu'elle est généralement moins tranchée et plus adoucie en réalité (figure 1.3) : on pourrait considérer ces configurations

comme du béton particulier et supposer qu'une extrapolation aux géomatériaux rocheux serait possible étant donné qu'on observe habituellement dans ces derniers des contrastes de déformabilité élastique moindres. D'autre part, une contrainte principale est toujours parallèle à l'axe du trou, ce qui crée des déviateurs de contraintes plus grands.

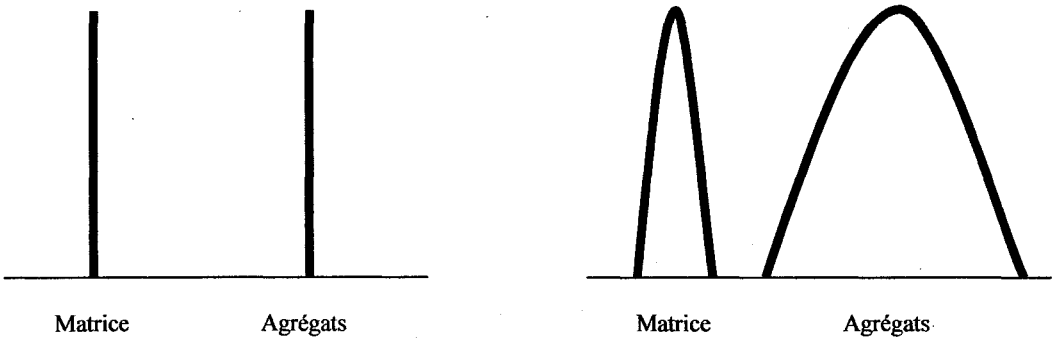


Figure 1.3 : Schéma de la distribution statistique des paramètres élastiques de déformabilité dans un béton. a) Cas extrême de l'étude actuelle. b) Cas général

1.3.2 L'endommagement de la roche

En plus de l'hétérogénéité, l'influence de la rupture, que l'on peut observer dans la zone de mesure en fond de trou lorsque les contraintes sont très élevées, n'a pas encore été étudiée de façon approfondie pour les roches fragiles. Ce phénomène, qui se manifeste entre autres par ce que l'on appelle le discage, produit un endommagement dont les conséquences sur la validité des déformations récupérées ont déjà été mentionnées sans pour autant être

précisément analysées (Corthésy *et al*, 1993c; Corthésy & Leite, 2008). L'endommagement dans le voisinage des carottes de forage est une réalité non encore bien maîtrisée par les chercheurs qui polémiquent toujours sur ses causes, ses mécanismes et ses effets : la présente recherche permettra entre autres de lever le voile sur quelques zones d'ombre. Pour y arriver, l'auteur s'aidera de la simulation numérique tridimensionnelle car elle permet de mieux cerner les paramètres et les effets mis en jeu, tout en facilitant des comparaisons et des déductions plus éclairées. En outre, une étude tridimensionnelle de l'influence de cet endommagement pourrait faire avancer le débat sur la pertinence de l'utilisation du Doorstopper modifié dans les zones de fortes contraintes, afin d'améliorer la technique pour qu'elle s'applique à des situations d'endommagement de la roche.

1.4 Les impacts anticipés et le plan de la thèse

Sur le plan scientifique, les résultats de cette recherche devraient améliorer la qualité et la précision des mesures de contraintes in situ avec le Doorstopper modifié. En effet, l'étude sur l'influence de l'hétérogénéité favorisera une plus grande application de cette technique de mesure, notamment dans le béton ou les roches très hétérogènes. Le Doorstopper modifié pourrait alors se démarquer des autres méthodes de mesures qui auraient une gamme d'applications plus restreinte.

De plus, par des analyses plus poussées, les conclusions de la recherche permettront de savoir si la technique peut s'appliquer dans des milieux à fortes contraintes où l'endommagement a lieu. Le choix de lois de comportement adéquates pour l'étude de l'endommagement, et la compréhension des différents effets en jeu marqueront un nouveau pas dans la détermination de contraintes très élevées.

Sur le plan économique, l'étude sur l'hétérogénéité aura pour effet de permettre, par exemple, l'auscultation des barrages en béton dont on veut connaître les contraintes réelles. Pour des barrages anciens, il peut être plus économique de seulement mesurer les contraintes qui y règnent afin de mieux cibler les interventions requises tel que celles ayant été appliquées au barrage Daniel-Johnson où des mesures de contraintes avec le Doorstopper modifié avaient contribué à réaliser des économies de plusieurs dizaines de millions de dollars.

Par ailleurs, les fortes contraintes sont de plus en plus fréquentes dans les mines au Canada où les gisements riches se font de plus en plus rares dans les zones proches de la surface. Une prise en compte adéquate des phénomènes d'endommagement de la roche lors des mesures de contraintes in situ avec le Doorstopper modifié donnerait une plus grande confiance aux résultats et permettrait un design minier plus économique pour l'extraction des ressources. Ainsi, les galeries et chantiers très souvent supportés à outrance pourraient disparaître pour faire place à des systèmes de support mieux adaptés et plus rentables, tandis que les pertes de chantiers pourtant très riches seraient réduites si les contraintes étaient mieux déterminées et prises en compte.

Il est aussi connu que le choix de l'énergie nucléaire repose beaucoup sur la capacité à enfouir de façon sécuritaire et économique les déchets qui sont produits. Une meilleure détermination des contraintes in situ pourrait aider à la conception des chambres de dépositions des déchets nucléaires, notamment en produisant des mesures plus fiables et en prenant en compte l'hétérogénéité et les fortes contraintes locales, si présentes. Des études sur le sujet sont d'ailleurs en cours en Suède et aux États-Unis.

Les impacts économiques de la présente recherche se traduisent par des bénéfices à l'être humain et à son milieu. Des barrages de béton dont on connaît précisément l'état des

contraintes et dont les coûts de réhabilitation sont réduits ont pour conséquences une sécurité des employés qui y travaillent, une protection accrue de l'environnement et peut-être même une baisse des coûts d'eau et d'électricité pour le consommateur. L'industrie minière, si elle arrive à aller chercher les ressources de façon économique à de plus grandes profondeurs (dans un contexte de fortes contraintes et de roches fragiles), pourrait concevoir des mines plus sécuritaires pour ses employés et participerait ainsi au développement durable en exploitant les ressources de façon optimale, d'où un bénéfice indéniable pour l'environnement. Et, dans la lutte aux gaz à effets de serre, le nucléaire représente une alternative possible au pétrole et au charbon si les déchets sont entreposés de façon sécuritaire dans des massifs rocheux dont on connaît le comportement. Lorsque le Doorstopper modifié sera doté d'outils permettant de couvrir une très vaste gamme de conditions géologiques et géomécaniques, les mesures de contraintes pour la conception des dépotoirs nucléaires seront plus précises et contribueront indirectement à la protection de l'atmosphère.

La présente thèse, qui s'intitule « influence de l'hétérogénéité et de l'endommagement de la roche dans l'interprétation des mesures de contraintes in situ », aura pour but d'atteindre les objectifs définis plus haut. Pour ce faire, au chapitre 2, un bref aperçu des techniques de mesures de contraintes in situ sera exposé, en insistant sur le Doorstopper modifié et sur ses avantages.

Le chapitre 3 portera sur la revue de la littérature sur le présent thème. À ce titre, une première partie s'articulera autour des acquis et des manquements des études antérieures sur l'hétérogénéité des géomatériaux en général et sur leur influence quant à l'interprétation des mesures de contraintes en particulier. Dans une seconde partie, les résultats de recherches

antérieures sur l'endommagement seront abordés avec une emphase sur celles qui traitent de la simulation numérique de l'endommagement.

La méthodologie de la présente recherche sera traitée au chapitre 4. Les raisons du choix de la modélisation numérique et du logiciel FLAC^{3D} seront précisées, en plus de justifier les choix des lois de comportement et des méthodes de calcul. Là encore, la première partie concernera les études sur l'hétérogénéité tandis que la seconde portera sur l'endommagement.

Le chapitre 5 présentera et discutera des résultats des analyses concernant l'étude de l'hétérogénéité. Le chapitre 6 portera sur la présentation et la discussion des résultats des études sur l'endommagement de la roche.

La thèse se terminera par le chapitre des conclusions et des recommandations, en mettant l'emphase sur les contributions originales apportées, en exposant les limites de la présente recherche et en ouvrant la voie aux recherches futures.

CHAPITRE 2 : LES MESURES DE CONTRAINTES IN SITU

2.1 Aperçu sur les techniques de mesures des contraintes in situ

Il existe toute une panoplie de techniques de mesures de contraintes in situ et il semble plus élégant de les regrouper selon le principe mis à profit par chacune d'entre elles (tableau 2.1). Gill (1980) a proposé les quatre catégories suivantes :

- les techniques basées sur le principe du rétablissement
- les techniques basées sur le principe de la fracturation
- les techniques basées sur le principe de la récupération
- les autres techniques

Le vérin plat et le Small Flat Jack font partie des techniques basées sur le principe de rétablissement. Il consiste à relâcher une contrainte principale par saignée et à mesurer les déplacements subséquents à l'aide de repères. Par la suite, on ramène ces repères à leur position initiale en appliquant sur les parois de la saignée une certaine pression que l'on considère égale à la contrainte agissant normalement à la saignée. Comme cette technique détermine une contrainte à la fois, six mesures indépendantes sont nécessaires pour avoir l'ensemble du tenseur de contraintes in situ. Le vérin plat est l'une des premières méthodes de mesures de contraintes et sa popularité a grandi dans les années 50 et 60 (Amadei & Stephansson, 1997). C'est une technique qui donne directement l'amplitude des contraintes sans exiger la connaissance des paramètres de déformabilité de la roche. Cependant, plusieurs inconvénients

ont été relevés (Amadei & Stephansson, 1997), parmi lesquels on cite la limitation à des mesures proches de la surface terrestre, la nécessité de faire plusieurs mesures et le besoin d'avoir des situations où le cisaillement est négligeable ou absent.

Le principe de fracturation consiste à « amener une portion du massif rocheux à la rupture et à retrouver, connaissant le critère de rupture, la ou les contraintes qui ont entraîné cette rupture » (Corthésy *et al*, 1993d). La plus populaire des techniques basées sur ce principe est la fracturation hydraulique. Dans cette dernière, on isole une section d'un forage et on y applique une pression telle que des fissures se forment. La pression de fluide requise pour engendrer ce phénomène de fissuration est mesurée et ramenée au champ de contraintes qui prévaut dans le massif rocheux (Amadei & Stephansson, 1997). Comme pour le vérin plat, l'avantage de la fracturation hydraulique est de ne pas nécessiter la connaissance des constantes élastiques de la roche. En plus, elle peut être menée dans des trous à de très grandes profondeurs, et ce à partir de la surface ou de tunnels, puits ou chambres. Même si cette technique a connu un essor grâce à son utilisation dans l'industrie pétrolière, de sérieuses réserves sur les hypothèses de calcul demeurent. En plus de ne pas être applicable à plusieurs types de roche, les lois de comportement qu'elle suppose posent problème (Corthésy *et al*, 2003). Les hypothèses non vérifiées sur la contrainte verticale et le coût associé aux mesures sont aussi au nombre des insuffisances des techniques basées sur le principe de fracturation (Amadei & Stephansson, 1997).

Les techniques basées sur le principe de récupération sont les plus nombreuses et se subdivisent selon les groupes suivants (Corthésy *et al*, 1993d) :

- les broches : mesurent les contraintes à la paroi et permettent de déterminer des états de contraintes bidimensionnelles. La plus connue est la technique du vérin cylindrique.

- la variation du diamètre de forage : regroupe entre autres la cellule BDG (Borehole Deformation Gauge), la cellule USBM (U.S. Bureau of Mines) et la cellule de l'Université de Liège. Les variations de diamètre sont causées par le relâchement des contraintes que produit un surcarottage.
- les déformations à la paroi du forage : représentent les techniques qui utilisent les cellules CSIR (Council for Scientific and Industrial Research), CSIRO (Commonwealth Scientific and Industrial Research Organisation), SSPB (Swedish State Power Board) ou LUH (Université de Technologie Lulea). Les déformations sont mesurées par les jauges collées sur les parois du trou pilote autour duquel le surcarottage est réalisé.
- les déformations en fond de forage : les jauges sont collées au fond du trou et une saignée cylindrique est effectuée dans le prolongement du même trou. La cellule du Doorstopper classique ou modifiée et la cellule hémisphérique sont des exemples de telles techniques.

Les autres techniques telles que la vélocité sonique, les déformations différées et l'effet Kaiser sont, soit limitées dans leur champ d'application, soit à un stade embryonnaire. Le tableau suivant récapitule l'ensemble des techniques de mesures qui viennent d'être abordées.

Tableau 2.1 : Méthodes de mesures de contraintes in situ selon le principe

Principe	Méthode	
Rétablissement	Vérin plat conventionnel	
	Small Flat Jack (SFJ)	
Fracturation	Fracturation hydraulique	
	Core discing	
	Analyse des courbes des déformations différées (DSCA)	
	Serata Stress Meter	
	Borehole Breakout	
Récupération	Mesures à la paroi des excavations	Broches
		Vérin cylindrique
	Mesures des variations de diamètre des forages	Cellule du USBM
		Cellule de Liège
		Cellule japonaise
		Cellule du CERCHAR
	Mesures de déformations à la paroi des forages	Cellule du CSIR
		Cellule du CSIRO
		Cellule du SSPB
		Cellule LUH
		Borehole Slotter
	Mesures de déformations en fond de trou	Doorstopper
		Cellule CEJM
		Cellule hémisphérique
Autres	Récupération des déformations différées	
	Effet Kaiser	
	Vélocité sonique	

2.2 La technique du Doorstopper modifié

2.2.1 Historique et développement

La technique de mesures de contraintes du Doorstopper proposée par Leeman en 1969 est basée sur le principe de récupération. Le nom adopté vient de la ressemblance entre la cellule utilisée et le butoir de porte (en anglais « doorstopper »). D'après Leeman, les premières utilisations de cette technique remontent aux années 30 avec la détermination de contraintes dans un tunnel sous le barrage Hoover aux États-Unis (Fairhurst, 2003). La cellule du Doorstopper classique est constituée de quatre jauges à fils résistants et le mode opératoire de mesure de contraintes est le suivant (Leite & Corthésy, 2001) :

- Forage d'un trou de diamètre de 60 à 70 mm jusqu'à l'endroit désiré.
- Mise en place du Doorstopper au fond du trou avec de la colle.
- Mesure des déformations avant le début et à la fin de la saignée qui vise à relâcher les contraintes : leur différence constitue les déformations récupérées.
- Connaissance des paramètres de déformabilité et des facteurs de concentration de contraintes en fond de trou.
- Hypothèse d'homogénéité, d'isotropie et d'élasticité linéaire du massif rocheux pour l'interprétation des mesures.
- Répétition dans au moins 2 autres trous non parallèles pour déduire l'état triaxial de contraintes.

Depuis le début des années 80, des modifications importantes ont été apportées à la cellule Doorstopper classique, aux procédures de mesures sur le terrain et à la méthode de

calcul des contraintes par une équipe du laboratoire de mécanique des roches de l'École Polytechnique de Montréal. La cellule a subi des transformations et par la suite, l'appellation « technique de Doorstopper modifié » a été retenue (Corthésy *et al*, 1993a; Corthésy *et al*, 1994).

Pour l'aspect technique, un thermistor a été installé dans une niche usinée à la face rosette des cellules Doorstopper traditionnelles pour permettre de lire les variations de température et de faire des corrections sur les mesures de déformations, tandis qu'un anneau de plastique de 3mm d'épaisseur qui englobe la cellule est ajouté pour permettre une meilleure stabilisation de l'ensemble sur la roche (Corthésy *et al*, 1993a; Corthésy *et al*, 1997). Pour le mode opératoire, un système d'acquisition en continu a été également élaboré afin de minimiser les effets de fils électriques et d'accroître la qualité des mesures enregistrées : c'est le M.A.I. pour Module d'Acquisition Intelligente (Leite *et al*, 1996). Les figures 2.1 à 2.4 permettent d'avoir une vue globale du Doorstopper modifié et de sa nouvelle procédure (Corthésy & Leite, 2007; Corthésy *et al*, 2003)

Quant au modèle d'interprétation, il a été raffiné pour couvrir une plus vaste gamme de comportement de la roche, notamment l'anisotropie et le comportement non-linéaire (Corthésy, 1982) et la prise en compte de l'hétérogénéité (Corthésy *et al*, 1993a; Corthésy *et al*, 1993b; Corthésy *et al*, 1993d; Corthésy *et al*, 2003). Après les mesures sur le terrain, la carotte récupérée est rechargée au laboratoire pour déterminer les paramètres élastiques de déformabilité. Une première recharge biaxiale (figures 2.5 et 2.6) permet de déterminer la direction de la plus grande déformabilité, soit l'axe perpendiculaire à l'intersection du plan apparent d'isotropie avec le plan du fond du trou. Un deuxième essai, l'essai de compression diamétrale (figure 2.7), est réalisé sur la même carotte selon la direction de la plus grande

déformabilité, trouvée lors de la compression biaxiale. Ces deux recharges fournissent les déformations qui entreront dans la résolution des équations permettant de déterminer les paramètres élastiques de déformabilité. L'explication de ces équations sera traitée dans un chapitre ultérieur.

En plus, une méthode, appelée RPR pour *Recovered to Peak Ratio* (Corthésy *et al*, 1994), a été proposée dans le but de réduire les coûts engendrés par le grand nombre de trous de forage requis : c'est une formule qui utilise le ratio entre les invariants de déformations maximaux et récupérés pour trouver le rapport entre les contraintes dans le plan du fond de trou et la contrainte axiale. Cela permet de réduire le nombre de trous de forage nécessaires : ainsi, si les six composantes du tenseur sont requises, on aura besoin de deux trous de forage tandis que si seulement quatre composantes sont recherchées, un seul trou sera foré (Corthésy *et al*, 1994). Enfin, si l'orientation des contraintes principales est connue, une seule mesure dans un sondage parallèle à l'une de leurs directions donne le tenseur de contraintes complet.

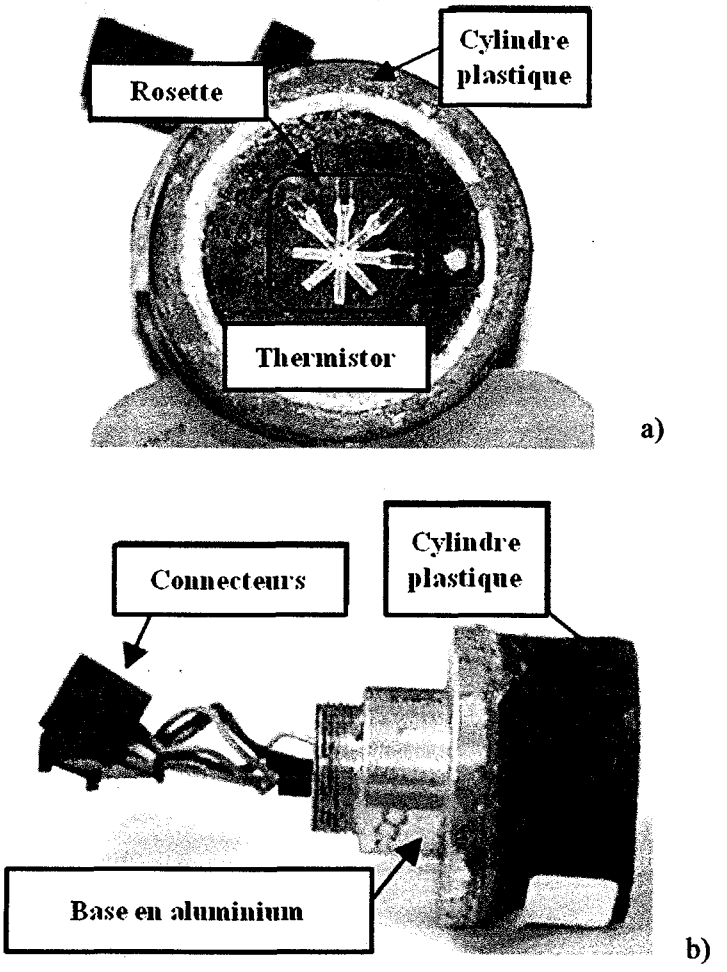


Figure 2.1 : Le Doorstopper et ses modifications. a) vue de face b) vue de profil

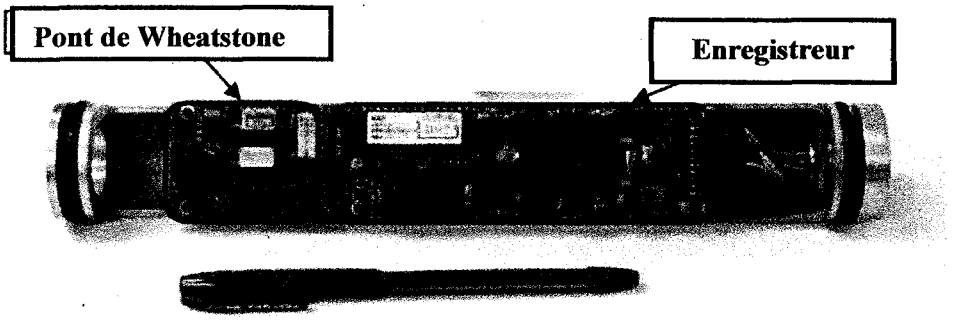


Figure 2.2 : Le Module d'Acquisition Intelligente en continue (M.A.I.)

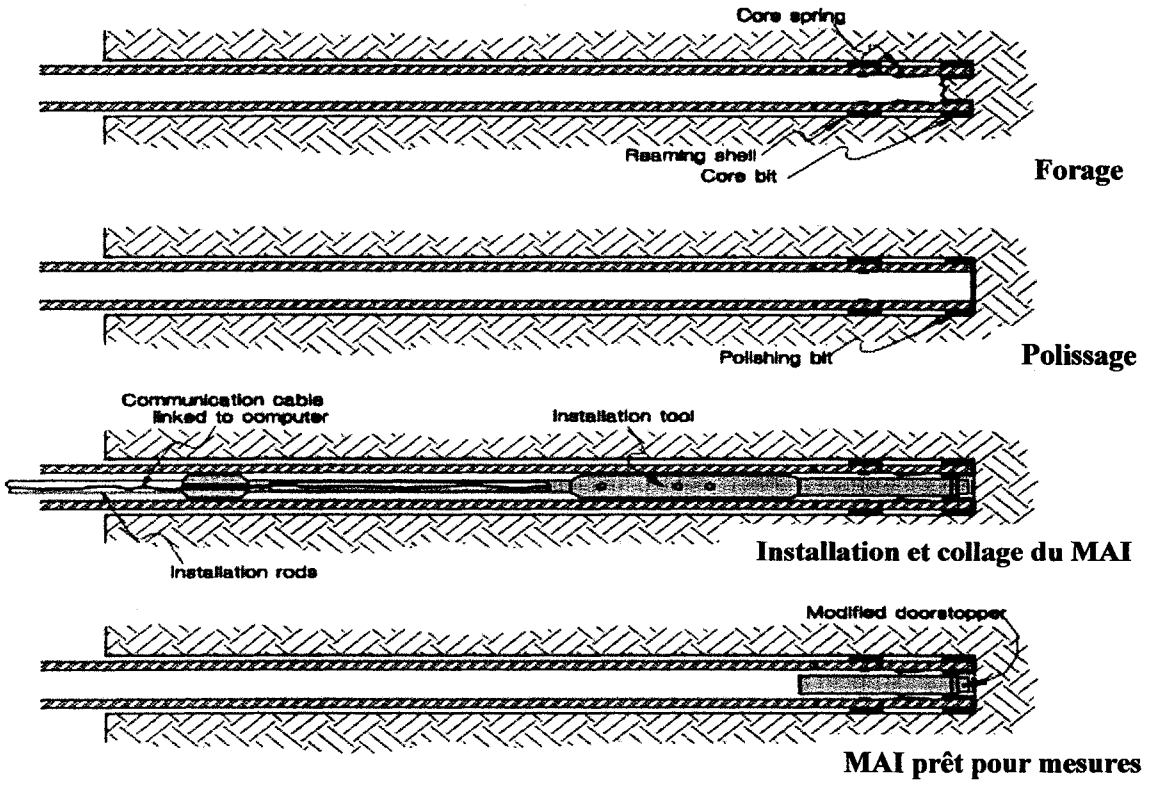


Figure 2.3 : La procédure de mesures

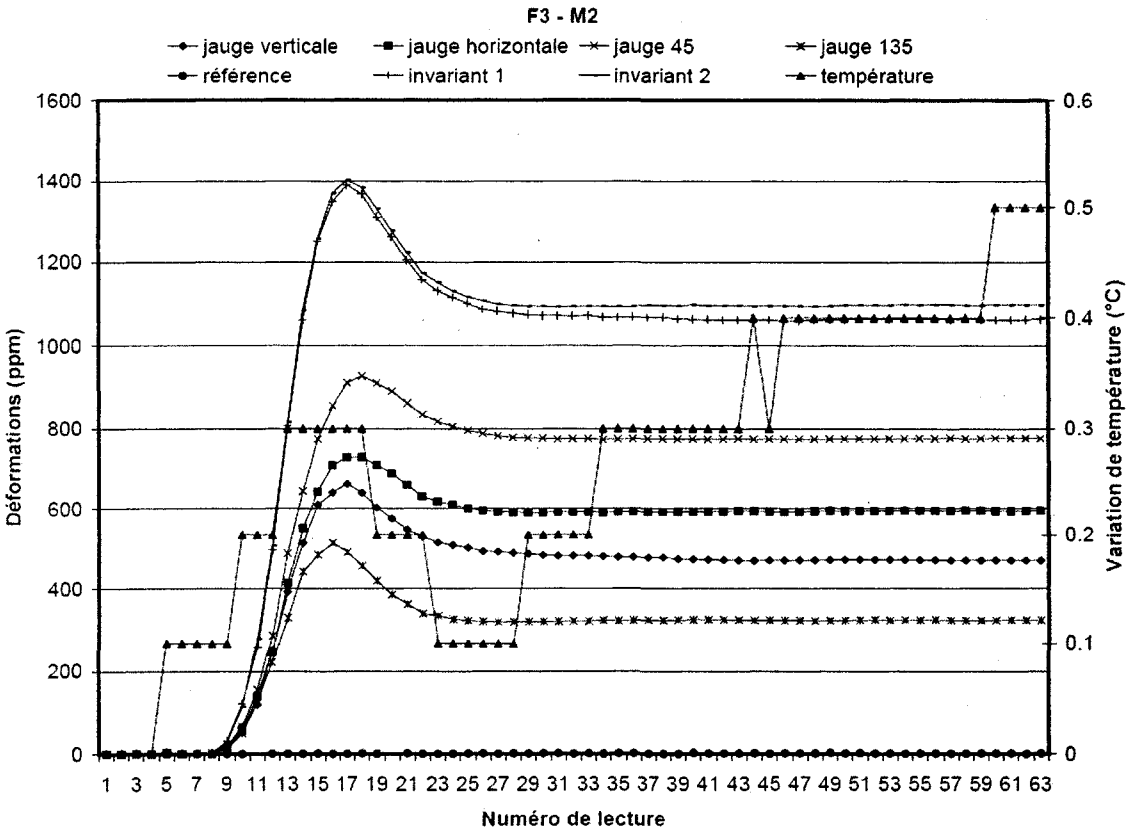


Figure 2.4 : Exemple de courbes de déformations récupérées réelles

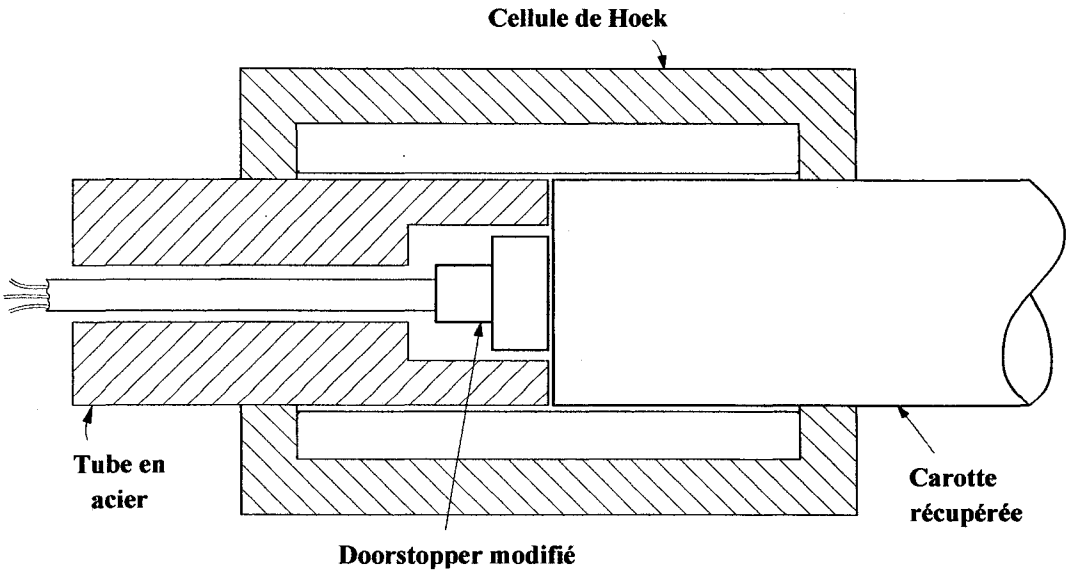


Figure 2.5 : Recharge biaxiale de la carotte récupérée dans la cellule de Hoek

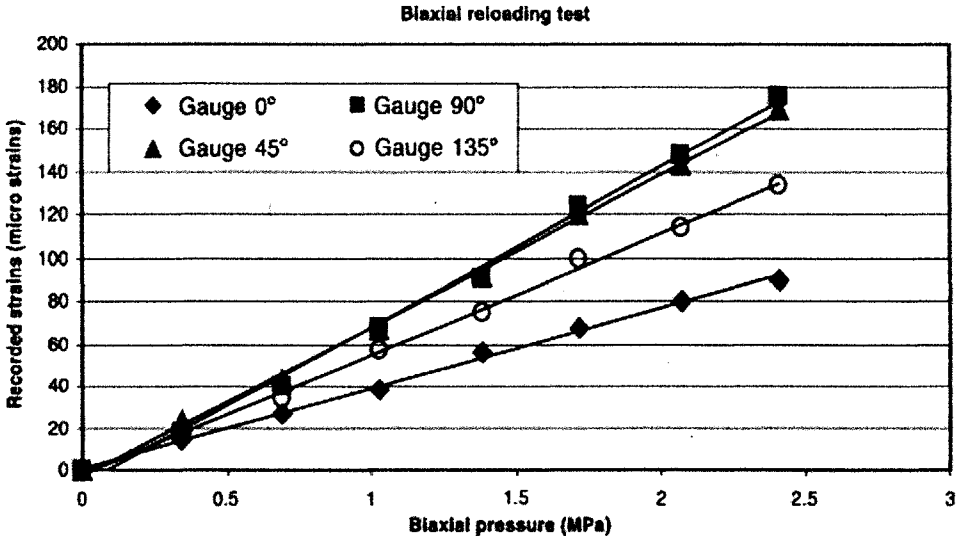


Figure 2.6 : Exemple de déformations enregistrées lors de la recharge biaxiale permettant la détermination des paramètres de déformabilité

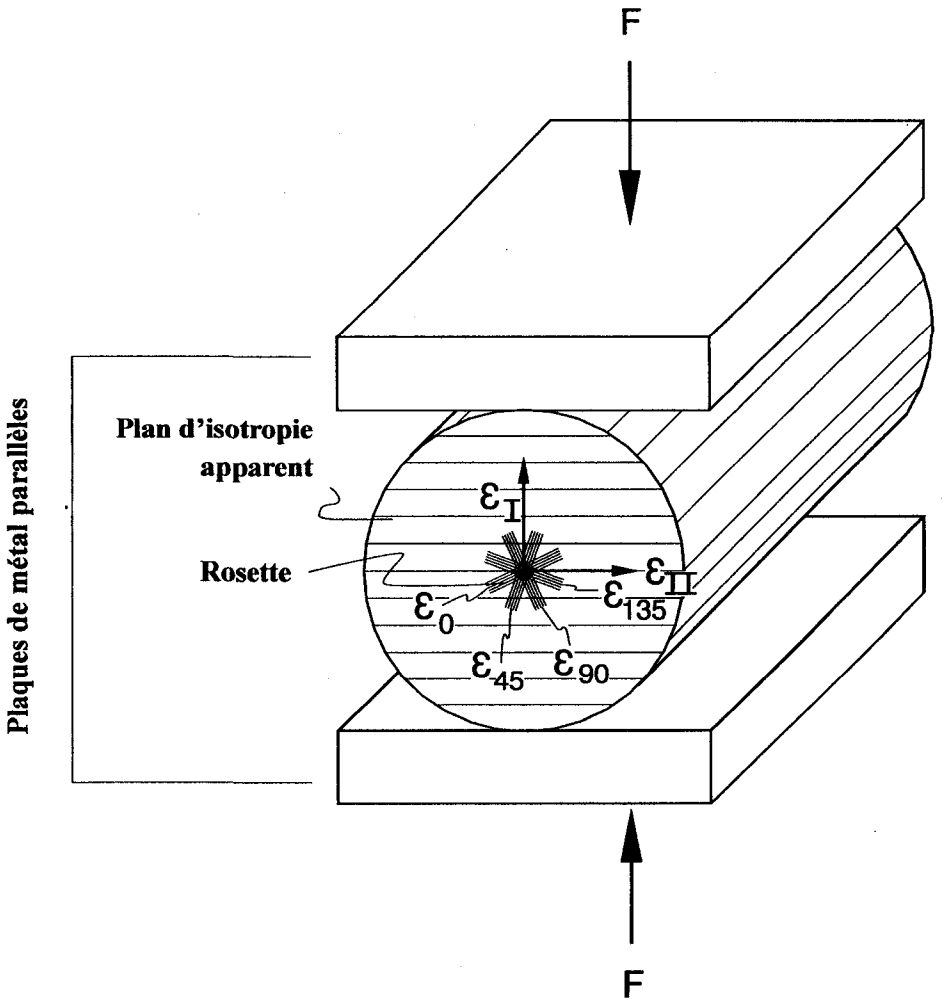


Figure 2.7 : Essai de compression diamétrale sur la carotte récupérée selon la direction de la plus grande déformabilité.

2.2.2 Avantages sur les autres techniques

Même s'il est vrai qu'il n'existe pas de technique de mesure de contraintes idéale, il n'en demeure pas moins que le Doorstopper modifié possède des avantages incontestables sur ses concurrents immédiats. En effet, les développements récents de la technique lui permettent

d'être à l'avant-garde et de posséder plusieurs avantages (Amadei & Stephansson, 1997; Corthésy *et al*, 1993c; Corthésy *et al*, 1993d; Leite & Corthésy, 2001) qui se déclinent comme suit :

- La simplicité et la flexibilité de la mise en œuvre
- Le peu d'hypothèses simplificatrices : il n'est pas nécessaire de faire des hypothèses non vérifiées sur l'amplitude et l'orientation des contraintes a priori.
- Conditions d'application plus variées : mesures dans le béton, les zones à fortes contraintes et les roches molles.
- Les mesures peuvent être réalisées dans les zones fracturées sans que la courte longueur de carotte nuise aux mesures.
- La jauge de température, avec ses lectures en continue, favorise l'élimination des effets thermiques associés aux variations de température pendant le forage.
- La stabilité du système d'acquisition en continu permet d'avoir des lectures de déformations très précises et de statuer sur la qualité des mesures
- Le modèle homogène anisotrope équivalent est censé inclure les influences de l'anisotropie et de l'hétérogénéité présentes dans le milieu de mesure.

Malgré ces avantages, la technique de Doorstopper modifié offre encore des possibilités pour l'amélioration et l'innovation. En effet, mis à part les études sur les modèles physiques au laboratoire, les études sur l'influence de l'hétérogénéité de la roche ont, jusque-là, été effectuées sur des modèles numériques bidimensionnels même si des extrapolations tridimensionnelles des résultats ont été supposées (Corthésy *et al*, 1993a; Corthésy *et al*, 1993b; Corthésy *et al*, 1993c; Corthésy *et al*, 1994; Leite & Corthésy, 2001). En plus, de vraies hétérogénéités en 3D n'ont pas encore été modélisées pour valider l'application de la méthode

de calcul anisotrope équivalente. Par ailleurs, aucune étude serieuse n'a été réalisée sur l'influence de l'endommagement de la roche dans l'interprétation des mesures alors que c'est un phénomène qui pourrait affecter les valeurs de déformations récupérées (Corthésy & Leite, 2008).

Dans le chapitre suivant, les problèmes de l'hétérogénéité et de l'endommagement de la roche dans l'interprétation des mesures de contraintes in situ seront abordés. Un exposé des apports des travaux de recherche sur le sujet sera fait pour permettre de faire ressortir les insuffisances que la présente thèse tentera de combler.

CHAPITRE 3 : REVUE DE LA LITTÉRATURE ET DÉFINITION DU PROBLÈME

3.1 L'hétérogénéité des géomatériaux

3.1.1 Revue des travaux antérieurs

L'un des problèmes dont traite souvent la littérature est l'influence de l'hétérogénéité sur la justesse des mesures de contraintes: pour mieux cerner le débat, les travaux généraux sur l'influence de l'hétérogénéité de la déformabilité des géomatériaux sont présentés, suivis des progrès réalisés pour la technique du Doorstopper modifié.

3.1.1.1 Travaux sur l'hétérogénéité des géomatériaux

Il existe un certain nombre d'auteurs qui se sont penchés sur l'importance de l'hétérogénéité des géomatériaux dans l'amélioration de la qualité de l'interprétation des mesures de contraintes in situ. Par des méthodes diverses et souvent complexes, ils ont tenté d'apporter des pistes de solution aux problèmes de l'hétérogénéité dans la détermination des contraintes in situ à partir des différentes techniques de mesure. C'est en génie des matériaux que l'on retrouve les plus anciennes études sur l'hétérogénéité (Boivin, 2005). C'est avec le béton que démarre la première étude sérieuse sur les contraintes dans les milieux hétérogènes. Dantu (1958), en se basant sur des solutions théoriques pour les relations contraintes-déformations au voisinage d'une surface de séparation entre deux milieux, a fait une

extrapolation à du béton constitué de deux phases (matrice et agrégats). À l'aide de la photoélasticité sur un bloc de béton soumis à une compression uniaxiale, Dantu démontre qu'il existe au sein du béton une hétérogénéité de déformations due à la présence des agrégats qui conduit à une hétérogénéité des contraintes. Ses études ont donc permis de mieux visualiser la distribution des contraintes et des déformations dans le béton, comme le montre la figure 3.1 : on remarque bien la dispersion due aux agrégats et l'écart important entre la moyenne et les maxima (figures 3.1.b et 3.1.c). Après les expériences au laboratoire (vernis craquelant, vernis photoélastique et modèle bidimensionnel réel), Dantu a conclu que d'autres études devraient être menées avec des agrégats de matière et formes différentes (Dantu, 1958). Effectivement, parmi les limitations de cette étude, on notera l'absence de triaxialité (charge uniaxiale), la méthode d'étude (photoélasticité) et la disposition non aléatoire des agrégats (isotropie statistique).

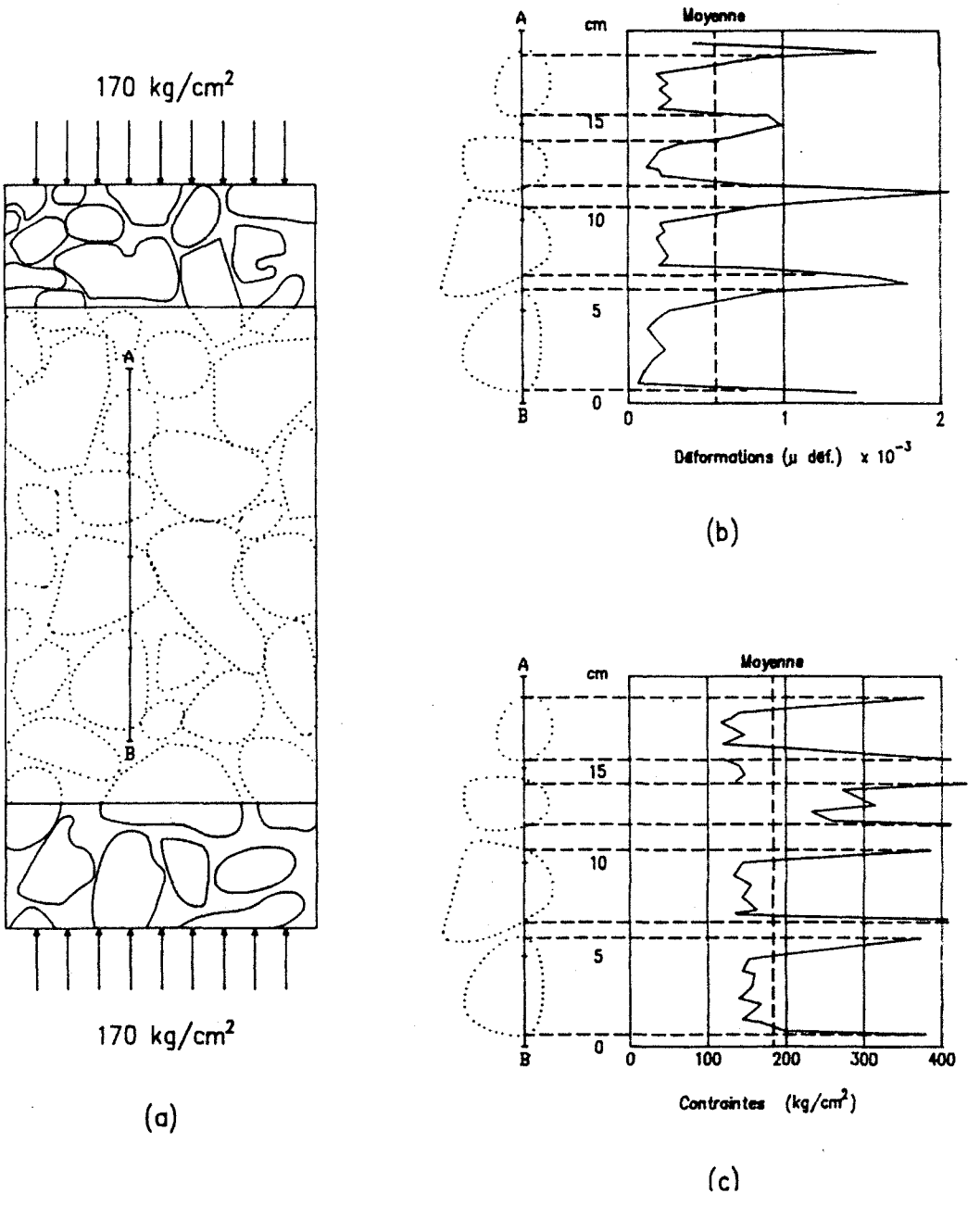


Figure 3.1 : Dispersion des déformations (b) et des contraintes (c) sur une face d'un béton soumis à une compression uniaxiale (a). Extrait de Corthésy (1989), d'après Dantu (1958)

D'autres chercheurs, notamment Eshelby (1957, 1959) et Mori et Tanaka (1973) ont utilisé la technique des inclusions pour approcher le problème de l'hétérogénéité des matériaux. La méthode d'Eshelby, jumelée à celle de Mori-Tanaka a eu du succès dans le domaine des matériaux composites et des métaux où les propriétés et les proportions des phases en présence sont bien connues (Feng *et al*, 2004). Par contre, elles sont inappropriées pour une roche hétérogène naturelle dont la composition est aléatoire et inconnue a priori, et aussi pour le béton dont l'arrangement des agrégats est aléatoire.

Au milieu des années 70, Grob et al (1975) ont identifié l'hétérogénéité comme étant l'une des sources d'erreurs possibles dans la détermination des contraintes in situ par les techniques de mesure. Selon eux, les non-homogénéités locales sont le fait d'inclusions locales de petites et grandes tailles, parties intégrantes des roches sédimentaires. Leur étude permet ainsi de ramener les phénomènes de l'hétérogénéité rencontrés dans certaines roches à ceux du béton. Quelques années plus tard, Abe (1979a, 1979b) se penchera sur l'analyse des déformations des milieux hétérogènes sous chargement multiaxial. Il introduit un coefficient d'hétérogénéité qui est basé sur la connaissance préalable des modules de Young de deux phases en présence avec un coefficient de Poisson identique. À l'aide de tenseurs, il obtient les déformations et contraintes moyennes à partir des mesures de déformations ponctuelles. À travers des exemples bidimensionnels, il montre que les solutions s'appliquent facilement à des cas simples comme celui d'une inclusion sphérique dans une matrice infinie ou de polycristaux composés de deux types de grains rectangulaires de volume semblable. Toutefois, vu la complexité des matériaux rocheux dans lesquels les mesures de contraintes in situ sont effectuées, les apports de Abe sont très intéressants mais inadéquats pour le cas présent où les hétérogénéités sont multiformes et aléatoires.

Avec Gustkiewicz (1975), les théories et les expériences sur des cas particuliers font place aux travaux de laboratoire sur des échantillons réels, notamment le granite. Gustkiewicz élabore des séries d'essais qui vont permettre de bien saisir l'influence de la longueur des jauges sur la représentativité des valeurs de déformations enregistrées. Il développe alors une base de mesure de déformation (Strain Measurement Base) qui représente la longueur minimale de jauge permettant de calculer la déformation moyenne de l'échantillon soumis à une sollicitation. Cyrul (1983) va s'inspirer des résultats de Gustkiewicz pour définir un volume élémentaire représentatif (Representative Volume Element – RVE) dont l'un des côtés sera la base de mesure des déformations (Representative Measurement Base – RMB). Selon lui, la RMB est une mesure numérique de l'hétérogénéité du milieu qui correspond à la longueur optimale de jauge déjà définie par Gustkiewicz (1975). La difficulté d'application de la RMB et du RVE sur le terrain est qu'ils varient selon les hétérogénéités en place et la taille de l'échantillon. Il faudrait alors, pour chaque campagne de mesure, déterminer un échantillon représentatif et modifier l'instrument de mesure de telle façon que la longueur de jauge soit optimale ou du moins « adéquate ». Ainsi, même si les conclusions de l'étude ont permis de mettre en exergue l'importance de la représentativité des lectures et de la longueur des jauges, ce scénario n'est pas pratique dans son application.

En ce qui concerne la représentativité de la mesure ponctuelle par rapport à l'ensemble du massif, Martin et al (1990) proposent le graphique de la figure 3.2 qui est souvent repris pour montrer la variabilité des mesures de contraintes en fonction du volume de roche mis en jeu (Hudson & Harrison, 1997). On y remarque que, plus le volume affecté par la mesure est important plus la contrainte déduite est représentative et plus la dispersion des résultats diminue. De même, pour les petits volumes – comme ceux affectés par les techniques de

récupération – une certaine représentativité statistique est nécessaire pour permettre de s'approcher de la valeur moyenne des contraintes in situ. En général, cette représentativité n'est pas connue a priori malgré le nombre optimal de mesures d'une technique donnée. Pour qu'une technique soit considérée applicable aux milieux hétérogènes, il va falloir que les résultats de mesures démontrent une certaine consistance peu importe les configurations des composants.

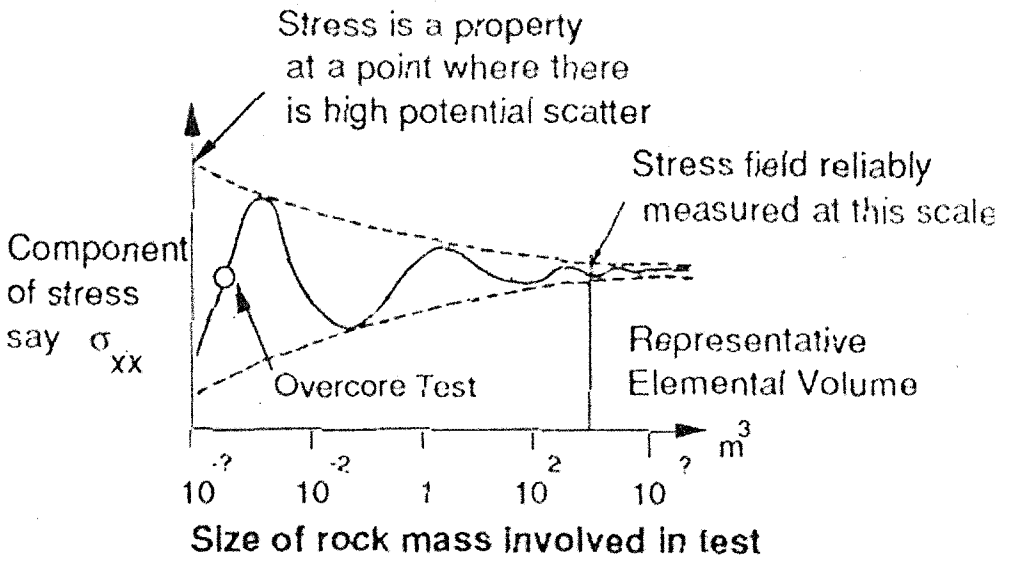


Figure 3.2 : Illustration de l'effet d'échelle sur la dispersion des données (Martin *et al*, 1990)

Pour plusieurs auteurs, dont Cyrul (1983), Gustkiewicz (1975) et Pellerin (1982), il s'agit de développer des méthodes de détermination des paramètres élastiques de déformabilité, capables de prendre en compte l'hétérogénéité de la roche. Dans cette tâche, les études sur les techniques de mesures de contraintes les plus utilisées sont celles qui ont bénéficié de plus d'attention et qui ont produit le plus de résultats utiles : ce sont surtout les techniques basées sur le principe de la récupération notamment les cellules USBM, CSIR, CSIRO et le

Doorstopper modifié. Il est important de noter que ce sont des techniques qui requièrent des paramètres élastiques de déformabilité dans le calcul des contraintes.

3.1.1.2 L'hétérogénéité dans les techniques basées sur le principe de récupération

Cai et Thomas (1993), puis Cai et al (1995) ont essayé de déterminer la performance de certaines méthodes de mesures de contraintes par surcarottage (cellules USBM, CSIRO, CSIR et UNSW) sur plusieurs types de roches dans le but d'améliorer la qualité de l'interprétation des mesures. Après avoir réalisé, au laboratoire, des surcarottages et des essais biaxiaux sur deux modèles de béton (l'un à grains fins, l'autre à grains grossiers) et sur plusieurs autres types de roches stratifiées et de mortier, ils ont conclu que la cellule USBM a été très affectée par l'hétérogénéité, avec des valeurs de contraintes calculées 50% plus élevées que les contraintes appliquées. Selon eux, les résultats similaires entre la CSIRO et la UNSW sur le béton démontrent que l'influence de l'hétérogénéité diminue si la cellule de mesure est collée sur une surface assez large, comme le préconisaient Cyrul (1983) et Gustkiewicz (1975).

Christiansson et Janson (2003) ont quant à eux comparé les réponses de trois techniques de mesures dans des forages en Suède. Il s'agissait du Deep Doorstopper Gauge System (DDGS), de la fracturation hydraulique et de la cellule Borre Probe. Il est important de noter que le DDGS ressemble au Doorstopper modifié, mais pour des trous très profonds, et que la méthode d'interprétation utilisée par les auteurs n'est pas celle recommandée pour la technique du Doorstopper modifié. Après avoir supposé un coefficient de Poisson et en faisant fi de la présence d'anisotropie dans le modèle d'interprétation, leurs analyses ont conclu que le DDGS était probablement influencé par l'hétérogénéité et l'anisotropie, et par conséquent très

limité. Cependant, une technique était considérée moins bonne si elle donnait des résultats différents des deux autres techniques qui donnaient des résultats semblables : ce qui n'est pas scientifiquement acceptable, vu que les hypothèses posées par chacune des techniques ne sont pas les mêmes, que leur domaines d'applications sont différents, que la validité scientifique ne repose pas sur un processus « démocratique » et que les vraies valeurs de contraintes n'étaient pas connues.

Par ailleurs, plusieurs articles ont été publiés sur l'amélioration de la méthode d'interprétation du Doorstopper modifié en incorporant, d'une façon ou d'une autre, les effets de la non linéarité, de l'anisotropie et de l'hétérogénéité des matériaux rocheux et du béton. La base de la méthode d'interprétation actuelle vient de Corthésy (1982) qui a développé une technique permettant de prendre en compte le comportement non linéaire et anisotrope de la roche. Peu après, il validera sa méthode en effectuant des études sur le sel gemme pour lequel la présence des microfissures rend le comportement non linéaire et anisotrope (Corthésy, 1989). Ces notions ont été plus tard généralisées aux roches tendres (Corthésy *et al*, 2003). Par ailleurs, Corthésy et al (1991; , 1993b), puis Leite et al (1993) ont étudié les effets de l'échelle de mesure sur la validité des résultats obtenus par le Doorstopper modifié en comparant les analyses numériques bidimensionnelles aux essais au laboratoire sur des modèles physiques. Ces études ont ouvert la voie à l'introduction de l'influence de l'hétérogénéité dans le modèle d'interprétation. Les résultats d'essais biaxiaux réalisés (figure 3.3) ont montré que les quatre courbes non confondues de contrainte-déformation enregistrées par les quatre jauges étaient dues, soit à l'anisotropie pour un matériau homogène, soit à l'hétérogénéité du matériau rocheux, soit à la combinaison des deux phénomènes si l'on exclut toute erreur expérimentale.

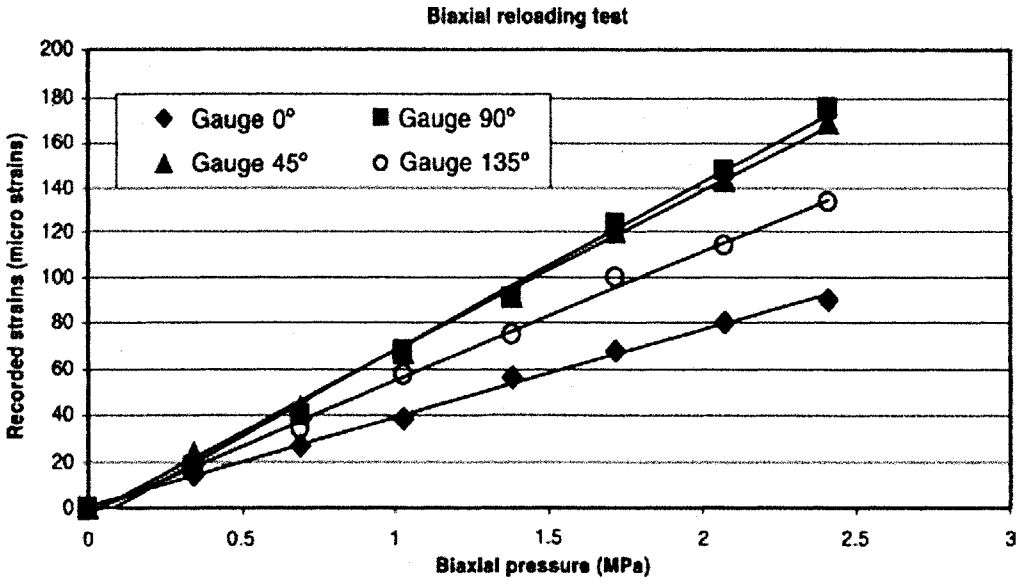


Figure 3.3 : Exemple de déformations enregistrées lors de la recharge biaxiale (Corthésy *et al*, 2003)

C'est ainsi que ces auteurs ont élaboré le concept d'homogénéité anisotrope équivalente qui est censé permettre de tenir compte de l'anisotropie et de l'hétérogénéité à condition que le champ de contraintes reste isotrope. Leite et al (2001) tenteront de confirmer leurs résultats en menant les mêmes études sur le béton. Afin de vérifier la généralisation suggérée par Corthésy et al (1993b) à d'autres techniques de mesures, Boivin (2005) a effectué des études sur les micro-hétérogénéités des paramètres de déformation lors du rechargement du manchon obtenu par les mesures de contraintes in situ avec la cellule CSIR. En utilisant la simulation numérique tridimensionnelle par éléments finis, l'auteure a analysé plusieurs approches « homogène isotrope » et « homogène anisotrope équivalent » pour démontrer que cette dernière était celle qui donnait le moins de dispersion dans les résultats de calcul de contraintes.

3.1.2 Définition du problème et objectifs poursuivis

De toutes les découvertes de ces dernières années sur l'influence de l'hétérogénéité, des insuffisances sont toujours présentes et très souvent, les auteurs eux-mêmes s'en sont aperçus. Depuis Dantu qui voyait la nécessité de reprendre ses études sur un matériau plus général avec des agrégats de formes et de matières différentes (Dantu, 1958), jusqu'à Corthésy et al. (1993) qui concluent que la généralisation de leur méthode passe par l'étude de l'influence de la forme des éléments (Corthésy *et al*, 1993b), on se rend bien compte que des configurations d'inclusions diverses et variées seront éventuellement nécessaires à la compréhension des phénomènes d'hétérogénéité dans les mesures de contraintes in situ. Pour Cai et Thomas (1993), la forme et la disposition des agrégats dans les cas du béton et du mortier ont eu une incidence considérable sur la bonne interprétation des mesures. De plus, tant que les contraintes demeurent inconnues et que les hétérogénéités seront présentes, les études comparatives réalisées sur le terrain ne permettront jamais de déduire de la qualité d'un technique donnée. C'est l'erreur commise par plusieurs auteurs qui se sont basés sur les comparaisons des résultats de mesures in situ obtenus par plusieurs techniques pour juger de leur qualité sans connaître la valeur des contraintes recherchées. Voilà pourquoi les simulations numériques ont plus de mérite, car elles indiquent ce que les contraintes devraient être lorsqu'elles sont recalculées.

En outre, la majorité des études numériques préalables se sont limitées à des modèles bidimensionnels non seulement à cause de l'indisponibilité de programmes de calcul performants et peu chers, mais aussi par souci de simplification. Les tenseurs de contraintes axisymétriques et la forme simplifiée des inclusions pourraient avoir caché certains phénomènes qui pourraient s'avérer primordiaux dans la compréhension et l'amélioration des

mesures de contraintes. Une approche numérique tridimensionnelle permettra de créer des inclusions réalistes et multiformes tout en permettant de simuler des tenseurs de contraintes quelconques et plus réalistes. Une telle approche sera aussi plus convenable si l'on veut aisément extrapoler des études à des ensembles de matériaux rocheux quelconques et variés.

Dans cette même perspective, les paramètres de déformabilité qui vont être entrés dans le modèle numérique ne créeront pas obligatoirement des modèles monominéraux, c'est-à-dire une variation des paramètres suivant des lois statistiques pour un même minéral ayant une hétérogénéité due aux conditions de cristallisation et aux orientations aléatoires des axes cristallographiques. Le modèle numérique pourrait plutôt englober des polyminéraux, représentés par la présence de phases distinctes. Seules les micro-hétérogénéités ont jusqu'à présent été abordées par les différents auteurs (Boivin, 2005; Corthésy *et al*, 1993b; Leite *et al*, 1993). Un élargissement du concept à de l'hétérogénéité à des phases multiples permettrait de couvrir des cas extrêmes de configurations de géomatériaux.

Finalement, la méthode d'interprétation actuelle pourra être mise à l'épreuve dans des configurations diverses et aléatoires d'agrégats simulées en trois dimensions. En effet, même si le modèle anisotrope équivalent a donné de bons résultats dans certains cas (Boivin, 2005; Leite & Corthésy, 2001), son application dans un contexte numérique tridimensionnel hétérogène aléatoire n'a pas encore été vérifiée et mériterait de l'être pour le Doorstopper modifié. L'élaboration de nouvelles façons de déterminer les paramètres de déformabilité élastique et de calculer les contraintes permettra aussi de vérifier la pertinence de la méthode actuelle.

3.2 L'endommagement de la roche

3.2.1 Revue des travaux antérieurs

Dans la partie précédente, une revue de la littérature sur l'effet de l'hétérogénéité de la roche dans la détermination des contraintes in situ a été réalisée. L'autre aspect important qui sera abordé touche à l'endommagement de la roche lors des mesures de contraintes in situ effectuées avec la technique du Doorstopper modifié. Dans les paragraphes qui vont suivre, l'état de la recherche et les contributions à apporter sur le sujet seront développés.

3.2.1.1 Les études sur l'endommagement de la roche

L'endommagement de la roche dans la présente recherche est défini comme étant la création, l'accroissement et l'accumulation de microfissures dans la carotte. Cela se traduit quelques fois par l'apparition d'un phénomène de discage dans les zones de très fortes contraintes (Corthésy *et al*, 1993c; Obert & Stephenson, 1965). La figure 3.4 est une image éloquente du discage, phénomène dans lequel la rupture découpe la carotte en disques d'épaisseur plus ou moins identique.

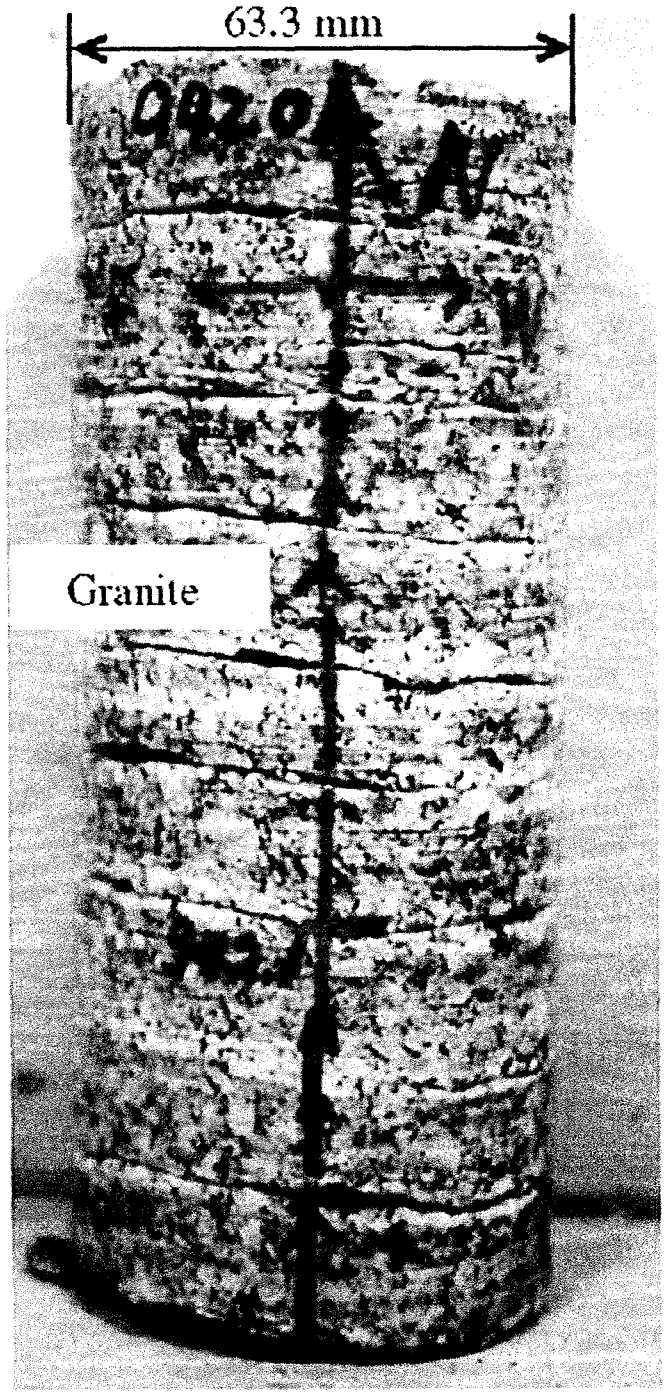


Figure 3.4 : Exemple de discage (Kang *et al*, 2006)

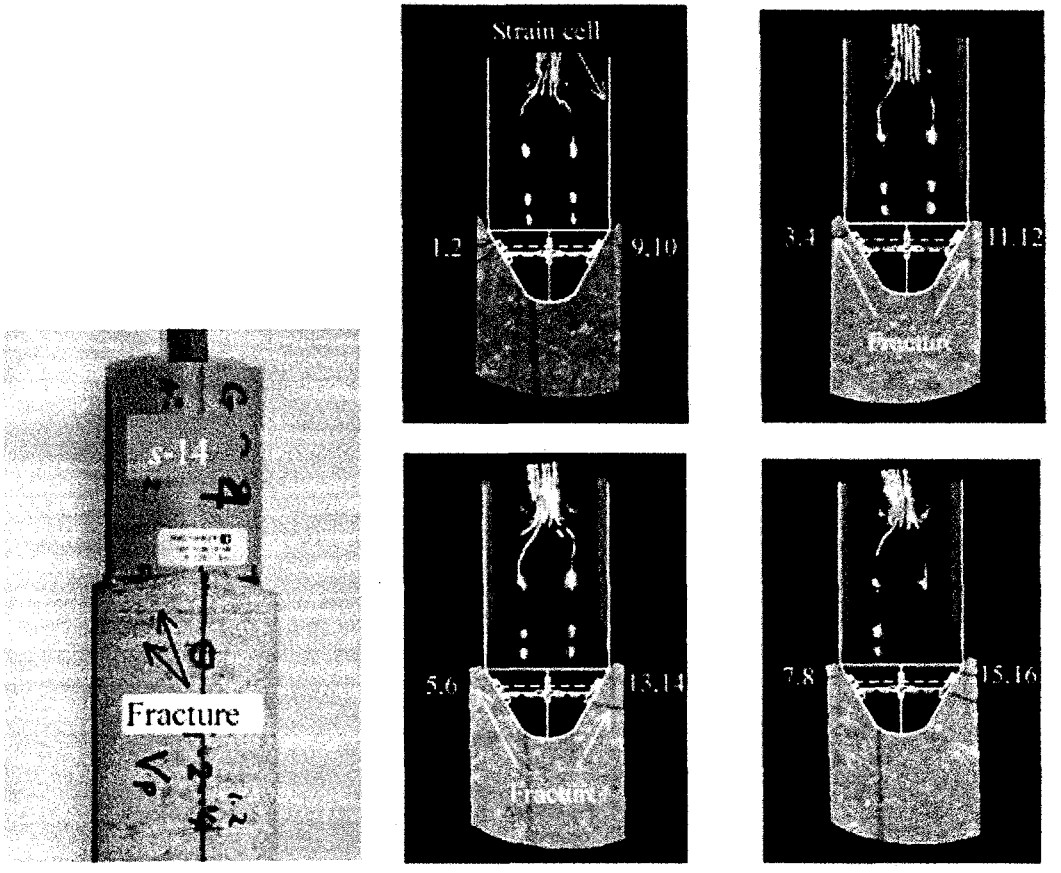
C'est en 1963 que paraît l'une des premières publications sur le phénomène du discage observé sur les carottes récupérées des forages de diamant (Jaeger & Cook, 1963). Mais c'est avec les travaux d'Obert et Stephenson (1965) que le phénomène de l'endommagement de la roche dû au discage prend vraiment forme grâce à l'élaboration de formulations qui le relient à l'état de contraintes. Plusieurs auteurs vont par la suite se pencher sur la compréhension du phénomène. Ainsi, Durelli et al (1968) ont étudié le discage à l'aide de modèles photoélastiques homogènes et isotropes. Les résultats auxquels ils sont arrivés leur ont paru incohérents par rapport à la réalité, ce qui les a amenés à formuler des hypothèses sur l'influence de quelques paramètres tels que le coefficient de Poisson, l'hétérogénéité et l'anisotropie. Pour Stacey (1982), le mécanisme de discage est le résultat de déformations d'extension et un simple critère de rupture basé sur ces déformations peut expliquer le phénomène. Venet et al. (1993), spécialistes du forage pétrolier, vont proposer un zonage du discage selon qu'il y a rupture en cisaillement ou en tension. L'un des mérites de leur étude a été de tester l'influence de certains paramètres comme les rapports de rayons du carottier, la forme et le fond de la saignée, l'épaisseur de la carotte et les caractéristiques géomécaniques des matériaux. L'un des objectifs de Venet et al (1993) était néanmoins d'utiliser les formes géométriques des disques de carotte pour déterminer l'état de contraintes.

D'autres auteurs (Matsuki *et al*, 2004; Sakaguchi *et al*, 2002) se sont plus tard intéressés au sujet mais leurs hypothèses de base étaient beaucoup trop simplistes. Dans une première étude, ils ont considéré différentes longueurs de carottes intactes soumises à des conditions aux frontières telles qu'il y aura apparition de disques. L'incohérence de cette approche tient au fait qu'une longueur de carotte est libérée, a priori, avant que la simulation ne crée le discage : dans la réalité, le discage est simultané au forage et à la libération de la carotte.

En plus, en se basant sur les résultats de cette première étude et sur quelques autres (Li, 1997; Li & Schmitt, 1997), ils ont proposé une relation linéaire qui leur permet de connaître les amplitudes et les orientations des contraintes grâce aux formes géométriques des surfaces de disques (Matsuki *et al*, 2004). Cette approche repose d'ailleurs sur plusieurs hypothèses dont la plus invraisemblable veut que la contrainte verticale soit seulement due au poids des terres. L'acharnement à analyser la forme géométrique du disque pour en déduire les contraintes présente des difficultés et n'est applicable qu'à des modèles numériques, étant donné que dans la nature, on récupère rarement un disque beau et parfait sur lequel on peut mesurer des angles et des longueurs avec autant d'exactitude. Kaga et al (2003) ont tenté d'expliquer le discage en analysant la contrainte principale de tension. Ils ont développé un critère basé sur la résistance en tension de la roche qui permet de produire un abaque dans lequel on définit des zones où le discage est probable. Il ne faudrait toutefois pas oublier que leurs études se fondent sur une approche bidimensionnelle en mode élastique, où la contrainte verticale est due à la gravité seule. Ces hypothèses devraient donc être revues pour vérifier la solidité de leurs conclusions.

À la vue de ces travaux sur le discage, on pourrait avoir l'impression que ce dernier est la seule manifestation de l'endommagement de la roche. L'auteur de la présente recherche croit plutôt que le discage n'est qu'un résultat parmi d'autres de l'endommagement, et que la création, l'accroissement et la propagation de microfissures dans la carotte peuvent avoir lieu sans qu'il y ait nécessairement des signes apparents de discage. Obara et Ishiguro (2004) l'ont d'ailleurs montré par l'utilisation de scanner CT aux rayons X sur les carottes récupérées après des mesures de contraintes par la technique de la Compact Conical-ended Borehole Overcoring (CCBO). D'après leurs analyses, et comme on peut le constater sur la figure 3.5, les parties de carotte endommagées n'étaient pas visuellement perceptibles, et seul le scanner a permis de les

détecter. Avec cette technique, seules les déformations récupérées de sections de carottes encore intactes ont été utilisées pour le calcul des contraintes in situ. En effet, Obara et Ishiguro croient que la CCBO ne peut pas être utilisée en présence d'un endommagement car les déformations à proximité des zones endommagées sont probablement erronées.



a. b.

Figure 3.5 : Endommagement de la carotte avec la cellule CCBO. a. Carotte récupérée avec la cellule CCBO (microfissure presque invisible à l'œil nu). b. Sections de scanner CT de la carotte avec la CCBO (Obara & Ishiguro, 2004)

Pour Hakala et al (2003), l'endommagement de la carotte est l'une des principales raisons de l'inexactitude des contraintes déduites à partir des mesures récupérées. Ils proposent un abaque qui permettrait une estimation du potentiel d'endommagement en fonction seulement des contraintes majeure et mineure, leurs études étant bidimensionnelles. Comme le code qu'ils ont élaboré suppose l'hypothèse restrictive d'un milieu élastique linéaire, homogène et isotrope, il est difficile de ne pas relever cet inconvénient majeur à une telle étude sur la rupture fragile. Toutefois, cette idée de l'abaque pourrait être utilisée pour résumer les résultats de la recherche actuelle.

Avec Diederichs et al (2004), l'étude de l'endommagement de la roche intacte sert à comprendre l'initiation et la propagation de microfissures lors du creusement des tunnels. Grâce à des analyses sur des cas de compression uniaxiale standard, ils arrivent à la conclusion qu'une modélisation à l'échelle du grain est nécessaire pour mieux rendre compte de l'endommagement de la roche, et que l'initiation et la propagation de ce dernier sont surtout causées par de la tension (figure 3.6).

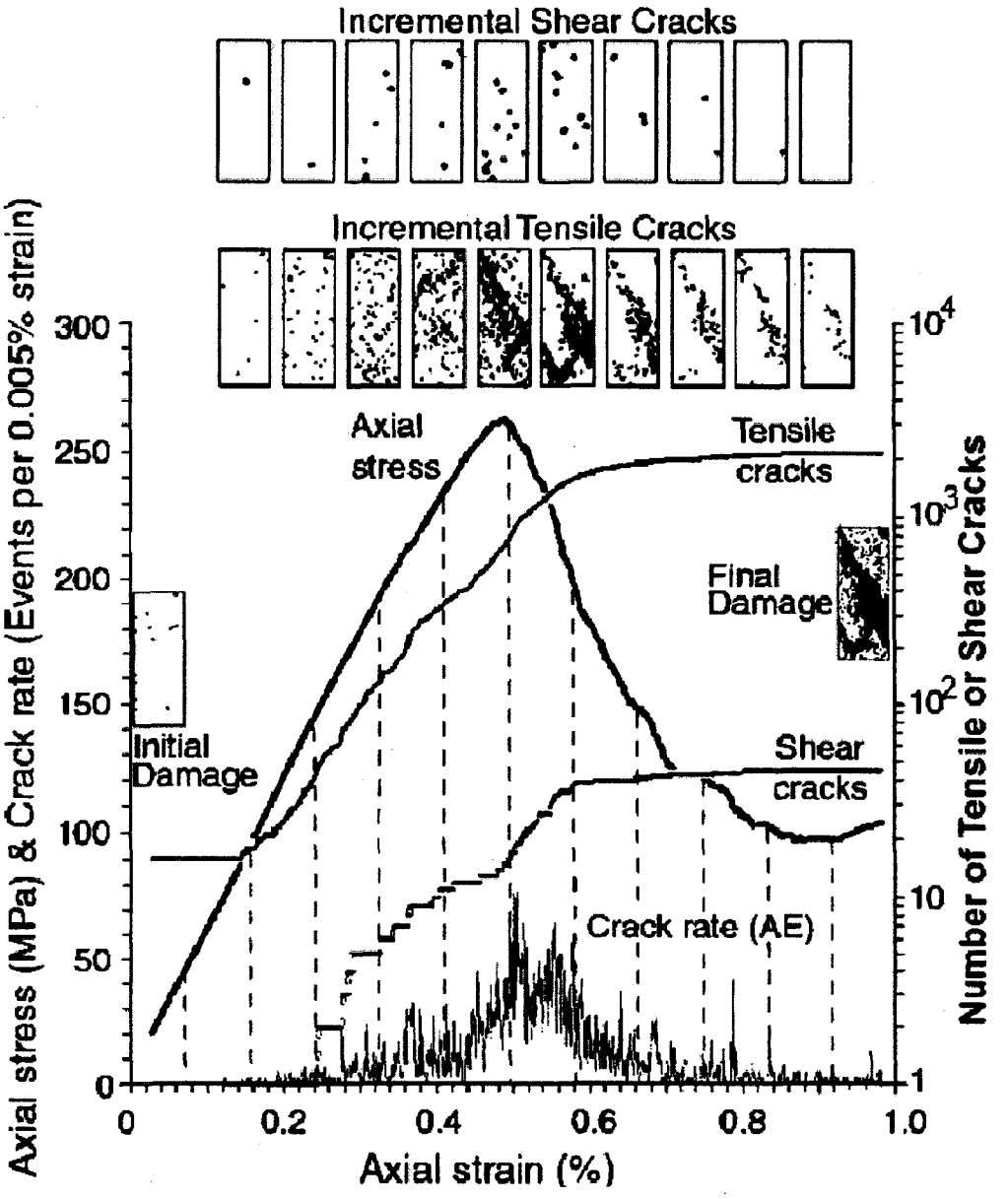


Figure 3.6 : Simulation par élément discret (PFC) montrant l'accumulation des microfissures en tension et en cisaillement dans un essai de compression uniaxial sur un granite polycristallin (Diederichs *et al*, 2004)

La figure 3.6 montre que, proche du pic, il y a coalescence des microfissures en tension dont la densité augmente en même temps que les émissions acoustiques et atteint un plateau après le

pic. La forme de la courbe de rupture montre un adoucissement post-pic, et ce résultat pourra, entre autres, guider le choix de lois de comportement pour le modèle 3D de la présente étude. Il est intéressant de noter que plusieurs auteurs avaient auparavant conclu que des ruptures en tension sont à l'origine de l'endommagement observé sous forme de discage (Corthésy & Leite, 2008; Kaga *et al*, 2003; Stacey, 1982)

Winkler (2005) a aussi étudié l'endommagement des trous de forage pétrolier grâce à la variation des vitesses d'ondes sismiques. Son étude, même si elle est qualitative, donne des pistes de réflexion quant à la prédiction du potentiel d'endommagement de la roche. En fait, tout comme le scanner CT, cette technique pourrait être utilisée pour déceler la présence et l'ampleur de l'endommagement de la carotte pendant les mesures et avant les rechargements biaxial et diamétral, car, s'il y a endommagement lors des mesures, les résultats des rechargements sont évidemment biaisés.

Suivant ce que Guo et Thompson (2004) ont publié, les modules de Young et le coefficient de Poisson de la carotte divergent de ceux du massif rocheux lors des mesures de contraintes in situ dans les milieux à fortes contraintes. Cette divergence est due à l'endommagement de la carotte et se reflète dans les résultats des essais biaxiaux de rechargement. En utilisant presque le même mode opératoire que celui du Doorstopper modifié (DDGS), ils concluent que même la méthode RPR peut être influencée par les modifications dues à l'endommagement. Par la simulation numérique avec FLAC^{3D}, ces auteurs affirment que des erreurs de calcul de contraintes peuvent atteindre de 30% à 120% si les paramètres de déformabilité sont sous-estimés. Cependant, encore une fois, des hypothèses de roche parfaitement élastique ont été posées, ce qui pourrait invalider leurs résultats, mais n'occulte pas leur pertinence.

Même si ces travaux ont apporté de la lumière sur le phénomène de l'endommagement, quelques manquements peuvent leur être reprochés. D'abord, les études de Jaeger et Cook (1963), Obert et Stephenson (1965) et Durelli et al (1968) ont été purement exploratoires et quelque peu qualitatives, exception faite des formulations mathématiques proposées par Obert et Stephenson (1965). Et, même s'ils ont permis de mettre en place les bases de la compréhension du phénomène de discage, leurs résultats sont basés sur des observations visuelles qui comportent certaines limites dans leur validité. Ensuite, les études subséquentes, plus quantitatives, se sont limitées à des hypothèses qui sont aujourd'hui difficilement acceptables : contrainte verticale due à la gravité seule, loi de comportement élastique linéaire pour des études de rupture fragile. Les travaux de Giraud et al (1997) sur la simulation numérique des mesures de contraintes ont d'ailleurs montré des différences énormes dans les déformations obtenues avec une loi de comportement élastique à la place d'une loi de comportement élastoplastique. De plus, peu d'auteurs se sont aventurés à modéliser l'élastoplasticité qui caractérise le comportement de la majorité des roches dures à la rupture et après la rupture (Barton, 2003; Corthésy & Leite, 2008; Hajiabdolmajid *et al*, 2002; Vermeer & De Borst, 1984). Pour étudier l'influence de l'endommagement de la roche lors des mesures avec le Doorstopper modifié, il est donc nécessaire que l'approche utilisée pour simuler l'endommagement soit le plus réaliste possible. C'est pourquoi dans le prochain paragraphe, la simulation adéquate de l'endommagement de la roche est abordée.

3.2.1.2 La modélisation de l'endommagement de la roche

Selon Vermeer et De Borst (1984), les lois de comportement de la plasticité associée empruntées aux métaux ne sont pas adéquates pour les roches. Les limites inférieure et supérieure de la charge limite prônées par la plasticité associée ne tiennent pas compte de la

dilatance des matériaux, responsable du phénomène de durcissement pré-pic et d'adoucissement post-pic des roches. La dilatance des matériaux, définie par le changement de volume associé à la distorsion par cisaillement, est fonction des déformations plastiques. Selon eux, même le modèle de Drucker-Prager, qui peut prédire le comportement des argiles molles, est inadéquat dans le cas des roches. La plasticité non-associée discutée par Vermeer et De Borst permet d'introduire les phénomènes de durcissement et d'adoucissement des roches et d'établir avec plus d'exactitude leur comportement. Il est rejoint dans ce sens – du moins pour l'adoucissement – par Hajiabdolmajid et al. (2002).

Les résultats des travaux de ces derniers (Hajiabdolmajid *et al*, 2002) sur la rupture fragile des roches les ont amené à conclure que les critères traditionnels de la modélisation de la rupture ne sont pas adéquats. En se basant sur des observations de terrain, ils n'ont pas pu modéliser les phénomènes de rupture observés dans les roches fragiles avec les critères les plus couramment utilisés, notamment Mohr-Coulomb et Hoek-Brown. C'est alors qu'ils ont élaboré un critère d'affaiblissement de la cohésion et d'augmentation de la friction. Ce critère nommé CWFS pour « cohesion weakening-friction strengthening » est très proche du mécanisme d'adoucissement mentionné par Vermeer et De Borst. Auparavant, les simulations numériques en mode élastique linéaire de Li (1997) et de Li et Schmitt (1997) avaient aussi permis de constater que le critère classique de Mohr-Coulomb ne traduisait pas fidèlement le phénomène d'endommagement de la carotte.

Barton (2003) abonde dans le même sens en indiquant que les critères de Mohr-Coulomb et Hoek-Brown ne sont jamais arrivés à transmettre la réalité des endommagements observés dans les trous de forages sous fortes contraintes. Pour lui, ces critères de rupture conventionnels – empruntés en partie à la mécanique des sols – ne sont pas appropriés pour

l'étude du comportement des roches. Il reste convaincu que les récents efforts de la modélisation de la rupture en tension et en cisaillement par l'adoucissement de la cohésion, la mobilisation de la friction, la limitation de la déformation en tension, la dégradation des éléments et la mécanique de la rupture sont plus pratiques et ont de beaux jours devant eux. À l'École Polytechnique de Montréal, des chercheurs se sont particulièrement intéressés au cas de l'endommagement de la roche que l'on observe en fond de trou.

Ainsi, les travaux de maîtrise d'El Madani (2004) sur les mesures de contraintes sur des échantillons au laboratoire ont mis à jour quelques aspects intéressants du phénomène d'endommagement qu'on pouvait observer en fond de trou. Sous un système d'application triaxiale des contraintes sur un échantillon de roche synthétique de propriétés connues, El Madani a suivi le mode opératoire de mesure de contraintes in situ de la technique du Doorstopper modifié. Des cas d'endommagement ont été identifiés grâce à la chute rapide de la courbe de récupération des contraintes et à l'écart entre les valeurs des paramètres de déformabilité avant et après la saignée pour libérer la carotte. Ces cas ont été vérifiés et confirmés à l'aide de simulations numériques bidimensionnelles en élasticité linéaire comme le montre la figure 3.7. Les modules de Young qui ont été utilisés dans la simulation en élasticité linéaire sont :

- E_{avant} : module de Young du matériau synthétique avant le début du surcarottage du bloc au laboratoire
- $E_{après}$: module de Young du matériau synthétique après le surcarottage du bloc au laboratoire

Sur la figure 3.7, en essayant de reproduire l'essai 418 par un comportement élastique mais en changeant les modules de Young, l'auteure a montré que la loi de comportement élastique ne

saurait caractériser l'endommagement en fond de trou. Par contre, El Madani a suggéré l'utilisation de la loi du 'strain softening' (ss) car elle épousait le plus la courbe de récupération réelle des échantillons endommagés.

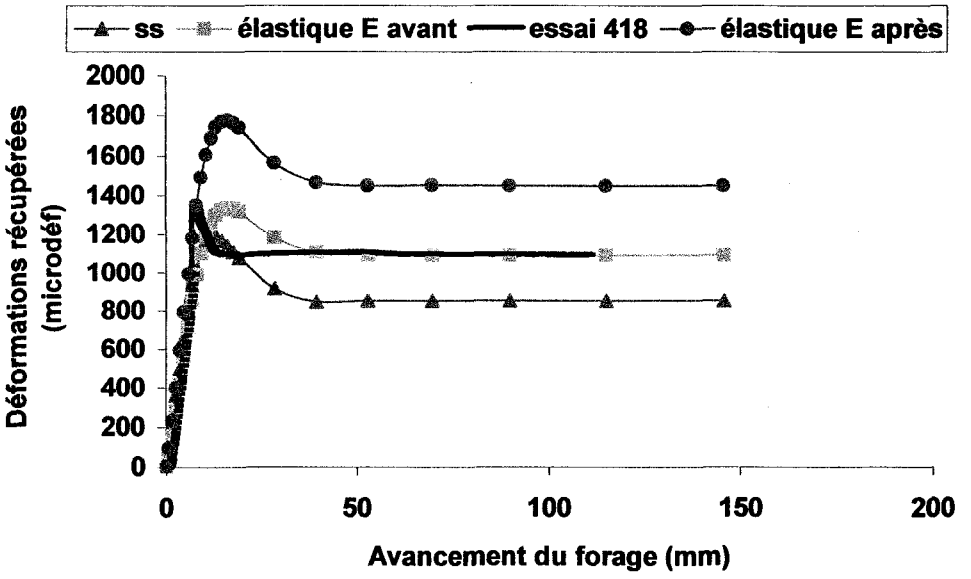


Figure 3.7 : Simulations 2D de la courbe de récupération (El Madani, 2004)

Une autre auteure, Ng (2006), s'est intéressée à la modélisation bidimensionnelle adéquate de l'endommagement de la roche observé au laboratoire. Elle a conclu que les modèles de comportement élastique, de Hoek et Brown, de Mohr Coulomb classique et du 'double yield' ne permettaient pas de reproduire fidèlement les courbes de récupération des situations d'endommagement de la roche. Par contre un cas particulier de 'strain softening' – Cohesion Weakening, Friction Strengthening (CWFS) de Hajiabbdolmajid (2002) – a donné la meilleure reproduction (Mohr-Coulomb avec écrouissage sur la figure 3.8). Pour arriver à une

simulation réaliste, les paramètres ont été obtenus à travers des séries d'essais au laboratoire. Plusieurs scénarii ont été ensuite testés pour trouver la loi de comportement la plus réaliste.

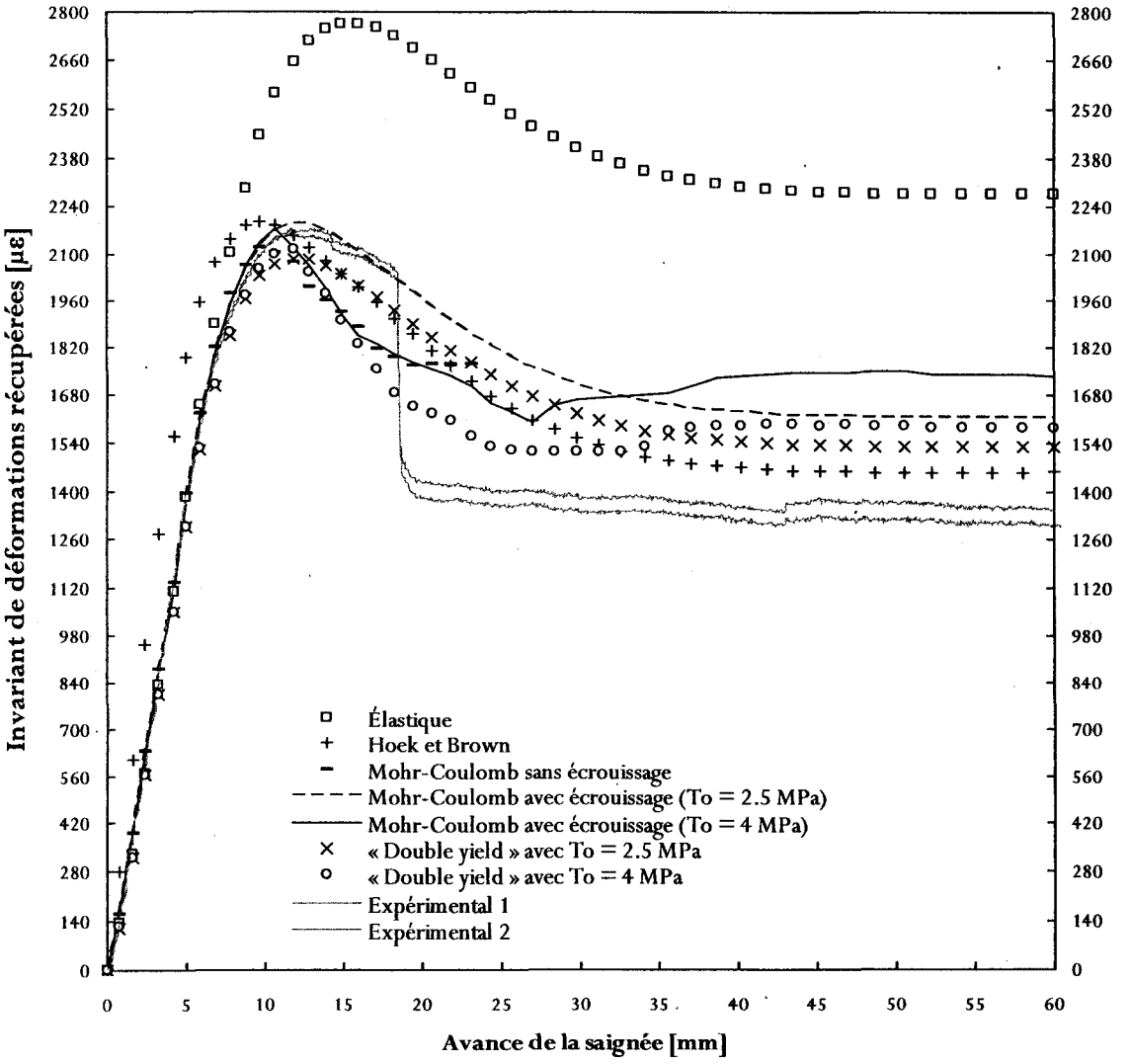


Figure 3.8 : Simulations 2D de l'endommagement de la roche et comparaison avec les courbes expérimentales (Ng, 2006)

Finalement, Corthésy et Leite (2008) reviennent sur la loi de comportement adéquate pour l'étude de l'endommagement en fond de trou. À l'aide de simulations numériques

bidimensionnelles et de la loi de comportement CWFS, Corthésy et Leite ont reproduit avec succès le discage observé au laboratoire par Obert et Stephenson (1965). À la figure 3.9, les bandes de discage sont bien visibles et comparables à une photo prise par Kang et al (2006).

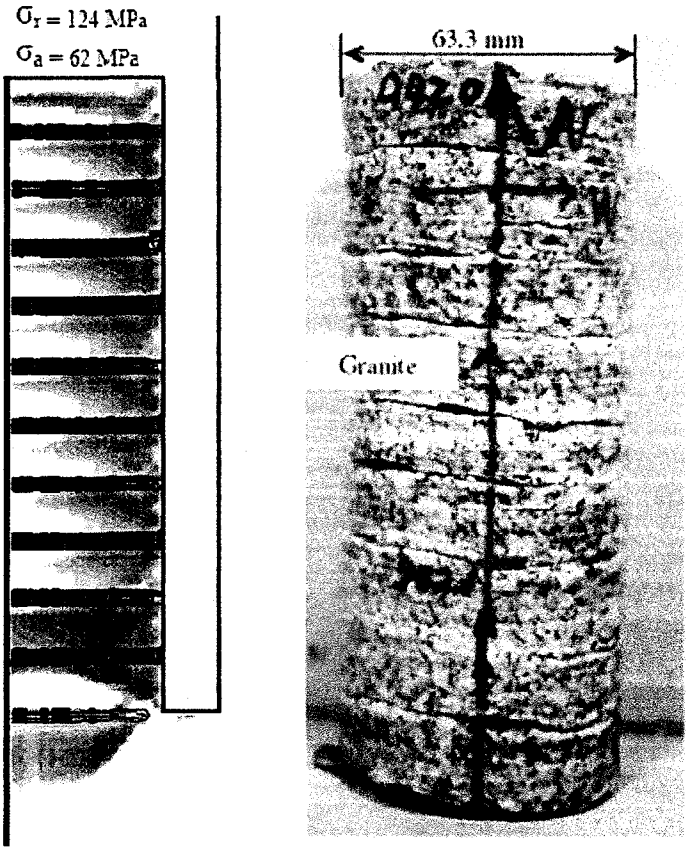


Figure 3.9 : Simulations 2D de l'endommagement de la roche (Corthésy & Leite, 2008) et comparaison avec une photo réelle de discage (Kang *et al*, 2006)

D'après leurs résultats, le discage reste un phénomène marginal d'endommagement car il dépend d'un jeu important de paramètres. En plus, ils concluent qu'il pourrait exister de l'endommagement sans discage et que la complexité du discage ne permet pas de déduire les contraintes in situ comme le prétendent certains chercheurs (Kaga *et al*, 2003; Kang *et al*, 2006;

Matsuki *et al*, 2004; Sakaguchi *et al*, 2002), à moins de connaître parfaitement tous les paramètres élastiques et plastiques (pré-pic et post-pic) de la roche analysée. Par ailleurs, Corthésy et Leite (2008) émettent des réserves sur l'applicabilité des techniques de récupération, incluant celle du Doorstopper modifié, dans des situations où l'on observerait du discage parce que la roche se comporterait de façon élastoplastique alors que l'interprétation suppose un comportement élastique. Cependant, ils soulignent que le nombre de cas étudiés est encore restreint pour tirer des conclusions définitives, et que le phénomène mérite des études tridimensionnelles plus approfondies.

3.2.2 Définition du problème et objectifs à atteindre

Les travaux sur le phénomène d'endommagement en fond de trou auront permis de dégager une loi de comportement adéquate, ne serait-ce que pour les modèles bidimensionnels. Les conclusions intéressantes de ces études mériteraient que la recherche proposée ici utilise le modèle Cohesion Weakening Friction Strengthening (CWFS) comme hypothèse de travail.

L'auteur a décidé de mener des études en 3D dans le but de reproduire des états de contraintes pour lesquels une contrainte principale est parallèle au trou de forage, ce qui permettrait de reproduire des cas où de grands déviateurs de contraintes sont observés. Ces simulations en 3D sont intéressantes car elles permettront de considérer des cas où $\sigma_1 \neq \sigma_2 \neq \sigma_3$, d'analyser les types et l'étendue des ruptures dans le plan du fond de trou et de tirer des conclusions quant à la validité des mesures effectuées dans de telles conditions. À ce sujet, Corthésy et al (1993c) pensaient avoir déjà validé l'utilisation du Doorstopper dans des zones où le discage et la fracturation étaient présentes en affirmant que le relâchement rapide lié au discage n'avait pas de conséquence sur les résultats. Or, on sait bien que les microfissures

peuvent avoir des effets sur les paramètres de déformabilité et sur les déformations récupérées. En outre, la roche pourrait être endommagée avant même le début des mesures, ce qui peut conduire à un relâchement précoce des contraintes et amener à une sous-estimation de leurs valeurs de déformations récupérées par le Module d'Acquisition Intelligent (Corthésy & Leite, 2008).

Analyser et interpréter les résultats de toute l'opération de mesures pour une roche endommagée devrait conduire à des conclusions plus claires et précises. S'il est vrai qu'à de faibles contraintes, de l'endommagement et du discage ont déjà été observés dans des roches molles (Corkum & Martin, 2006), l'endommagement dont il sera question dans la présente recherche réfère explicitement aux situations pour lesquelles les contraintes sont élevées pour des roches dures mais fragiles.

CHAPITRE 4 : MÉTHODOLOGIE DE LA RECHERCHE

4.1 Généralités

4.1.1 Choix de la simulation numérique

Lorsqu'on analyse toutes les études antérieures sur l'hétérogénéité et l'endommagement, on se rend compte des limites rencontrées par les expériences de laboratoire et des travaux de terrain. Les échantillons de laboratoire sont généralement des cas bien particuliers et c'est l'une des raisons pour lesquelles les résultats qui en découlent sont souvent partiels. Quant aux travaux de terrain, ils ont le mérite de reproduire le plus fidèlement possible les phénomènes mais comportent des inconnues (l'état réel des contraintes par exemple). En plus, il n'est pas aisé, dans les deux cas, d'effectuer des études paramétriques poussées. Enfin, la validité des résultats requiert l'utilisation d'un grand nombre d'échantillons ou la réalisation de plusieurs campagnes de terrain. D'où des coûts de recherche considérables et des délais très longs.

À l'opposé, la simulation numérique est une méthode de recherche qui peut reproduire assez fidèlement la majorité des conditions tout en restant peu chère et rapide d'exécution. Les progrès technologiques ont permis l'élaboration de codes de calcul sophistiqués qui couvrent plusieurs conditions et lois de comportement des roches. Les reproches souvent faits à la simulation numérique par éléments finis concernent le maillage et les lois de comportement, mais certains logiciels de calcul, dont celui qui sera utilisé, sont renommés pour leur prise en

compte de la majorité des complexités des roches. Et, comme il a été déjà souligné dans le chapitre 3, la modélisation tridimensionnelle sera utilisée, non seulement pour valider certains résultats en 2D déjà publiés, mais aussi pour générer des situations plus réalistes et générales de tenseurs de contraintes. Le choix du logiciel s'est arrêté sur FLAC^{3D} qui permet de répondre convenablement aux objectifs poursuivis dans un délai assez raisonnable. Trois ordinateurs à grande vitesse de processeurs et à grande capacité de mémoire RAM ont aussi été utilisés simultanément pour mener toutes les tâches nécessaires et réduire les temps de calcul.

4.1.2 Choix du logiciel FLAC^{3D}

Conçu par Itasca Consulting Group (Itasca, 2002), le logiciel de calcul FLAC^{3D} (*Fast Lagrangian Analysis of Continua in 3 Dimensions*) est un programme tridimensionnel explicite de différences finies basé sur son alter bidimensionnel, FLAC. Sa popularité est en partie liée au fait que des lois de comportement complexes non linéaires peuvent être utilisées et même créées au besoin. Si FLAC^{3D} est très réputé dans les domaines de la géotechnique et de la géomécanique, c'est aussi parce que son code explicite permet à l'usager d'entrer un très grand nombre de variables et de fonctions selon les conditions qui s'imposent. Et comme la sauvegarde de matrices de rigidité n'y est pas nécessaire, le temps de calcul et la quantité de mémoire requise sont raisonnables même pour des modèles complexes et surtout pour des modèles non linéaires (Itasca, 2002).

La génération des éléments de la grille tridimensionnelle est réalisée automatiquement en manipulant et en regroupant des formes géométriques prédéfinies. Toutes sortes de formes et de maillages peuvent être ainsi générées dans FLAC^{3D}, qui permet également l'importation de formes crées avec d'autres logiciels de dessin. Ces éléments sont ensuite discrétisés en un

ensemble de tétraèdres. L'utilisateur choisit alors la ou les lois de comportement et pose les conditions initiales et les conditions aux frontières de son modèle. Chaque élément de la grille suivra la loi de comportement linéaire ou non-linéaire qui lui est assignée selon les forces appliquées et les conditions aux limites. Que le matériau soit en rupture ou en écoulement, la grille se déformera exactement de la même façon, d'où la possibilité de reproduire de grands déplacements et de grandes déformations avec la mise à jour des coordonnées des nœuds du maillage lors de la convergence de la solution.

Pour solutionner les problèmes, des équations complètes dynamiques du mouvement sont utilisées même si le système est statique. Cette façon de faire permet à FLAC^{3D} de rester stable numériquement même si le problème analysé est physiquement instable. La solidité de ce code repose aussi sur la discrétisation mixte de la grille du problème, meilleure façon de modéliser la rupture et l'écoulement plastiques (Itasca, 2002). En effet, dans la discrétisation mixte, le programme met à jour continuellement les coordonnées de tous les nœuds du modèle au cours de la résolution.

L'un des grands avantages de FLAC^{3D} est le langage de programmation intégré FISH qui permet à l'utilisateur de créer et de gérer ses propres variables et fonctions dans le but de personnaliser les analyses selon les objectifs recherchés. En plus de permettre de récupérer les données comme s'il s'agissait d'une vraie opération de mesures de contraintes in situ, ce programme facilitera la création de plusieurs configurations aléatoires d'agrégats. FISH allège donc le travail d'entrée de données au clavier.

En outre, la loi de comportement de l'adoucissement (Strain Softening) est déjà implantée dans FLAC^{3D}. Les indicateurs de plasticité et la localisation de la rupture sont aussi

des aspects bien maîtrisés dans FLAC^{3D} (Itasca, 2002) et ils seront importants pour l'étude de l'endommagement.

Cependant, FLAC^{3D} est fastidieux à apprendre et demande beaucoup de temps à l'utilisateur pour bien assimiler les fonctions et profiter de toutes les possibilités offertes. Cette difficulté ne lui rend pas justice car elle réduit son accessibilité alors que la qualité de son code est bien au-dessus de la moyenne des logiciels plus connus.

4.2 Étude de l'influence de l'hétérogénéité des géomatériaux

Dans le but d'étudier l'influence de l'hétérogénéité dans l'interprétation des mesures de contraintes in situ, la simulation numérique tridimensionnelle a été proposée pour créer des configurations aléatoires d'agrégats de formes diverses dans une matrice homogène. Pour ce faire, des modèles numériques 3D seront créés et des contraintes connues leur seront appliquées. Viendra ensuite la simulation de tout le mode opératoire du Doorstopper modifié; à partir des données recueillies, quatre façons de calculer les contraintes seront utilisées afin d'analyser leurs performances relatives.

4.2.1 Création et validation des modèles numériques

4.2.1.1 Modèle homogène

Un modèle numérique homogène a été créé à l'aide des différentes formes fournies par FLAC^{3D}. Un modèle cubique a été préféré parce qu'il est plus pratique pour l'application d'un état de contraintes triaxial. En plus, comme un quart ou une moitié de modèle signifierait que les hétérogénéités ont un miroir, le modèle demeurera entier afin d'éviter d'introduire des biais dans la disposition aléatoire des agrégats. Les dimensions utilisées pour la carotte, la saignée et le trou pilote ont été prisés sur des blocs de roches utilisés pour des études au laboratoire de la technique du Doorstopper modifié. Quant aux frontières du modèle, elles ont été placées à une distance de plus de 8 fois le rayon du trou pour éviter qu'elles soient dans la zone d'influence du trou de forage. Les dimensions du modèle dont le code se trouve en annexe (Annexe 1) sont les suivantes :

- Carotte : rayon 17.625 mm – longueur : 100 mm
- Saignée : épaisseur : 3.75 mm – longueur : 100 mm
- Trou pilote : rayon : 21.375 mm – longueur : 150 mm
- Dimensions du bloc : 360 mm x 360 mm x 350 mm

Une vue d'ensemble du modèle (figure 4.1) et d'autres plus détaillées (figures 4.2, 4.3 et 4.4) permettent de voir que le maillage est progressif : dans la zone d'intérêt de l'étude, c'est-à-dire au centre du modèle, les éléments sont presque parfaitement cuboïdes (2x1.7x2 mm^3 dans la carotte, 2x1.9x2 mm^3 dans la saignée), et plus on s'éloigne de cette zone, plus leurs dimensions augmentent. Une vue du haut de la carotte montre l'arrangement radial des éléments au centre de la carotte (figure 4.4). Il est important de noter que plusieurs scenarii ont été essayés avant d'arriver au résultat présenté ici.

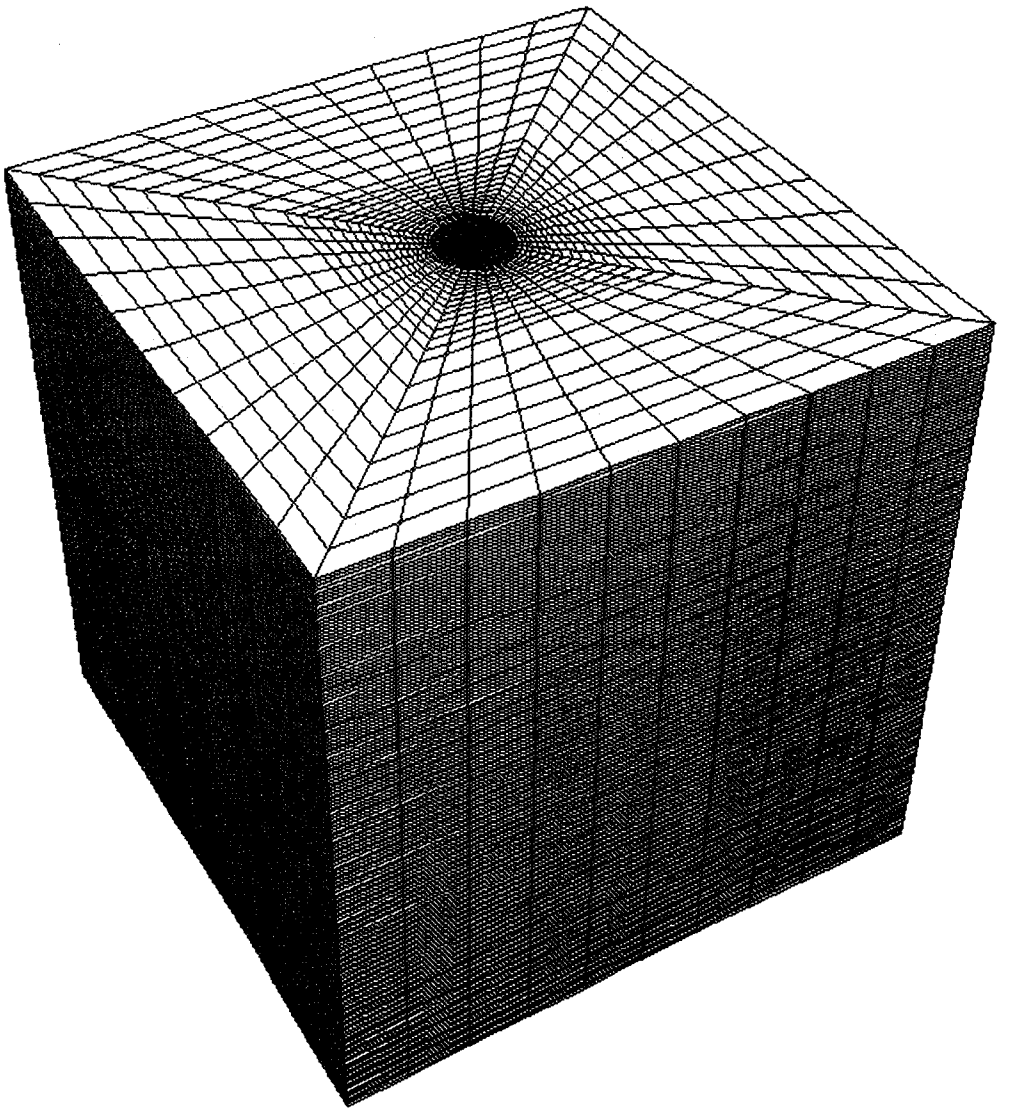


Figure 4.1: Vue isométrique du modèle numérique

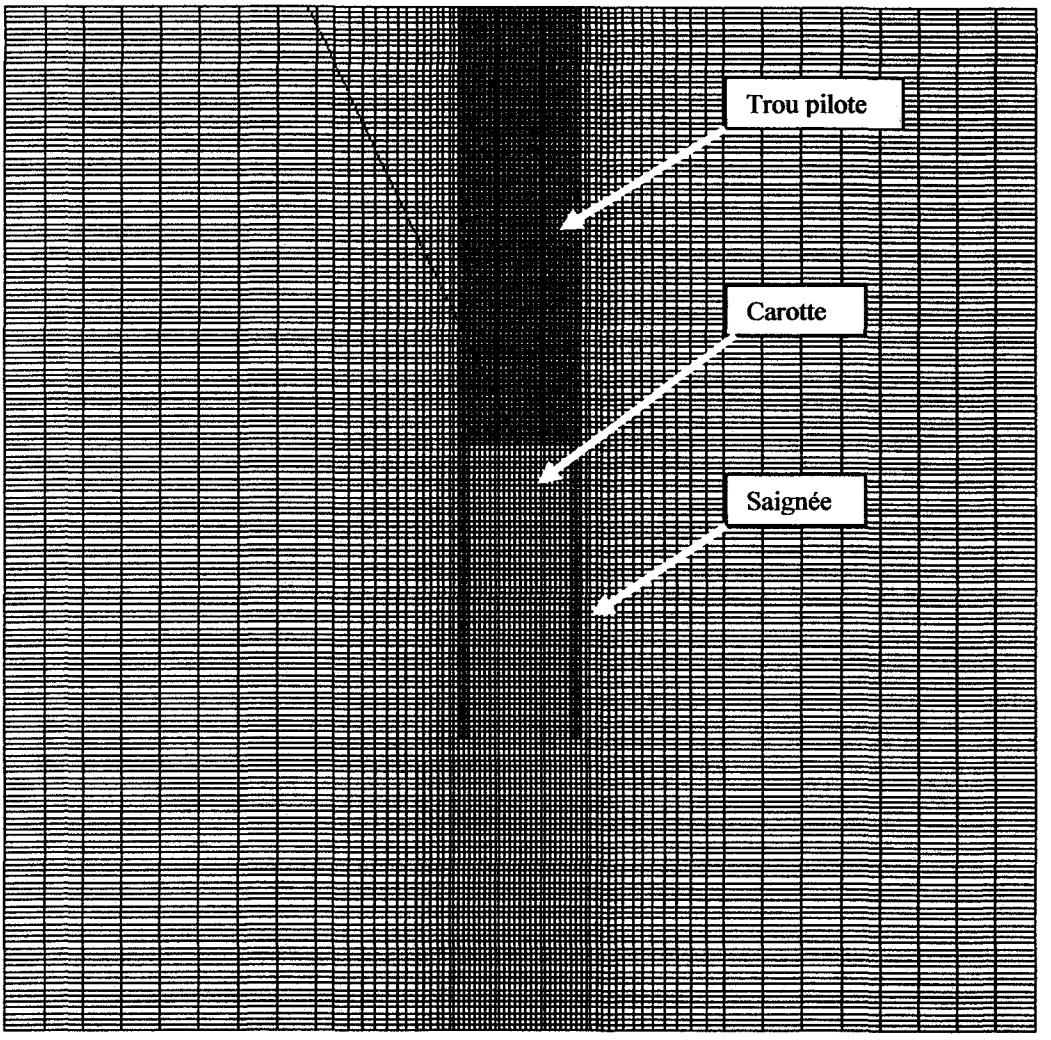


Figure 4.2 : Coupe verticale du modèle montrant les divers composants

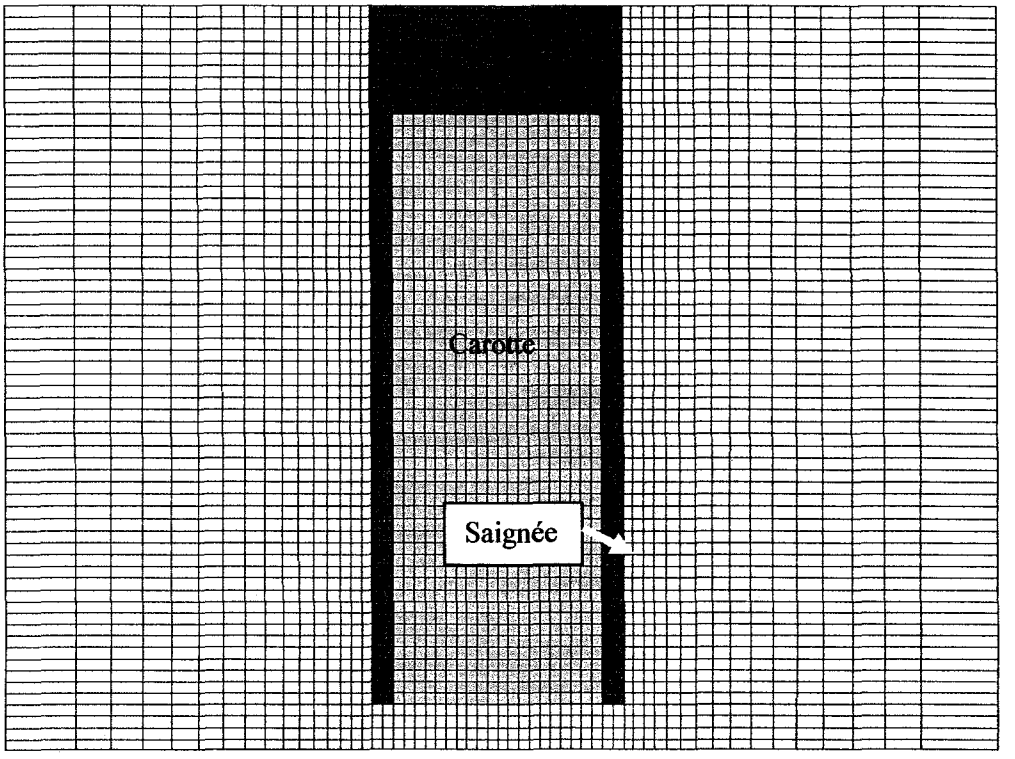


Figure 4.3 : Coupe verticale et vue rapprochée du centre du modèle

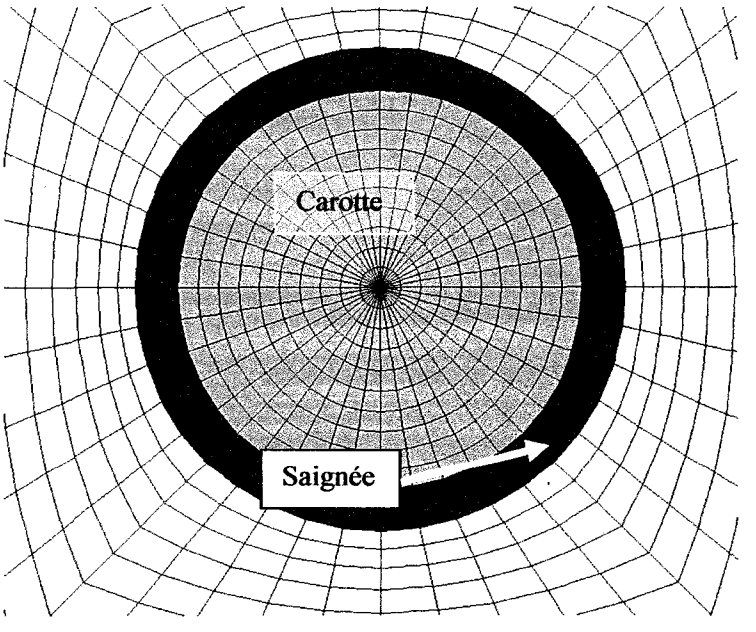


Figure 4.4 : Vue de haut du modèle montrant la carotte et la saignée.

En effet, pour décider du choix final d'un modèle homogène adéquat, il a fallu effectuer certaines analyses élastiques après avoir crée le trou pilote. Les facteurs de concentration proposés par Rahn (1984) ont été utilisés pour comparer les contraintes en fond de trou données par le modèle avec celles trouvées par le calcul en utilisant les équations 4.1 et 4.2. Pour une roche élastique homogène isotrope, Leeman (1971) a décrit les relations entre les contraintes aux frontières σ_{ij} et celles en fond de trou σ'_{ij} dans le cas du Doorstopper. Ainsi, pour le système de repère où le trou est selon l'axe (O, z), on a :

$$\sigma'_{xx} = a \cdot \sigma_{xx} + b \cdot \sigma_{yy} + c \cdot \sigma_{zz}$$

$$\sigma'_{yy} = a \cdot \sigma_{yy} + b \cdot \sigma_{xx} + c \cdot \sigma_{zz} \qquad (4.1)$$

$$\tau'_{xy} = (a - b) \cdot \tau_{xy}$$

Pour une roche élastique, homogène et isotrope, les facteurs de concentration de contraintes *a*, *b* et *c* de Rahn sont reliés au coefficient de Poisson par les équations suivantes (Rahn, 1984) :

$$a(\nu) = 1.32 + 0.08 \cdot \nu \cdot (1 + \nu)$$

$$b(\nu) = -0.12 + 0.18 \cdot \nu \cdot (1 + 2.55 \cdot \nu) \qquad (4.2)$$

$$c(\nu) = -1.09 \cdot (0.33 + \nu)$$

Les contraintes données par FLAC^{3D} ne sont pas en surface mais au centroïde des éléments : il faut donc extrapoler ces valeurs pour les estimer en surface en fond de trou. Afin de pouvoir comparer les valeurs du logiciel aux solutions proposées par Rahn (1984), on considère cinq rangées d'éléments (z = -1 à z = -9), on trace l'évolution des contraintes en leur centroïde et on effectue une extrapolation pour connaître les valeurs à la surface du fond de trou (z = 0). La

figure 4.5 montre l'évolution des contraintes, et les équations de courbes de tendance permettent de trouver les valeurs des contraintes en fond de trou.

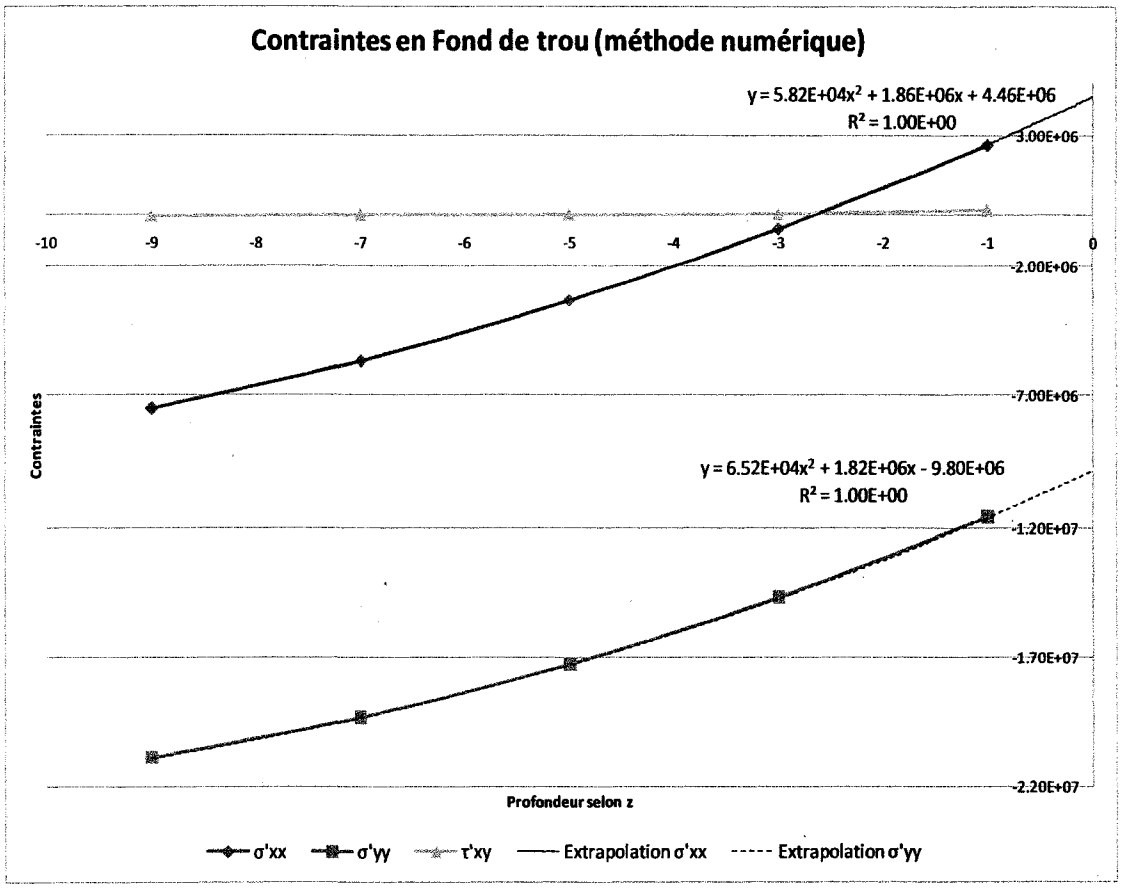


Figure 4.5 : Extrapolation des contraintes en fond de trou de FLAC^{3D}

Le tableau 4.1 montre la comparaison entre les valeurs de Rahn et les valeurs du modèle numérique utilisé par l'auteur. On y note le faible écart entre les deux méthodes avec des différences de l'ordre de 2% et de 4.6% selon σ'_{xx} et σ'_{yy} respectivement. Le modèle numérique a donc été validé.

Tableau 4.1 : Comparaison des contraintes en fond de trou.

Contraintes appliquées (MPa)	Facteurs de concentration de contraintes ($\nu = 0.25$)	Contraintes en fond de trou		
		Modèle Rahn (MPa)	Modèle actuel (MPa)	Écarts (%)
$\sigma_{xx} = 10$	$a = 1.3450$	$\sigma'_{xx} = 4.55$	$\sigma'_{xx} = 4.46$	- 2.0
$\sigma_{yy} = 20$	$b = -0.0463$	$\sigma'_{yy} = -9.37$	$\sigma'_{yy} = -9.80$	+ 4.5
$\sigma_{zz} = 27$	$c = -0.6322$	$\tau'_{xy} = 0$	$\tau'_{xy} = 0$	0.0

Le modèle homogène validé servira de base à l'élaboration de huit modèles hétérogènes que l'on pourra classer en deux groupes, soit ceux à gros agrégats et ceux à agrégats plus petits. Cette distinction permet de couvrir plusieurs cas d'hétérogénéité que l'on peut retrouver dans la nature : brèche, conglomérat, béton de centrales hydroélectriques, béton usuel, roche. Pour transformer le modèle homogène en modèle hétérogène, on crée aléatoirement des groupes d'éléments auxquels on attribuera plus tard des valeurs de module élastique de compressibilité K et de rigidité G différentes de celles du modèle homogène qui devient alors la matrice.

Dans les codes qui ont été écrits, des formes sphériques ont été utilisées pour simuler la forme des agrégats; mais comme FLAC^{3D} attribue les valeurs aux centroïdes selon une certaine tolérance et que le maillage est cuboïde, le résultat est un ensemble de formes très variées, caractéristiques d'un milieu hétérogène. Dans le but de rester aussi près que possible de la réalité, l'auteur s'est inspiré de coupes de carottes réelles prélevées sur du béton de centrales

hydrauliques (Annexe 11). Par ailleurs, seul un certain volume du bloc homogène est transformé en zone hétérogène car au-delà d'une certaine distance de la zone d'intérêt, l'hétérogénéité a une influence négligeable (Boivin, 2005). Un bloc de 100mm x 100mm x 200mm centré au point (0, 0,-50) a été jugé suffisant pour faire ressortir le phénomène de l'hétérogénéité tout en réduisant les temps de calcul.

4.2.1.2 Modèles à gros agrégats

Dans ce type de configuration, les agrégats ont une taille plus grande que la longueur des jauges qui est représentée par les trois premiers cercles centrés au point (0;0;0), comme l'indique la figure 4.6. La création de ces agrégats a été faite en utilisant la fonction RANDBETWEEN dans EXCEL qui permet d'obtenir des valeurs aléatoires de coordonnées de centroïdes et de rayons de sphère dans un intervalle donné. C'est ainsi que plusieurs sphères sont plus tard générés dans FLAC^{3D} avec leur centroïde variant entre x = -50 mm et x = 50 mm, y = -50 mm et y = 50 mm, z = 50 mm et z = -150 mm. Le rayon de ces sphères varie aussi (entre 0 mm et 7 mm) pour permettre d'établir plusieurs tailles et formes d'agrégats. Cinq différentes configurations de ce type ont été créées et nommées distinctivement de 1 à 5 (Annexe 4) : la figure 4.7 montre quelques coupes de la configuration 1. Dans cette figure, les agrégats sont toujours de couleur plus foncée que l'autre composante du modèle qui représente le matériau de remplissage ou le mortier.

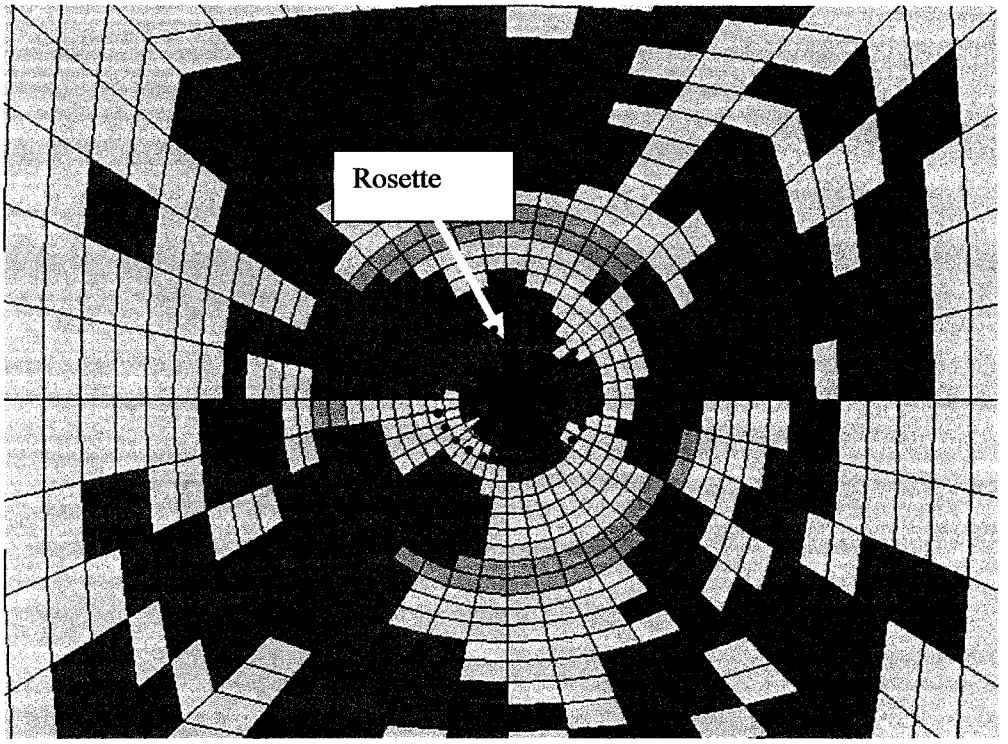


Figure 4.6. : Configuration 1 avec l'emplacement de la rosette

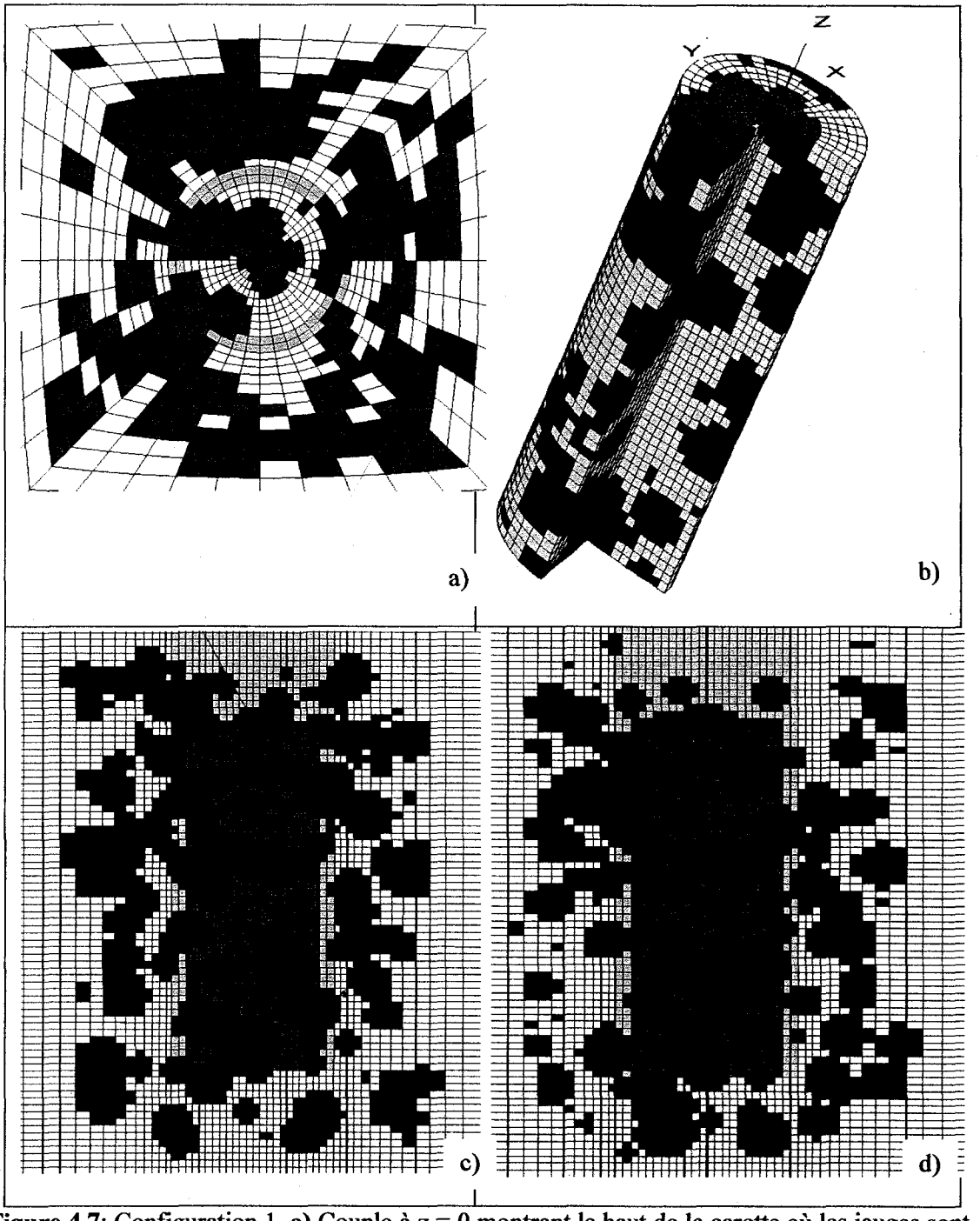


Figure 4.7: Configuration 1. **a)** Couple à z = 0 montrant le haut de la carotte où les jauges sont placées. **b)** Vue isométrique de la carotte avec une entaille montrant une partie de son intérieur. **c)** Coupe à y = 0. **d)** Coupe à x = 0.

4.2.1.3 Modèles à petits agrégats

Pour générer les modèles à petits agrégats, un code FISH a été écrit : il a les mêmes fonctionnalités que le fichier EXCEL des modèles à gros agrégats, mais, en plus, permet de garder des espaces entre les agrégats (Annexe 4). Cette façon de faire a abouti à des agrégats plus petits et plus clairsemés, dont la taille est très proche de celle de la rosette (figure 4.8).

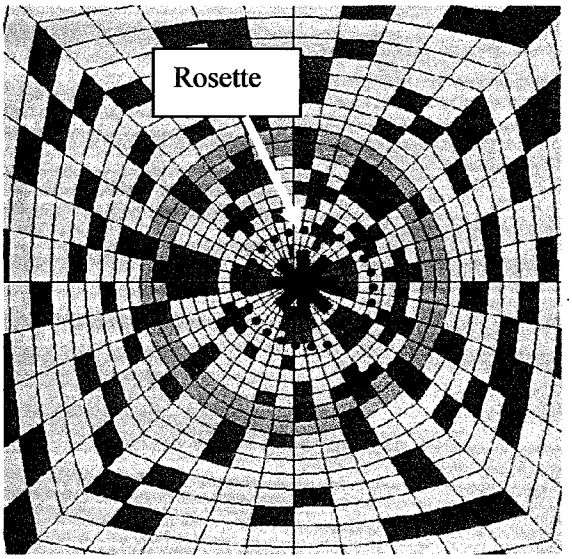


Figure 4.8 : Configuration 6 avec l'emplacement de la rosette

Trois configurations différentes ont ainsi été créées et nommées de 6 à 8 (Annexe 4) en faisant varier le rayon de la plus petite sphère et la distance entre deux agrégats déjà créés. En plus, une seconde vague d'agrégats est créée si de grands espaces persistent entre les agrégats de la première vague. La figure suivante (figure 4.9) montre des images de la configuration 6. Les agrégats sont de couleur sombre, plus foncée que la matrice.

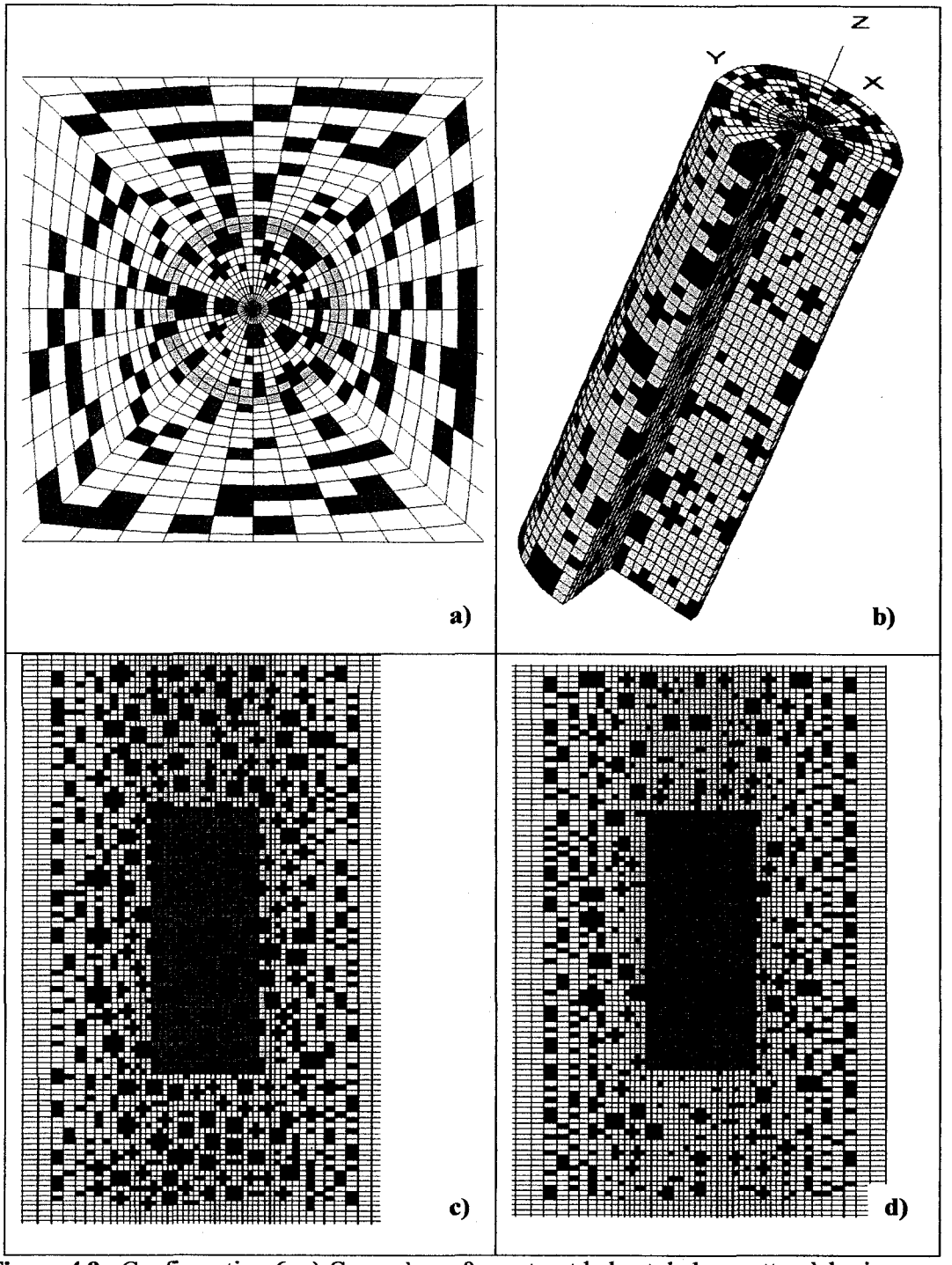


Figure 4.9 : Configuration 6. **a)** Coupe à z = 0 montrant le haut de la carotte où les jauges sont placées. **b)** Vue isométrique de la carotte avec une entaille montrant une partie de son intérieur. **c)** Coupe à y = 0. **d)** Coupe à x = 0.

4.2.2 Intrants et étapes de la simulation

4.2.2.1 Intrants

Les paramètres de déformabilité qui sont utilisés dans les analyses (tableau 4.2) sont ceux caractéristiques du béton utilisé pour la construction de structures de génie civil (barrages, ponts, enceintes de centrales nucléaires). On remarquera que ces paramètres concordent bien avec ceux de la littérature. En effet, Neville (1991) rapporte des modules de Young d'agrégats pouvant atteindre 65 GPa, ce qui est confirmé par les travaux de Persson (1999) sur le béton à haute performance pour lesquels E tourne autour de 60 GPa. Le ciment est quant à lui souvent produit à partir de roches calcaires et marneuses, et cela sous-entend que ses paramètres élastiques pourraient varier aussi selon la qualité que l'on désire obtenir. Les résultats des études de Haecker et al (2005) sur le ciment de Portland ont indiqué que les valeurs de E peuvent varier entre 22 et 117 GPa tandis que celles de ν vont de 0.17 à 0.33. Les contraintes appliquées parallèles au plan du fond du trou (σ_{xx} et σ_{yy}) ont été décidées arbitrairement étant donné qu'il n'y a pas de rupture lorsque l'analyse est élastique.

Tableau 4.2 : Paramètres de déformabilité et contraintes appliquées.

Paramètres de déformabilité		Contraintes appliquées
Matrice	Agrégats	$\sigma_{xx} = 10\ MPa$
E = 35 GPa	E = 65 GPa	$\sigma_{yy} = 20\ MPa$
$\nu = 0.25$	$\nu = 0.25$	σ_{zz} variable

Pour chaque configuration, cinq analyses élastiques sont réalisées en faisant varier l'amplitude de la contrainte selon l'axe du trou σ_{zz} avec l'équation du Stress Ratio (SR) donnée par (Corthésy et al, 1994) :

$$SR = 2 \cdot \frac{\sigma_{zz}}{\sigma_{xx} + \sigma_{yy}} \tag{4.3}$$

On a ainsi SR = 0, SR = 0.8, SR = 1.0, SR = 1.4, SR = 1.8. Cette façon de varier σ_{zz} permettra de statuer sur l'applicabilité de la méthode RPR-SR établie par Corthésy et al. (1994) et cela facilitera aussi l'analyse de l'influence du SR.

4.2.2.2 Étapes de la simulation et acquisition des déplacements

La simulation du mode opératoire de la technique du Doorstopper modifié se fera selon les étapes suivantes dont le code se trouve en annexe (Annexe 3):

- Application des contraintes aux frontières et à l'intérieur du modèle
- Stabilisation du modèle numérique en effectuant quelques pas de calcul
- Excavation du trou pilote et calcul jusqu'à la stabilisation numérique
- Excavation d'une rangée de la saignée et calcul jusqu'à la stabilisation numérique
- Excavation de la rangée suivante de la saignée et calcul jusqu'à la stabilisation.

Cette méthode de simulation de la saignée suit la progression de la tête de la foreuse que l'on observe sur le terrain. Après chaque étape de calcul, le code exporte les déplacements à l'endroit où serait placée la rosette dans un fichier de données pour être traités plus tard. La saignée est arrêtée lorsque la longueur atteint 100 mm, soit la hauteur approximative de la

carotte récupérée lors de mesures réelles in situ et qui permet un relâchement complet des contraintes.

Lorsque la saignée est terminée, on dégage numériquement la carotte en éliminant tous les éléments du modèle, excepté le groupe de la carotte. Les étapes subséquentes vont alors permettre de déterminer les paramètres de déformabilité et dépendent donc de la méthode de calcul utilisée.

4.2.3 Méthodes de calcul

4.2.3.1 Généralités

Les trois objectifs visés par les méthodes de calcul se succèdent comme suit :

- Convertir les déplacements sous la rosette en déformations en fond de trou
- Transformer les déformations en fond de trou en contraintes en fond de trou
- Ramener ces contraintes en fond de trou aux contraintes préalables.

Comme déjà mentionné, la technique du Doorstopper modifié permet de rendre compte de la qualité des mesures effectuées en fond de trou grâce à l'acquisition des données en continu et aux courbes des invariants. La rosette est formée de quatre jauges à fil résistant placées à 45° l'une de l'autre (figure 4.10). Chaque rosette va permettre de déterminer les déformations dans la direction selon laquelle elle est placée. On obtient donc les déformations récupérées ε_0, ε_{45}, ε_{90} et ε_{135} qui représentent respectivement les jauges à 0°, 45°, 90° et 135°.

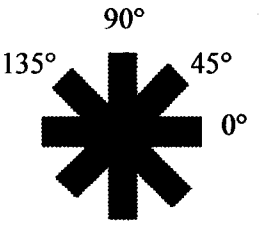


Figure 4.10 : Schématisation de la rosette du Doorstopper modifié

Dans l'hypothèse où l'orientation de la jauge 0° est selon l'axe (O, x) et celle de la jauge 90° selon (O, y), on déduit alors l'état de déformation par la méthode des moindres carrés (Corthésy, 1982) :

$$\varepsilon'_{xx} = \frac{3 \cdot \varepsilon_0 - \varepsilon_{90} + \varepsilon_{45} + \varepsilon_{135}}{4}$$

$$\varepsilon'_{yy} = \frac{3 \cdot \varepsilon_{90} - \varepsilon_0 + \varepsilon_{45} + \varepsilon_{135}}{4} \qquad (4.4)$$

$$\gamma'_{xy} = (\varepsilon_{45} - \varepsilon_{135})$$

La redondance créée par la présence d'une quatrième jauge permet de vérifier la qualité des mesures en comparant la somme des déformations normales selon deux directions orthogonales (invariants), 0° et 90° d'une part, 45° et 135° d'autre part :

$$\varepsilon_0 + \varepsilon_{90} \Leftrightarrow \varepsilon_{45} + \varepsilon_{135} \qquad (4.5)$$

Si cette somme est identique, il y a de fortes chances que les déformations récupérées soient de bonne qualité. Lorsque les courbes de récupération montrent que l'acquisition des déformations lors du relâchement des contraintes en fond de trou a été un succès, il importe alors de trouver ces contraintes : c'est la seconde étape de l'interprétation, et elle permet de relier les déformations aux contraintes par les paramètres de déformabilité.

En effet, pour un comportement élastique linéaire et isotrope, la loi de Hooke permet de relier les déformations et les contraintes de façon matricielle grâce à la matrice de rigidité élastique. On écrit donc :

$$[\varepsilon] = [S] \cdot [\sigma] \tag{4.6}$$

où [ε] est la matrice des déformations : $[\varepsilon] = \begin{bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \varepsilon_{zz} \\ \varepsilon_{xy} \\ \varepsilon_{yz} \\ \varepsilon_{zx} \end{bmatrix}$,

[σ] est la matrice des contraintes : $[\sigma] = \begin{bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{zz} \\ \tau_{xy} \\ \tau_{yz} \\ \tau_{zx} \end{bmatrix}$,

et [S] la matrice de conformité : $[S] = \begin{bmatrix} S_{11} & S_{12} & S_{13} & S_{14} & S_{15} & S_{16} \\ S_{21} & S_{22} & S_{23} & S_{24} & S_{25} & S_{26} \\ S_{31} & S_{32} & S_{33} & S_{34} & S_{35} & S_{36} \\ S_{41} & S_{42} & S_{43} & S_{44} & S_{45} & S_{46} \\ S_{51} & S_{52} & S_{53} & S_{54} & S_{55} & S_{56} \\ S_{61} & S_{62} & S_{63} & S_{64} & S_{65} & S_{66} \end{bmatrix}$

Hudson et Harrison (1997) ont bien décrit tous les aboutissants de cette relation en faisant ressortir les déductions possibles qui en découlent. Cette forme est généralement acceptée pour résoudre les problèmes d'isotropie transverse, d'anisotropie et d'hétérogénéité. La matrice [S] devient alors l'objet de toutes les attentions.

En utilisant le module de Young E et le coefficient de Poisson ν pour un matériau homogène et isotrope par exemple, la matrice [S] devient :

$$[S] = \frac{1}{E} \cdot \begin{bmatrix} 1 & -\nu & -\nu & 0 & 0 & 0 \\ & 1 & -\nu & 0 & 0 & 0 \\ & & 1 & 0 & 0 & 0 \\ & & & 2(1+\nu) & 0 & 0 \\ & & & & 2(1+\nu) & 0 \\ & & & & & 2(1+\nu) \end{bmatrix}$$

Pour la technique du Doorstopper modifié, les déformations sont connues et les mesures sont faites en fond de trou en état plan de contraintes ($\sigma'_{zz} = \tau'_{yz} = \tau'_{zx} = 0$). On calcule alors les contraintes en utilisant l'équation suivante où le symbole « ' » indique « en fond de trou »:

$$[\sigma'] = [D] \cdot [\epsilon'] \tag{4.7}$$

équivalente à :

$$\begin{bmatrix} \sigma'_{xx} \\ \sigma'_{yy} \\ \tau'_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} D_{11} & D_{12} & D_{13} \\ & D_{22} & D_{23} \\ & & D_{33} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \varepsilon'_{xx} \\ \varepsilon'_{yy} \\ \gamma'_{xy} \end{bmatrix}$$

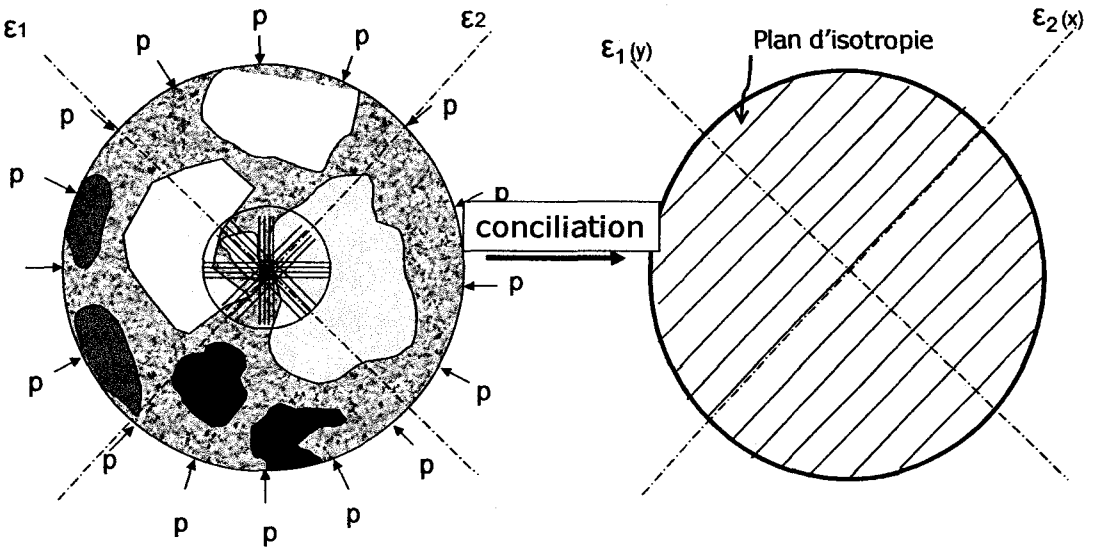
C'est la formulation de la matrice [D] qui jouera un rôle crucial dans l'analyse car elle dépend de la méthode d'interprétation utilisée. Voilà pourquoi la bonne estimation des amplitudes et orientations des contraintes calculées dépendra de cette étape qui, d'ailleurs, est souvent sujette à discussions.

Jusqu'à présent, la méthode prônée par les créateurs du Doorstopper modifié est celle qualifiée d'homogène anisotrope équivalente, qui sera appelée méthode de l'anisotropie équivalente. Comme elle n'a pas encore été vérifiée dans les conditions qui ont été simulées, trois autres approches possibles sont considérées et seront expliquées dans les paragraphes qui suivent.

4.2.3.2 Méthode de l'anisotropie équivalente

Corthésy et al. (1993a, 1993b) ont proposé la méthode de l'anisotropie équivalente qui permet d'incorporer l'élasticité non-linéaire et l'anisotropie dans le calcul des contraintes en fond de trou. Les éléments de la matrice [D] sont évalués à partir d'un essai biaxial isotrope suivi d'une compression diamétrale de la carotte récupérée. C'est en observant la non-égalité des réponses des quatre jauges lorsque la carotte est soumise à une compression biaxiale isotrope (figure 3.3), que Corthésy et al. (1993a, 1993b) ont proposé de ramener le milieu hétérogène à un milieu homogène anisotrope équivalent (figure 4.11) dont les équations sont bien connues. Les hypothèses qui accompagnent cette approche sont:

- le matériau est élastique linéaire, et ponctuellement anisotrope
- sous les jauges, les contraintes sont isotropes



a) b)

Figure 4.11 : Principe de la méthode de l'anisotropie équivalente (Corthésy & Leite, 2007). **a)** Vu de la carotte avec l'emplacement des jauges (compression biaxiale). **b)** Anisotropie équivalente

En utilisant le modèle de comportement de l'isotropie transverse, les cinq paramètres d'élasticité nécessaires sont les suivants :

- dans le plan d'isotropie parallèle à ε_2 : le coefficient de Poisson v_1 et le module de Young E_1.
- dans le plan perpendiculaire au plan d'isotropie : le coefficient de Poisson v_2, le module de Young E_2 et le module de cisaillement G_2.

Pour le cas du Doorstopper (état plan de contraintes), les équations de calcul de contraintes deviennent alors :

$$\sigma'_{xx} = \left(\frac{1}{\frac{1}{E_1} + \frac{\nu_2^2}{E_2}}\right) \cdot \left(\varepsilon'_{xx} + \nu_2 \cdot \varepsilon'_{yy}\right)$$

$$\sigma'_{yy} = \varepsilon'_{yy} \cdot E_2 + \nu_2 \cdot \sigma'_{xx} \tag{4.8}$$

$$\tau'_{xy} = G_2 \cdot \gamma_{xy}$$

Corthésy (1982) pose que $\nu_1 = \nu_2 = \nu$ pour simplifier les calculs. Le module de cisaillement G_2 est alors défini (Batugin & Nirenburg, 1972) par :

$$G_2 = \frac{E_1 \cdot E_2}{E_1 + E_2 + 2 \cdot \nu \cdot E_2} \tag{4.9}$$

Concrètement, il s'agit donc de trouver les trois paramètres E_1, E_2 et ν. Dans la méthode proposée par Corthésy (1982), la compression biaxiale seule ne permet pas la détermination de ces paramètres car elle aboutit à deux équations à trois inconnues (E_1, E_2 et ν) comme l'indique l'équation 4.10 :

$$\varepsilon_I = P \cdot \left(\frac{1}{E_2} - \frac{\nu}{E_2}\right)$$

$$\varepsilon_{II} = P \cdot \left(\frac{1}{E_1} - \frac{\nu}{E_2}\right) \tag{4.10}$$

où ε_I et ε_{II} sont les déformations principales dans le plan xy, et P est la pression appliquée.

Cet essai permet néanmoins de déterminer la direction de la plus grande déformabilité, soit l'axe perpendiculaire à l'intersection du plan d'isotropie avec le plan où est collée la rosette, qui est aussi la direction selon laquelle la force sera appliquée lors de la compression diamétrale. C'est avec la compression diamétrale que l'obtient la troisième équation qui permet de résoudre le problème (équation 4.11) :

$$\nu = \frac{\lambda \cdot \varepsilon_{III} + \left(\frac{E_2}{E_1}\right) \cdot \varepsilon_I}{-\varepsilon_{III} - \lambda \cdot \varepsilon_I} \tag{4.11}$$

avec ε_I et ε_{III} les déformations principales majeures et mineures mesurées sous la rosette, et λ un paramètre tenant compte de l'influence de l'anisotropie sur la distribution des contraintes dans la carotte pendant l'essai de compression diamétrale (Corthésy & Gill, 1990a) :

$$\lambda = 3 \cdot \left(\frac{E_2}{E_1}\right)^{-0.5146} \tag{4.12}$$

Muni de ces équations, des déformations principales obtenues par la compression biaxiale isotrope et de celles déduites de la compression diamétrale, on peut utiliser le solveur d'EXCEL pour trouver les paramètres recherchés, E_1, E_2 et ν.

En ce qui concerne la présente recherche, ces deux compressions (biaxiale et diamétrale) sont simulées dans FLAC^{3D} en rechargeant la carotte dégagée à la fin de la saignée. Toutes les opérations sont effectuées chronologiquement comme s'il s'agissait du modèle physique.

4.2.3.3 Méthode de l'anisotropie équivalente modifiée

Une alternative de détermination du coefficient de Poisson est possible si la déformation selon l'axe de la carotte est connue lors de l'essai de compression biaxiale. Cette nouvelle approche est qualifiée de méthode de l'anisotropie équivalente modifiée même si en réalité elle ne change pas la méthode de calcul des contraintes de l'anisotropie équivalente. L'étape de la compression diamétrale n'est plus prise en compte.

Tout en gardant les principes énoncés dans le paragraphe précédent, l'hypothèse de $\nu_1 = \nu_2 = \nu$ est utilisée (Corthésy *et al*, 1993a). On va considérer que le matériau est isotrope selon le coefficient de Poisson ν et anisotrope selon les modules de Young E_1 et E_2. Plus tard, il sera démontré que le coefficient de Poisson a une influence négligeable sur le calcul des contraintes. Pour que l'hypothèse de l'unicité de ν reste valide, la moyenne des déformations ε_I et ε_{II} est utilisée dans les calculs. Cela revient à utiliser les équations de la loi de Hooke pour un matériau homogène isotrope linéaire. On obtient :

$$\varepsilon_{zz} = -2 \cdot \left(\frac{\varepsilon_I + \varepsilon_{II}}{2}\right) \cdot \frac{\nu}{1-\nu}$$

$$\nu = \frac{\varepsilon_{zz}}{\varepsilon_{zz} - (\varepsilon_I + \varepsilon_{II})} \qquad (4.13)$$

Il est proposé d'ajouter au dispositif de la cellule de Hoek (cellule de compression biaxiale isotrope), un système qui permet de mesurer les déplacements selon l'axe de la carotte (figure 4.12). Ceci permettra de déterminer la déformation selon l'axe de la carotte, ε_{zz}. Avec la moyenne des déformations ε_I et ε_{II}, on obtient le coefficient de Poisson (équation 4.13) qui est par la suite introduit dans l'équation 4.10 pour déduire les modules de Young E_1 et E_2.

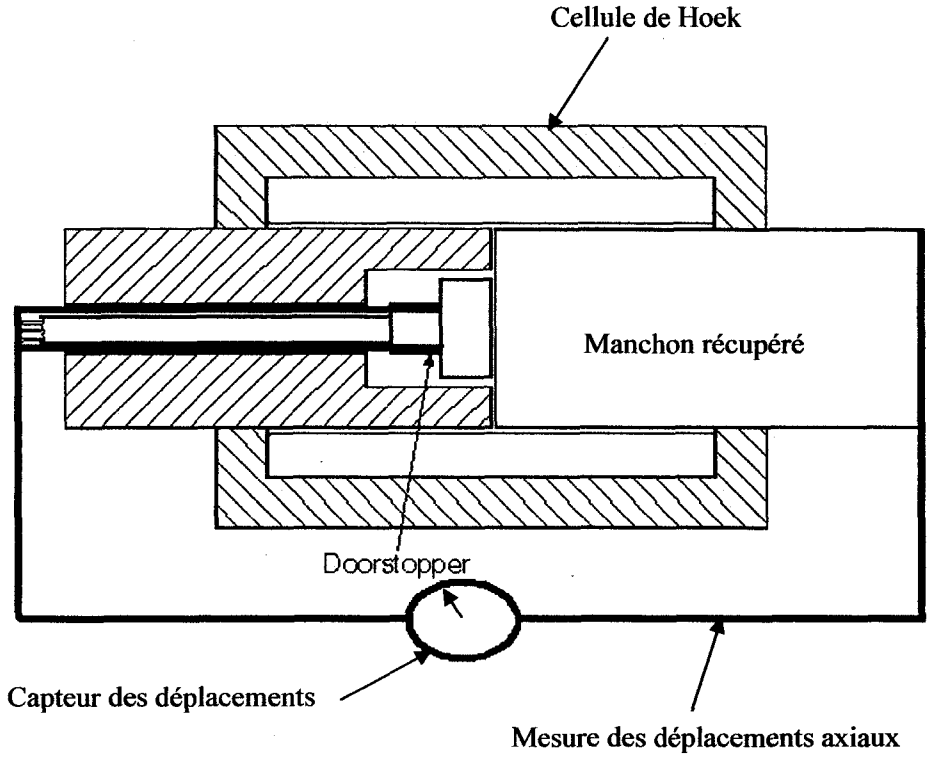


Figure 4.12. : Cellule de Hoek avec dispositif de mesure de ε_{zz}

4.2.3.4 Méthode dite isotrope équivalente

Une autre approche du calcul des contraintes en fond de trou consiste à considérer la roche isotrope homogène. Suite au raisonnement utilisé dans le paragraphe précédent, la carotte soumise à la compression biaxiale donne les déformations ε_I et ε_{II}. Le coefficient de Poisson est obtenu de la même manière que précédemment (Équation 4.13), tandis que le module de Young isotrope est calculé à partir de la moyenne de ε_I et ε_{II}. L'équation 4.10 (Corthésy, 1982) devient :

$$\frac{\varepsilon_I + \varepsilon_{II}}{2} = P \cdot \left(\frac{1-\nu}{E}\right) \tag{4.14}$$

D'où

$$E = 2P \cdot \left(\frac{1-\nu}{\varepsilon_I + \varepsilon_{II}}\right) \tag{4.15}$$

4.2.3.5 Méthode dite isotrope homogène

Étant donné qu'avec les approches précédentes, les déformations sont mesurées à une échelle correspondant à la longueur active des jauges du Doorstopper modifié (10 mm), il serait intéressant de voir si les paramètres de déformabilité mesurés à plus grande échelle (celle de la carotte récupérée) donneront de meilleurs résultats dans les milieux hétérogènes. À la suite de l'élaboration des deux approches précédentes, la quatrième méthode de calcul qui sera utilisée pour trouver les paramètres élastiques E et ν est la compression uniaxiale. C'est l'essai le plus utilisé en mécanique des roches pour la détermination du module de Young et du coefficient de Poisson.

Pour ce faire, la carotte récupérée est « numériquement » soumise à une compression uniaxiale selon une procédure très proches des normes ASTM D2938 et D3148 : les dimensions du modèle numérique font que le ratio Hauteur/Diamètre est de 2.8 au lieu de 2 à 2.5 comme le suggèrent les normes. La rosette du Doorstopper modifié n'est plus mise à profit : une nouvelle instrumentation devient alors nécessaire; les déplacements sur toute la

longueur et sur tout le diamètre de la carotte vont être pris en compte dans le calcul de E et ν pour obtenir une déformabilité moyenne.

4.2.3.6 Calcul triaxial des contraintes – Méthode RPR

Lorsque les paramètres de déformabilité élastiques sont connus, les contraintes en fond de trou sont obtenues en utilisant les équations qui conviennent : équation 4.8 pour la méthode du modèle anisotrope équivalent conventionnelle et modifiée; équation 4.16 pour les méthodes isotrope équivalente et isotrope homogène.

$$\sigma'_{xx} = \left(\frac{E}{1+\nu^2}\right) \cdot \left(\varepsilon'_{xx} + \nu \cdot \varepsilon'_{yy}\right)$$

$$\sigma'_{yy} = \varepsilon'_{yy} \cdot E + \nu \cdot \sigma'_{xx} \qquad (4.16)$$

$$\tau'_{xy} = \frac{E}{2 \cdot (1+\nu)} \cdot \gamma_{xy}$$

Par la suite, le passage aux contraintes préalables est obtenu en utilisant les équations proposées par Leeman (Équation 4.1) et reprises par Rahn (1984). Cependant, comme on est en présence de deux équations à trois inconnues (σ_{xx}, σ_{yy} *et* σ_{zz}), on ne peut pas trouver de solutions à moins que l'on fasse des hypothèses supplémentaires sur une ou plusieurs valeurs de contraintes, ou que l'on résolve l'indétermination en forant trois trous orthogonaux entre eux. C'est pour réduire le nombre de trous nécessaires, et par conséquent la durée et le coût de la campagne de mesures, que Corthésy et al (1994) ont proposé la méthode RPR. Les auteurs ont établi un lien entre le coefficient de Poisson, l'allure des invariants des courbes de

récupération et le facteur de contraintes ou Stress Ratio défini à l'équation 4.3 si la loi de comportement est élastique. À partir de la courbe de récupération des invariants de déformations (figure 4.13), le RPR est obtenu par la formule suivante :

$$RPR = \frac{D_r}{D_p} \tag{4.17}$$

La connaissance du RPR et du coefficient de Poisson, grâce aux essais de recharge de la carotte, permettent de déterminer la valeur du SR à l'aide des abaques proposés Corthésy et al (1994).

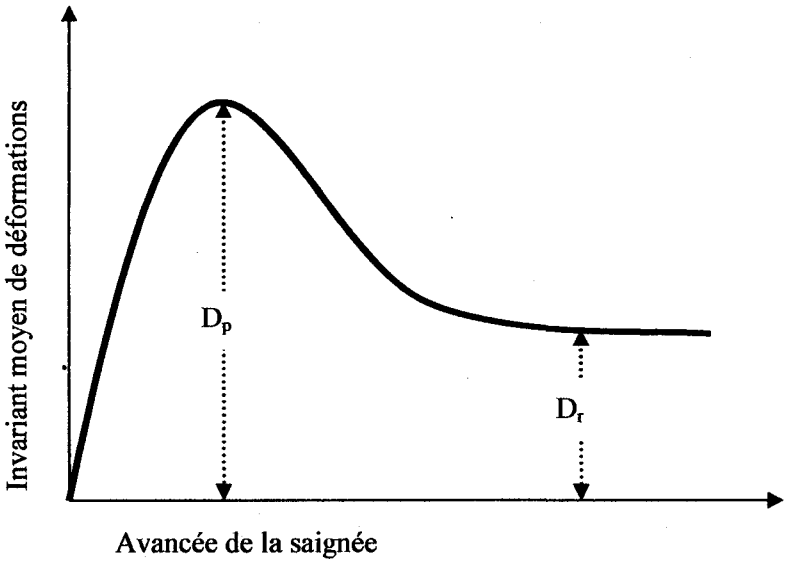


Figure 4.13. : Définition du RPR

Ainsi, en faisant les transformations nécessaires (équations 4.1 et 4.3), on obtient les contraintes préalables comme suit :

$$\sigma_{xx} = \frac{(a + c \cdot d) \cdot \sigma'_{xx} - (b + c \cdot d) \cdot \sigma'_{yy}}{(a + c \cdot d)^2 - (b + c \cdot d)^2} \tag{4.18}$$

$$\sigma_{yy} = \frac{(a + c \cdot d) \cdot \sigma'_{yy} - (b + c \cdot d) \cdot \sigma'_{xx}}{(a + c \cdot d)^2 - (b + c \cdot d)^2}$$

$$\sigma_{zz} = d \cdot (\sigma_{xx} + \sigma_{yy}) = \frac{SR}{2} \cdot (\sigma_{xx} + \sigma_{yy})$$

NB : Le facteur d est défini par $d = \frac{SR}{2}$.

Étant donné que les facteurs de concentration de contraintes proposés par Rahn et les abaques des relations RPR-SR de Corthésy et al ont tous été développés avec des méthodes numériques axisymétriques, il est souhaitable de les mettre à jour en utilisant FLAC^{3D}. En effet, il est important que les facteurs et abaques utilisés dans la présente thèse soient spécifiques aux modèles numériques créés. De nouveaux facteurs de concentration de contraintes et de nouveaux abaques RPR-SR ont été donc établis en utilisant le modèle numérique homogène élaboré. Ceci permet de mettre en lumière seulement les effets liés aux hétérogénéités et non pas à l'utilisation de différents modèles numériques.

4.2.4 Études paramétriques

Dans toutes les analyses menées sur le thème de l'hétérogénéité, la rosette est orientée de telle façon que la jauge 0° est alignée selon l'axe 0,x, tandis que la jauge 90° est selon l'axe 0,y (figures 4.6 et 4.8). Cette orientation arbitraire a-t-elle une influence sur les résultats, ou est-elle influencée par la présence ou l'absence locale d'agrégats ? Pour répondre à cette question, il a été décidé de réaliser une étude paramétrique en changeant l'orientation de la rosette en fond de trou, et ce en fonction de l'orientation de la jauge 0°.

Par ailleurs, il a semblé nécessaire de considérer le cas où les lectures aux jauges sont défectueuses. Le but était de voir si l'influence de cette défectuosité peut être minimisée par la procédure de recharge de la carotte récupérée qui, elle aussi, est affectée par ce problème simulé. Quelques analyses ont été effectuées sur la configuration hétérogène 5 afin d'étudier l'influence de la défectuosité d'une ou de plusieurs jauges. Dans la simulation, cette défectuosité se manifeste par une réduction de la valeur de déplacements lus à la jauge ou aux jauges ciblées. Leur influence sur les courbes de récupération et sur le calcul des contraintes sera analysée. Trois scenarii sont étudiés :

- défectuosité de la jauge 90° qui fournit seulement 60% de la vraie lecture de déplacement
- défectuosité de la jauge 45° qui fournit seulement 50% de la vraie lecture de déplacement
- défectuosité des jauges 0° et 90° qui fournissent seulement 80% de la vraie lecture de déplacements

4.3 Étude de l'influence de l'endommagement de la roche

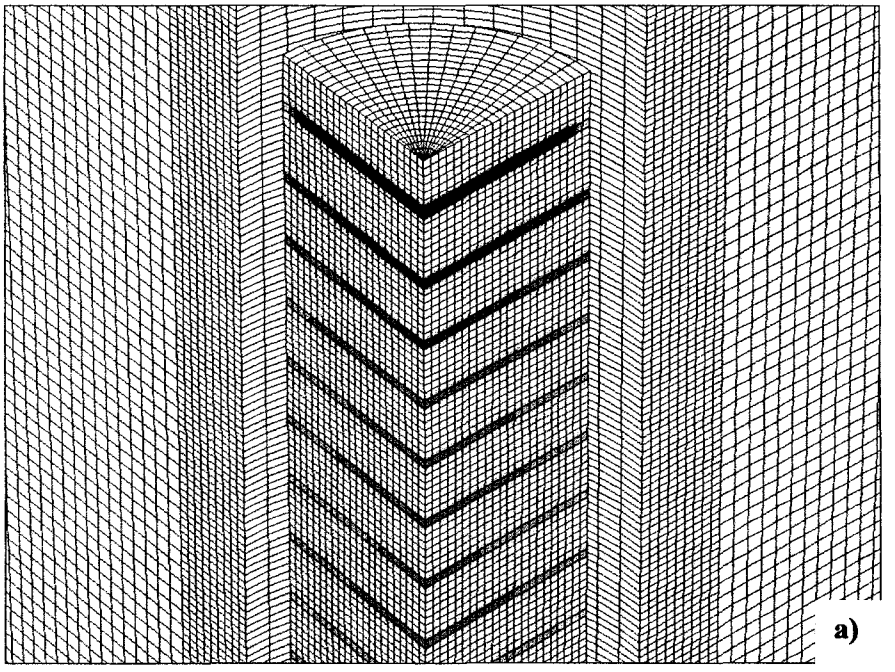
Au chapitre 3, il a été proposé d'étudier l'influence de l'endommagement de la roche dans l'interprétation des mesures de contraintes in situ en effectuant des simulations tridimensionnelles pour lesquelles le comportement de la roche est élastoplastique. En ce sens, l'auteur a considéré la loi Cohesion Weakening Friction Strenghtening (CWFS) utilisée par Hajiabdolmajid et al (2003, 2003, 2002), Barton (2003), Ng (2006) et Corthésy et Leite (2008) pour modéliser le comportement post-pic des roches fragiles, et soutenue par plusieurs résultats d'analyses. Tout le mode opératoire de la technique du Doorstopper modifié est simulé, et plusieurs cas de chargement tridimensionnel sont étudiés dans le but de mieux comprendre les modes de ruptures et d'endommagement et leurs effets sur l'interprétation des mesures.

4.3.1 Création et validation du modèle numérique

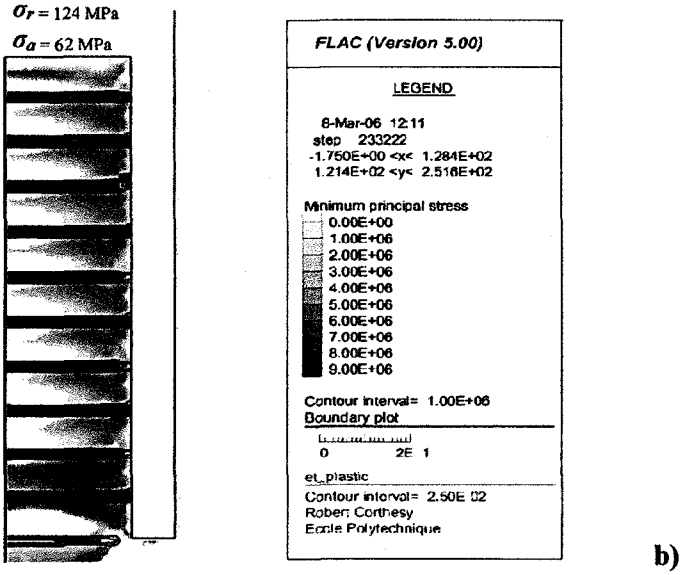
Pour des raisons de symétrie géométrique de comportement et de conditions aux frontières, seul un quart de modèle a été créé avec des éléments dont la forme épouse facilement celles du trou, de la carotte et de la saignée. Les dimensions de ce quart de modèle homogène ont été empruntées en partie aux analyses bidimensionnelles de Corthésy et Leite (2008). En effet, ces auteurs ont réussi à simuler le discage en 2D en reproduisant les résultats des essais d'Obert et Stephenson (1965) et de Jaeger et Cook (1963).

Dans un premier temps, un modèle cylindrique a été créé, extrusion en 3D du modèle bidimensionnel de Corthésy et Leite (2008). Puis, en appliquant les mêmes paramètres et les mêmes contraintes, le maillage a été raffiné jusqu'à obtenir des résultats identiques de discage (figure 4.14). On remarque que la succession du discage en 2D et en 3D est semblable, ce qui

confirme la validité d'une extrapolation en 3D des résultats obtenus par Corthésy et Leite en 2D.



a)



b)

Figure 4.14 : Résultats du discage des modèles 2D et 3D. a) Extrusion du modèle 2D en 3D. b) Modèle 2D tiré de Corthésy et Leite (2008)

Par la suite, des zones ont été ajoutées à la périphérie du modèle extrudé pour former un bloc carré (figures 4.15 et 4.16). Cet ajout facilitera l'application de tenseurs de contraintes triaxiaux avec les contraintes principales normales aux faces, c'est-à-dire qu'aucune contrainte de cisaillement n'est appliquée directement aux frontières du modèle.

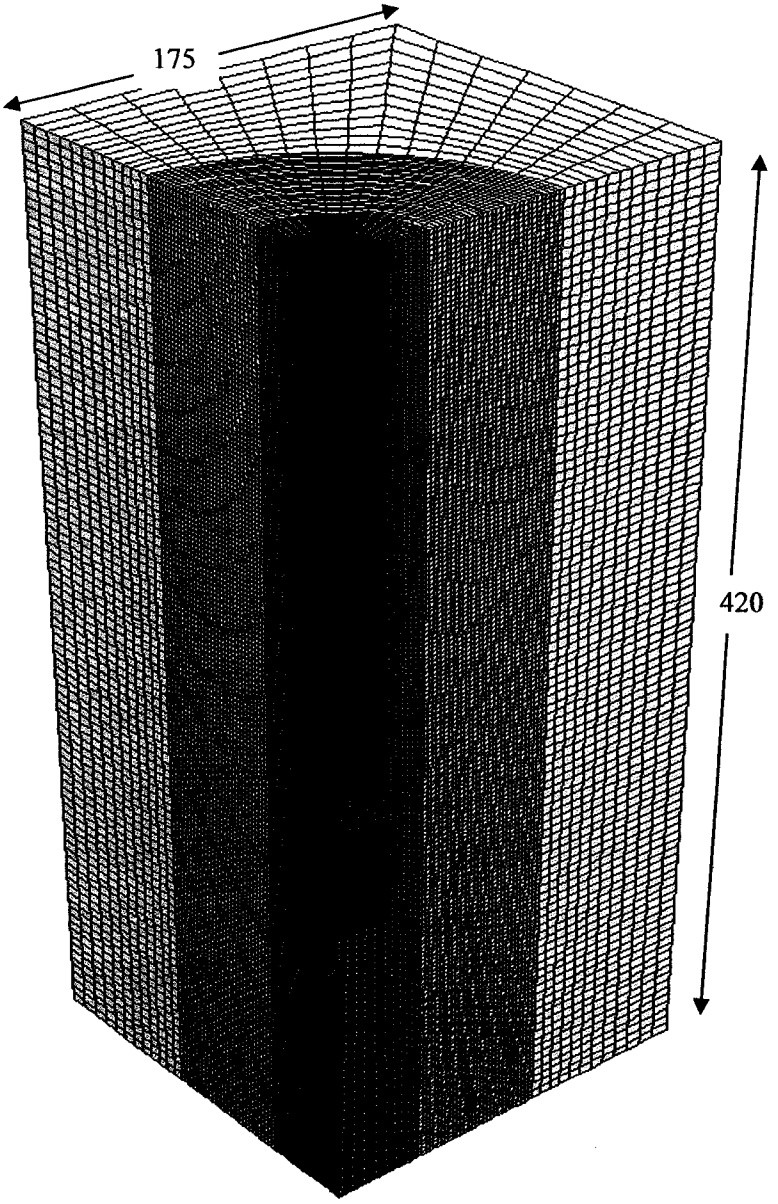


Figure 4.15 : Vue isométrique du quart de modèle avec dimensions en mm.

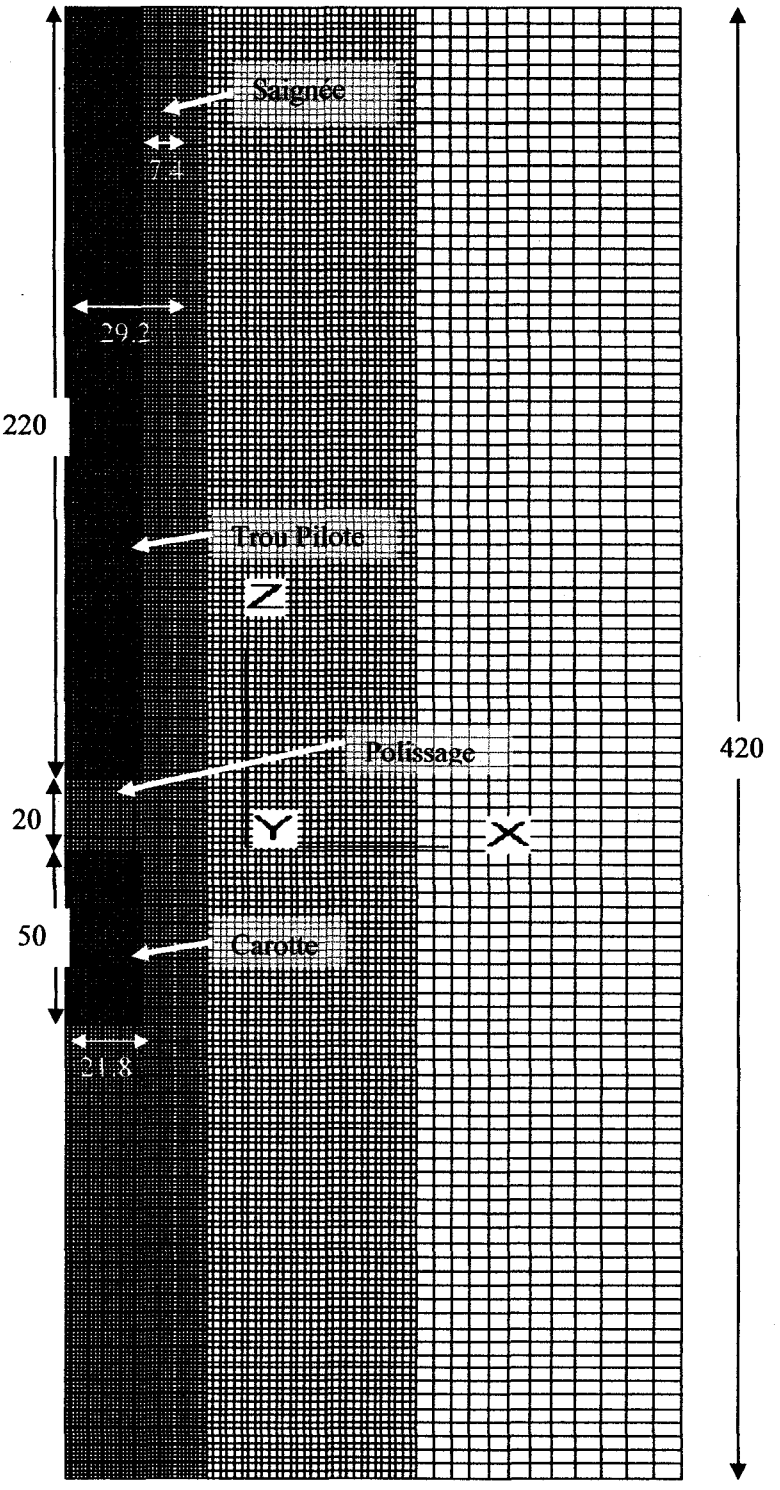


Figure 4.16 : Vue en section verticale et dimensions (en mm) du quart de modèle

Comme il s'agit d'un quart de modèle, les conditions aux frontières se doivent d'être adéquates. Ainsi, les déplacements en y sont fixés selon l'axe 0,x (y = 0) et ceux en x sont fixés selon l'axe 0,y en x (x = 0). Les déplacements en z selon l'axe 0,z sont fixés en haut de la grille (z = 240) pour assurer que l'ensemble du modèle ne se déplace pas. Une couche de zones (z = 230 à z = 240) restera en mode élastique tout le temps afin d'endiguer des ruptures dans la zone supérieure non confinée. Ceci n'affecte cependant pas le reste de la simulation, étant donné que cette zone élastique est suffisamment éloignée du fond du trou.

La validation du modèle a été réalisée en effectuant une analyse élastique comme dans la partie précédente (paragraphe 4.2.1.1). En plus, une simulation en mode élastique de la technique du Doorstopper modifié a permis de retrouver les contraintes préalables avec des écarts de moins de 1% par rapport aux contraintes réellement appliquées.

4.3.2 Intrants et étapes de la simulation

4.3.2.1 Intrants

Dans le but de pouvoir comparer les résultats du modèle 3D avec le modèle axisymétrique de Corthésy et Leite (2008), il a été décidé de garder les paramètres utilisés par ces derniers pour le comportement CWFS du granite de Géorgie (USA). Rappelons que c'est sur ce type de granite qu'Obert et Stephenson avaient réalisé leurs études de laboratoire. Cependant, quelques modifications mineures ont dû être apportées pour que la chute de la résistance en tension soit plus rapide que celle de Corthésy et Leite (2008) : ceci permet de simuler une rupture plus instantanée, plus proche de la réalité (tableau 4.3). En effet, les résultats des essais réalisés au laboratoire par Vasconcelos et al (2008) pour caractériser le

comportement en tension des granites, ont montré que la résistance en tension des granites baisse rapidement après le pic pour se stabiliser à une valeur faible mais non nulle (figure 4.17).

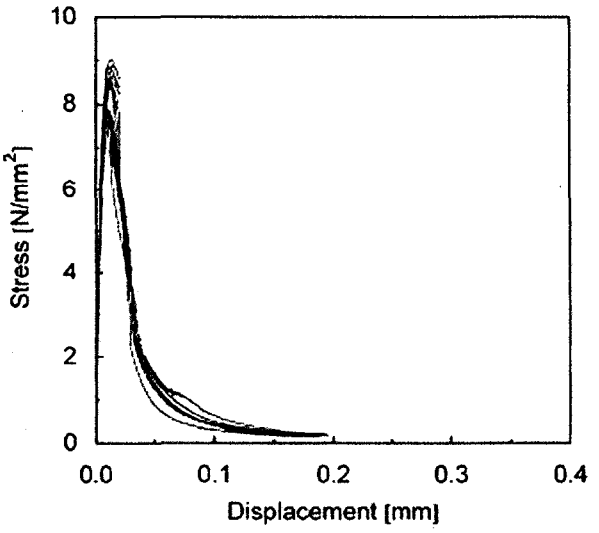


Figure 4.17 : Caractérisation du comportement en tension de granites de grande résistance (Vasconcelos *et al*, 2008).

Grâce à une simulation d'une compression uniaxiale simple avec FLAC^{3D}, on peut vérifier que l'allure de la courbe correspond bien à un comportement d'adoucissement de type CWFS (figure 4.18). Les paramètres modifiés (tableau 4.3) sont donc ceux qui seront utilisés pour analyser l'influence de l'endommagement de la roche. Le tableau 4.3 permet d'avoir une vue d'ensemble de l'évolution du module de Young (E), du coefficient de Poisson (ν) de la cohésion (c), de l'angle de frottement (φ) et de la résistance en tension (T_0) en fonction des valeurs de la déformation plastique ($\varepsilon_{plastique}$).

Tableau 4.3 : Paramètres utilisés pour la simulation de la loi CWFS

$\varepsilon_{plastique}$ %)	E (GPa)	ν	c (MPa)	φ (°)	T_0 (MPa)
0.0	26.0	0.35	61.0	13.0	9.0
1.0	26.0	0.35	15.0	52.0	5.0
2.0	26.0	0.35	10.0	52.0	0.5
5.0	26.0	0.35	5.0	52.0	0.5

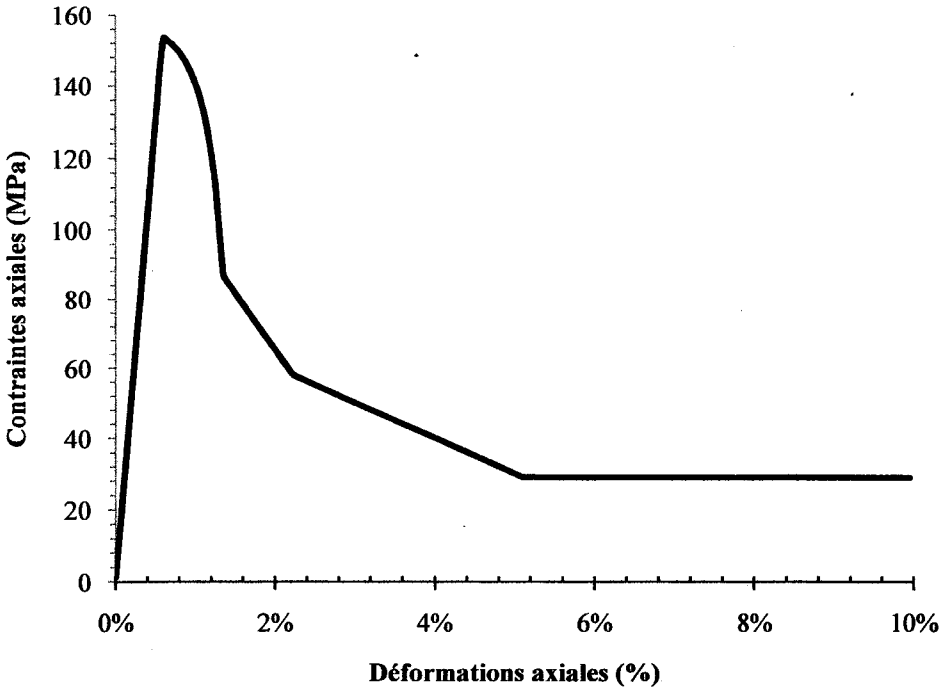


Figure 4.18 : Simulation numérique d'une compression uniaxiale simple sur un cube unitaire.

4.3.2.2 Étapes de la simulation

La simulation numérique du mode opératoire de la technique du Doorstopper modifié a été élaborée en suivant, de façon aussi réaliste que possible, toutes les étapes observées lors des

campagnes sur le terrain. Des excavations progressives ont donc été préférées parce que le forage se passe normalement en temps réel sans interruption afin de reproduire l'historique des sollicitations auxquelles la roche serait soumise, historique qui est importante en présence de lois de comportement non linéaires. Il est vrai que cette méthode rallonge les temps de calcul (environ 10 à 15 jours pour chaque cas), mais c'est la seule façon qui permette non seulement de ne pas produire de chocs numériques sur le modèle, mais aussi de comprendre, pour la première fois, ce qui se passe vraiment en fond de trou avant la mise en place de la rosette du Doorstopper modifié.

Dans la procédure qui suit et qui décrit les différentes étapes de la simulation, le modèle est soumis à un calcul jusqu'à l'équilibre à chaque fois qu'une excavation – qui consiste à éliminer les éléments dans la zone de la saignée – est nouvellement créée :

- Construction du modèle
- Assignation des paramètres et des conditions aux frontières.
- Mise en équilibre du modèle.
- Excavation par saignée progressive (10 mm à la fois) du trou pilote : cette étape correspond au forage pour dégager la partie centrale du trou pilote.
- Excavation de la partie centrale du trou pilote : correspond à l'arrachement de la partie centrale par le foreur.
- Excavation progressive (par tranche de 5mm) jusqu'au fond de trou : équivalent au polissage du fond de trou.
- Excavation progressive (1mm à la fois) de la saignée autour de la carotte : cette étape correspond au relâchement des contraintes et donc aux mesures de déformations par le Doorstopper modifié.

Au cours de ces étapes, différentes données sont enregistrées dans des fichiers selon le besoin à l'aide du code FISH. Le code de tout le mode opératoire peut être consulté à l'annexe 5.

4.3.2.3 Cas étudiés

Dans le but de couvrir un certain éventail d'états de contrainte, l'auteur a choisi de les grouper en trois catégories pour lesquelles la contrainte préalable dans la direction de l'axe du trou serait la référence :

- Les cas où la contrainte préalable parallèle à l'axe du trou est σ_1.
- Les cas où la contrainte préalable parallèle à l'axe du trou est σ_2.
- Les cas où la contrainte préalable parallèle à l'axe du trou est σ_3.

À l'intérieur de chaque catégorie, plusieurs scénarii d'état de contraintes triaxial sont étudiés. Cette façon de faire permet de mieux percevoir les changements occasionnés par la variation de la contrainte axiale et d'une des contraintes dans le plan du fond de trou. En outre, chaque scénario est associé à une analyse élastique et une autre élastoplastique, pour faciliter sa validation et permettre de comparer et de comprendre les résultats. L'un des objectifs de la comparaison entre une analyse élastique et élastoplastique est de voir l'influence de la loi de comportement sur les courbes de récupération.

Le tableau 4.4 présente les trois situations et les différents scénarii de chargements triaxiaux. Pour arriver à ce tableau, des simulations par essai-erreurs ont d'abord été réalisées pour trouver une combinaison de contraintes qui produit du discage dans la carotte. Ensuite, l'auteur a proposé les scenarii en variant les valeurs de contraintes et l'orientation du trou de forage

Tableau 4.4 : Contraintes préalables (frontières du modèle) des cas étudiés

	σ_1 selon l'axe du trou (axe z) (en MPa)			σ_2 selon l'axe du trou (axe z) (en MPa)			σ_3 selon l'axe du trou (axe z) (en MPa)		
Cas	σ_{xx}	σ_{yy}	σ_{zz}	σ_{xx}	σ_{yy}	σ_{zz}	σ_{xx}	σ_{yy}	σ_{zz}
1	64	127	127	64	127	127	127	127	64
2	64	122	132	64	132	122	122	132	64
3	64	117	137	64	137	117	117	137	64
4	64	114	140	64	140	114	114	140	64
5							108	146	64
6							104	150	64
7							100	154	64
8							90	164	64

4.3.3 Méthode d'acquisition de données et calcul des contraintes

4.3.3.1 Acquisition des déplacements

Le logiciel FLAC^{3D} permet de lire les déplacements aux nœuds de tous les éléments du modèle. Dans la présente étude, les déplacements aux points qui correspondraient aux jauges de la rosette du Doorstopper modifié (figure 4.10) placée au centre de la carotte sont lus. L'utilisation du quart de modèle avec les jauges 0° et 90° orientées respectivement selon O,x et O,y, fait que les déplacements de la jauge 45° sont égaux à ceux de la jauge 135°. La figure 4.19 présente l'emplacement de la rosette modifiée (la longueur est réduite de moitié, soit

environ 5mm, ce qui couvre 5 cercles concentriques) et permet de visualiser le détail du maillage du dessus de la carotte et de la saignée qui l'enveloppe.

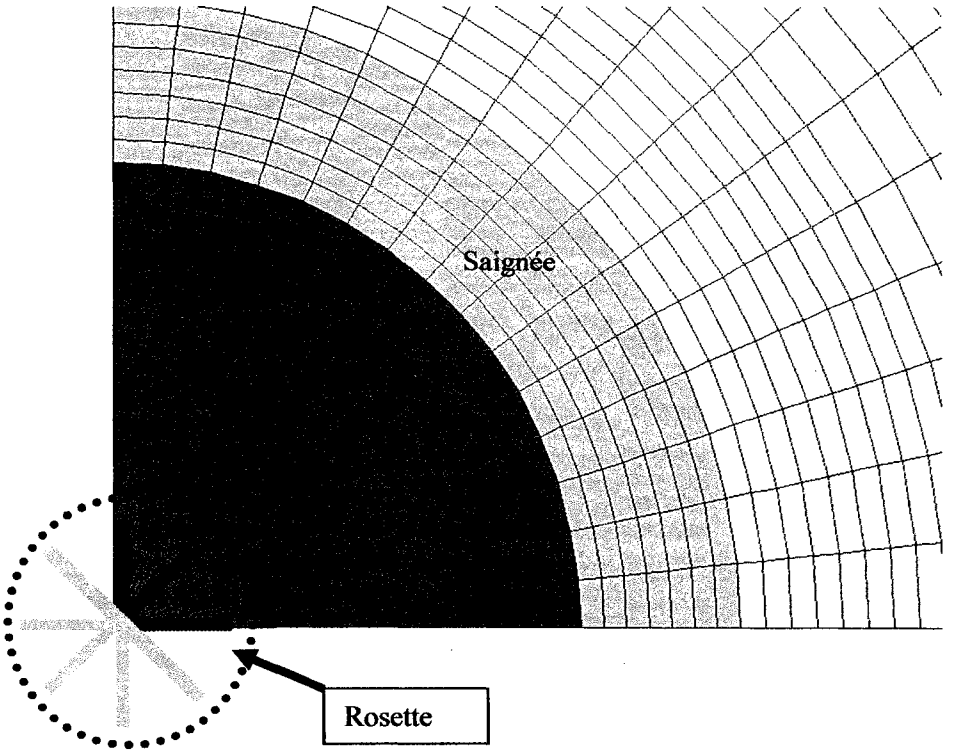


Figure 4.19 : Emplacement de la rosette au centre de la carotte montrant en foncé les parties de jauges prises en compte et en gris clair les parties ignorées en vertu de la symétrie.

4.3.3.2 Acquisition des contraintes

Le logiciel FLAC^{3D} permet aussi de lire les contraintes aux centroïdes de tous les éléments du modèle. La présente étude se limitera à la première rangée de zones, de la forme d'un quart de disque (figure 4.20), qui représente les éléments qui sont sous la rosette. Comme la mesure du Doorstopper est représentée par un point, la contrainte à l'emplacement de jauges

est considérée équivalente à la moyenne des lectures de toutes les zones du quart de disque en médaillon dans la figure 4.20.

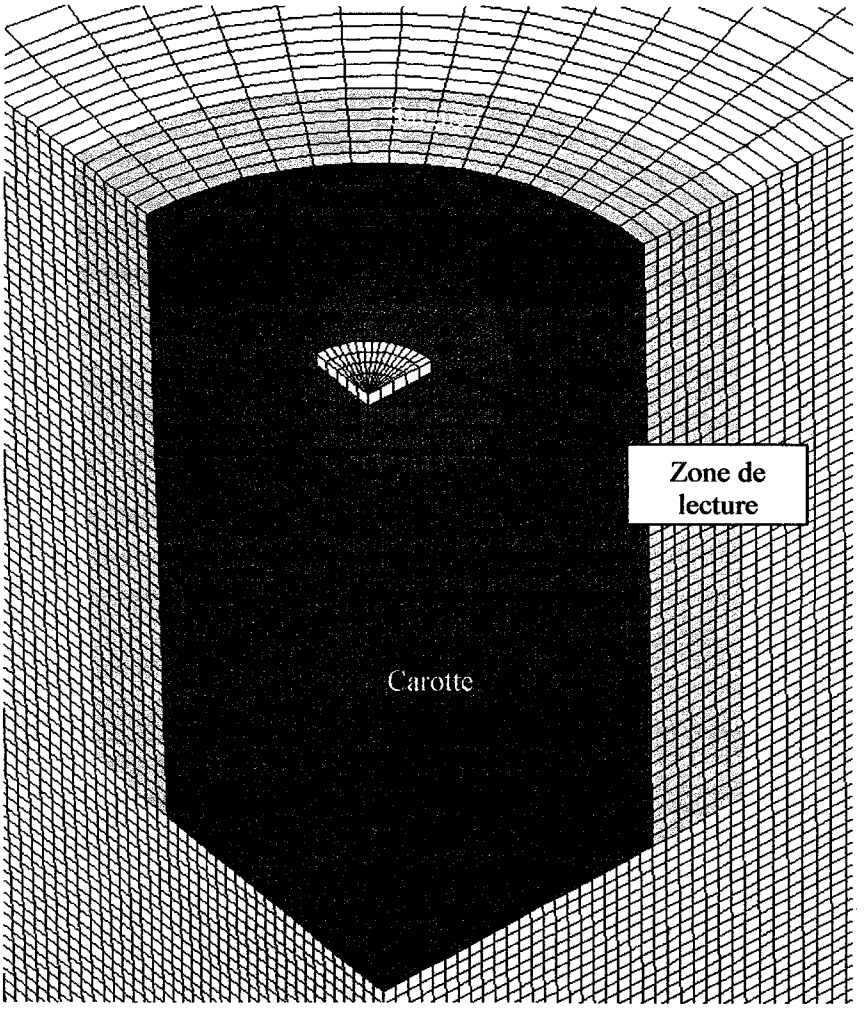


Figure 4.20 : Emplacement de la zone de lecture des contraintes (quart de disque en blanc)

4.3.3.3 Indicateurs d'états

En plus de la lecture des contraintes et des déplacements, quelques indicateurs de plasticité sont utilisés pour détecter l'endommagement. FLAC^{3D} possède des commandes qui affichent l'état plastique de chaque zone, les déformations plastiques en tension et les déformations plastiques en cisaillement. Comme le logiciel ne modélise que les milieux continus, on considèrera qu'une zone est endommagée si elle est le lieu d'un ou de plusieurs de ces indicateurs plastiques.

L'état plastique d'une zone décrit le type de mécanisme de rupture qui prédomine lorsque le critère de rupture est atteint ou dépassé. Que ce soit en tension (*tension*) ou en cisaillement (*shear*), le mécanisme de rupture permet de savoir si une zone est présentement sur la surface de rupture (*shear-n* ou *tension-n*, *n* pour *now*), ou si elle y a déjà été mais que les contraintes sont maintenant au-dessous de la surface de rupture (*shear-p* ou *tension-p*, *p* pour *past*).

Quant aux déformations plastiques en tension (*et_plastic*) ou en cisaillement (*es_plastic*), elles permettent aussi de bien délimiter les zones en rupture par accumulation des déformations plastiques.

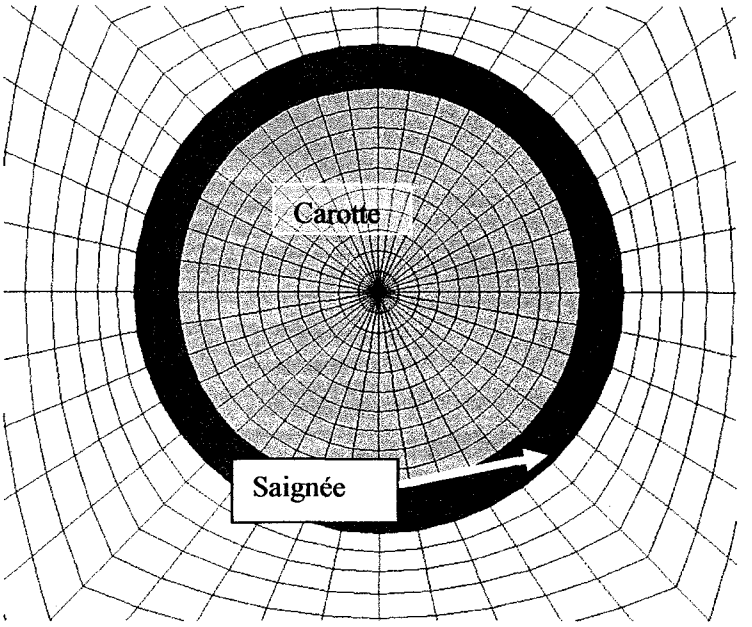
CHAPITRE 5 : ANALYSE ET DISCUSSION DES RÉSULTATS DE L'ÉTUDE SUR L'HÉTÉROGÉNÉITÉ

Dans ce chapitre, les résultats des analyses de l'étude de l'influence de l'hétérogénéité seront présentés et discutés. Dans un premier temps, il sera question des résultats obtenus lors du processus numérique d'acquisition des données qui correspond à l'étape des mesures sur le terrain et ne comprend que les courbes de récupération et leur examen. Dans un deuxième temps, les quatre approches de calcul pour l'interprétation sont examinées à la lumière de leur réponse dans les milieux homogène et hétérogène. Il s'en suivra une synthèse sur la performance de la technique du Doorstopper modifié dans les milieux hétérogènes.

5.1 Le processus d'acquisition des données

5.1.1 Courbes de récupération

Dans le but de mieux comprendre l'influence de l'hétérogénéité et de comparer les configurations entre elles, les courbes de récupération sont présentées pour chaque SR donné (Annexe 6). Dans les figures qui suivent, seul le cas SR=1.0 est présenté. Pour chaque configuration, l'image du fond du trou, les microdéformations aux jauges (0°, 45°, 90° et 135°) et les invariants de microdéformations (0° + 90° et 45° + 135°) en fonction de l'avancée de la saignée (mm) sont montrés.



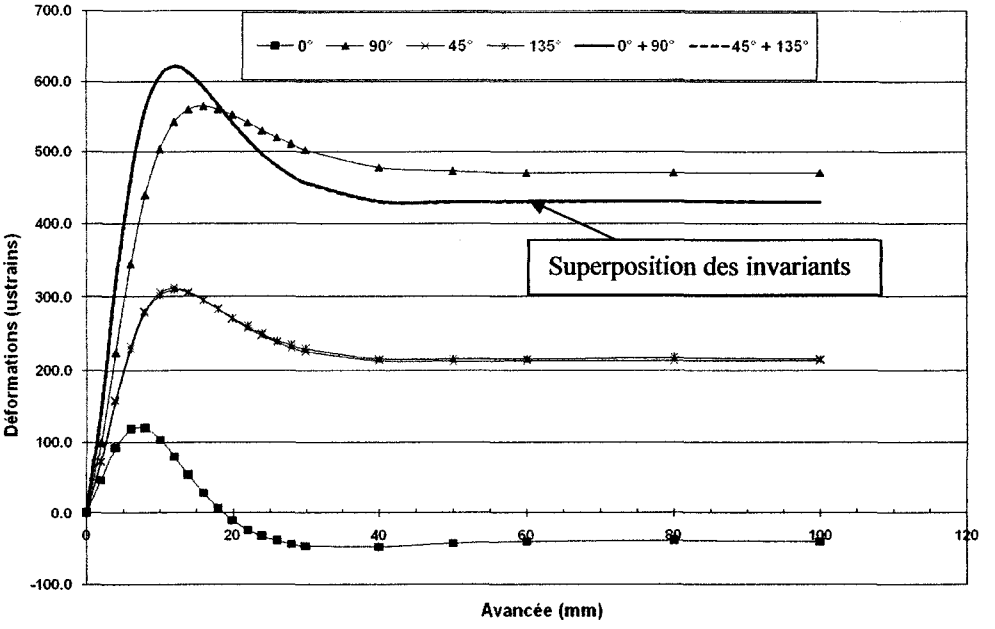
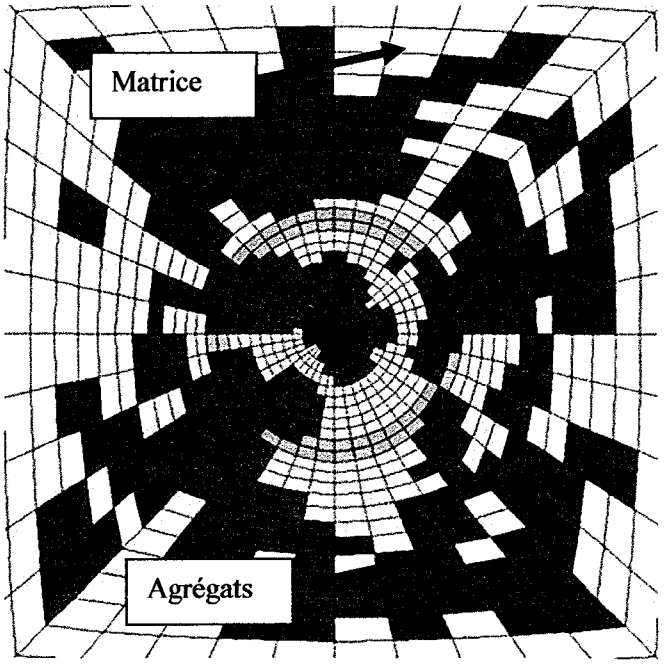


Figure 5.1 : Fond de trou et courbes de récupération SR = 1.0 – cas homogène



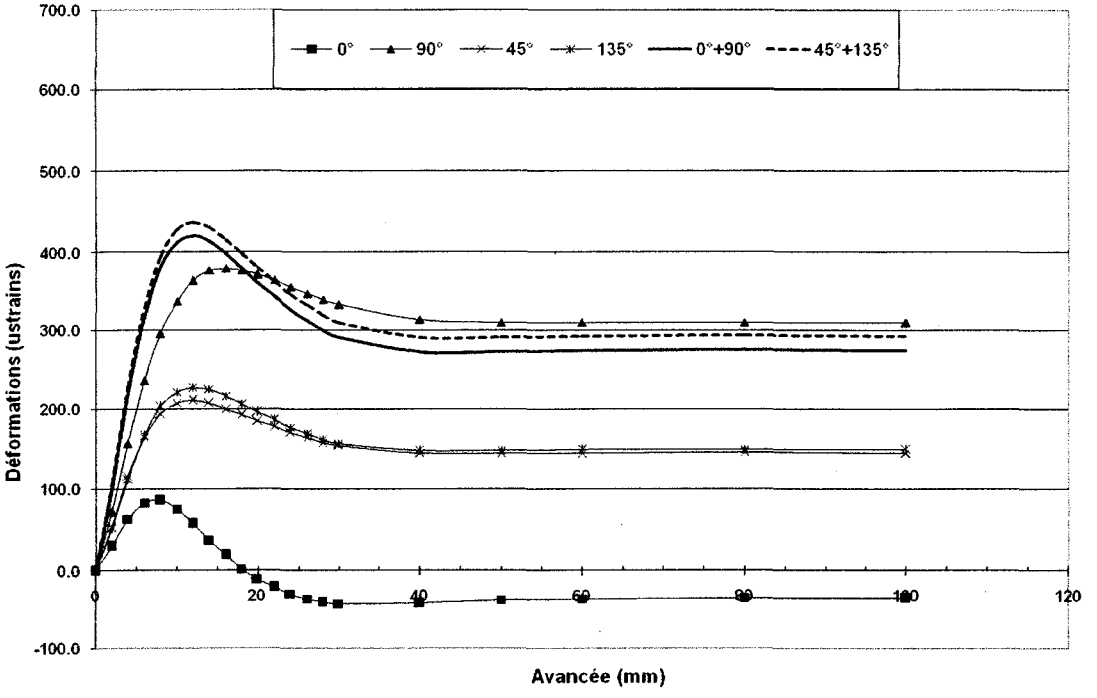
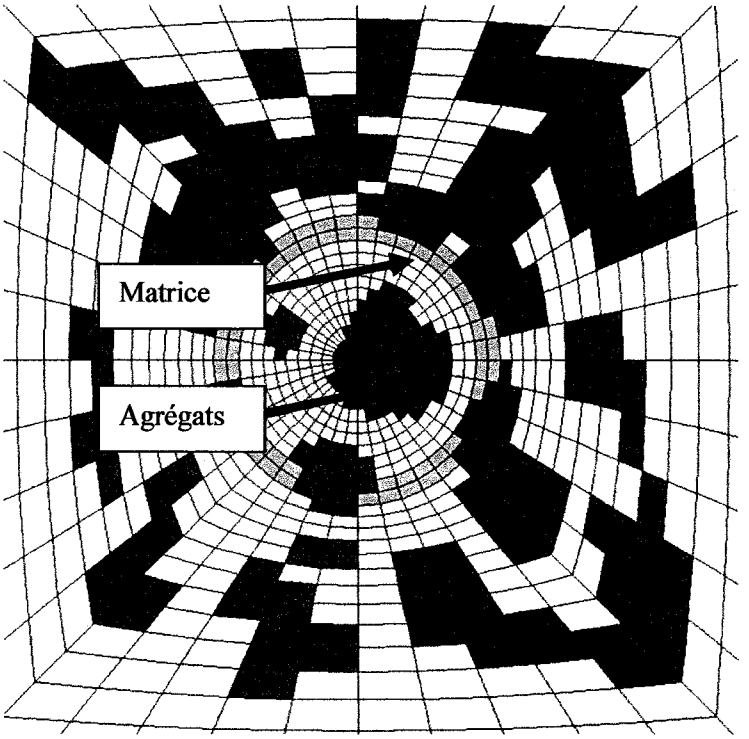


Figure 5.2 : Fond de trou et courbes de récupération SR = 1.0 – configuration 1



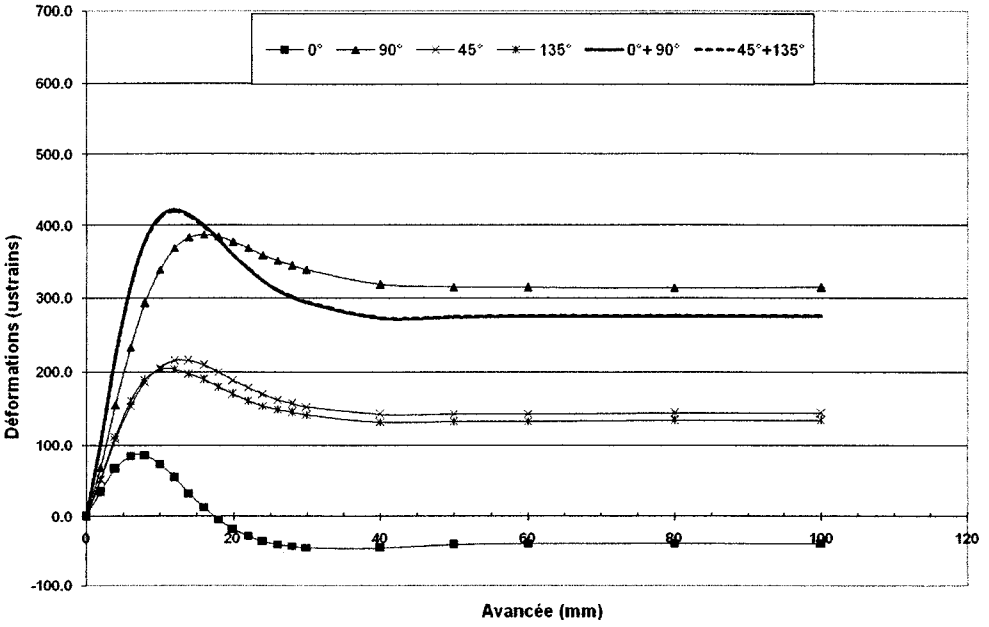
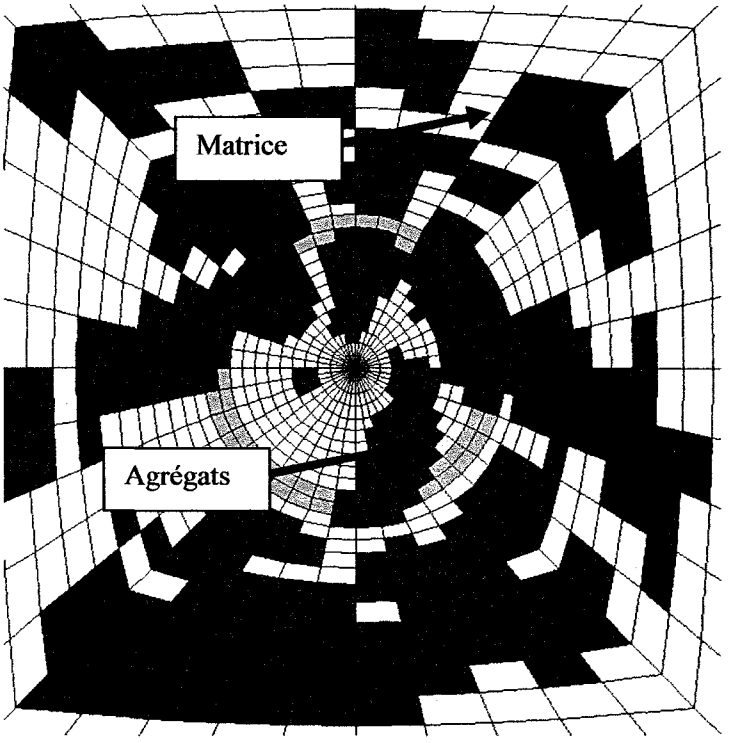


Figure 5.3 : Fond de trou et courbes de récupération SR = 1.0 – configuration 2



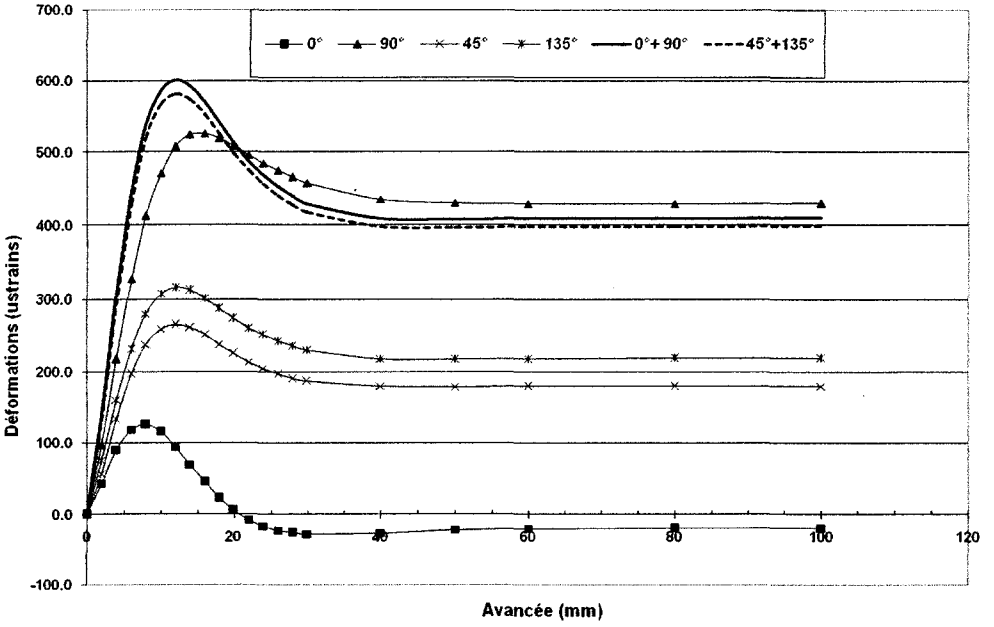
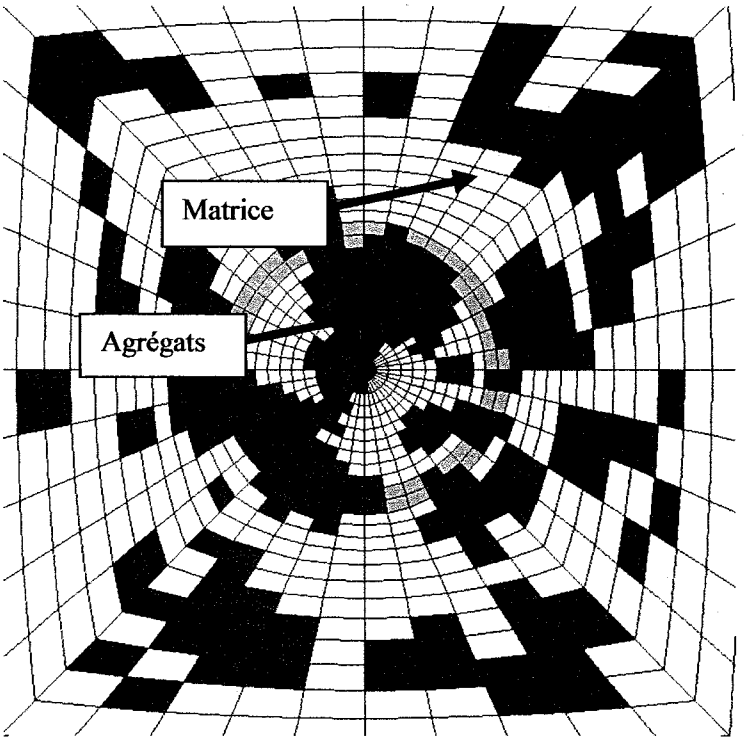


Figure 5.4 : Fond de trou et courbes de récupération SR = 1.0 – configuration 3



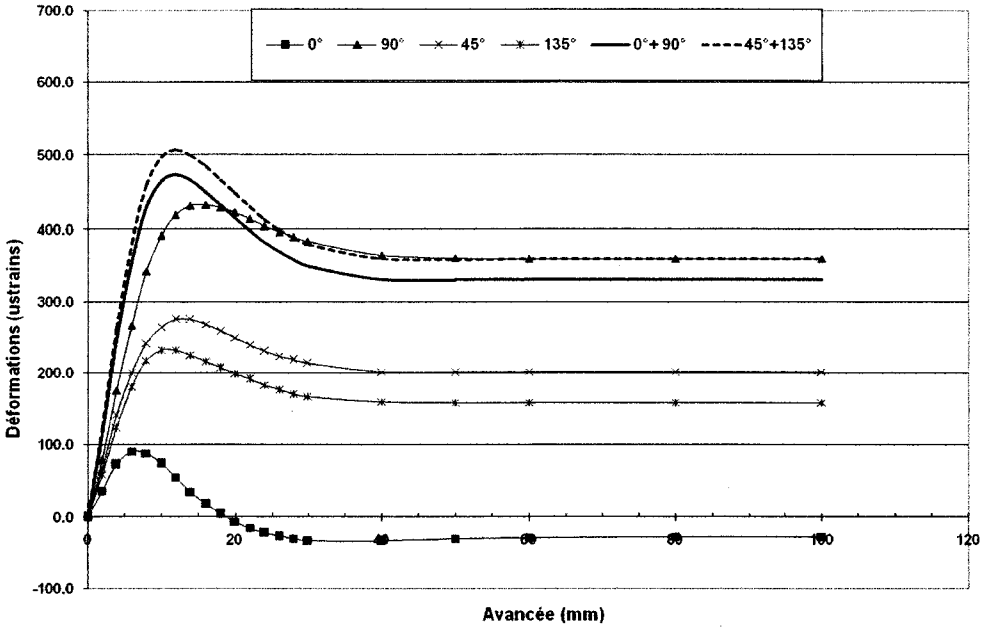
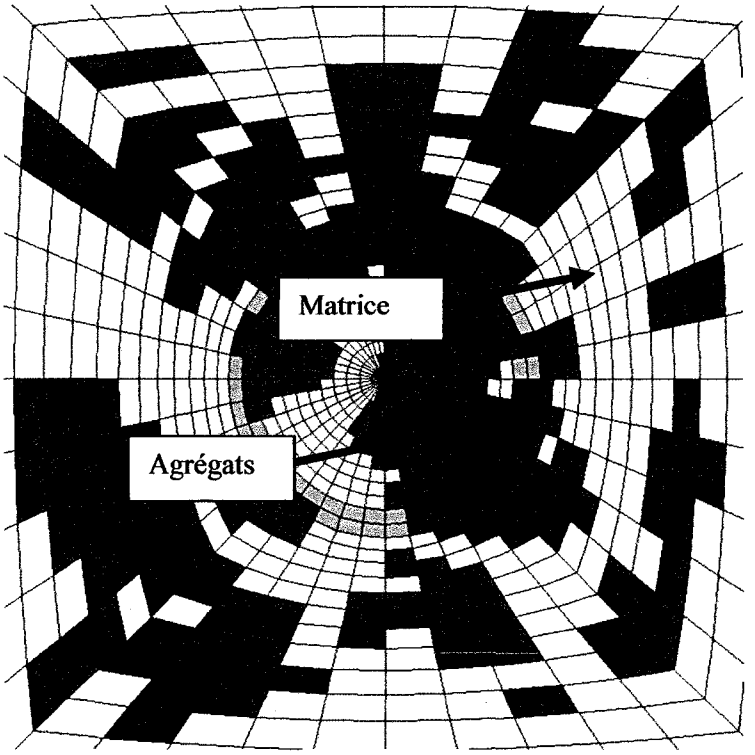


Figure 5.5 : Fond de trou et courbes de récupération SR = 1.0 – configuration 4



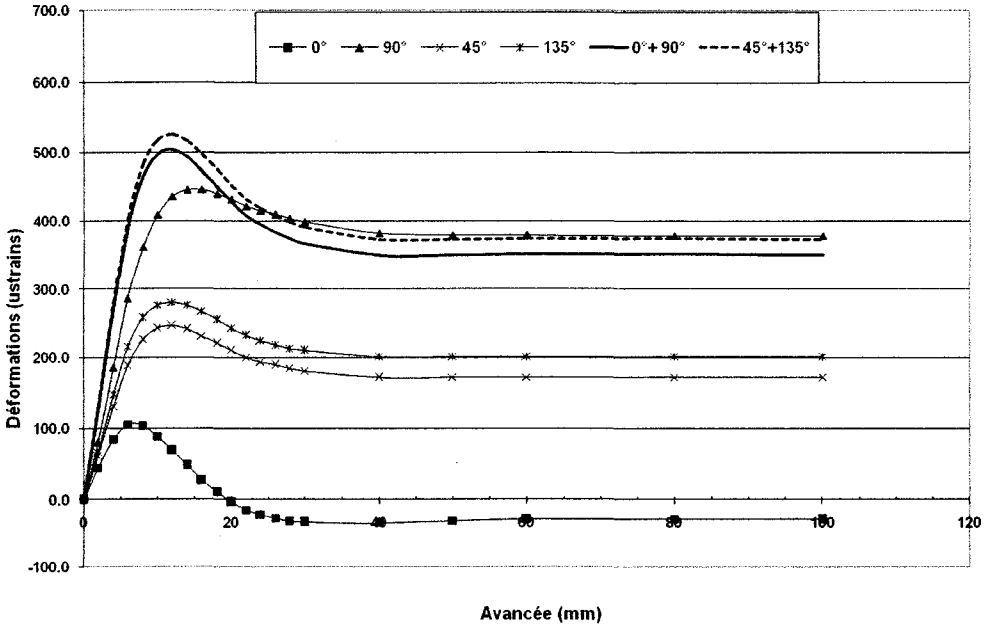
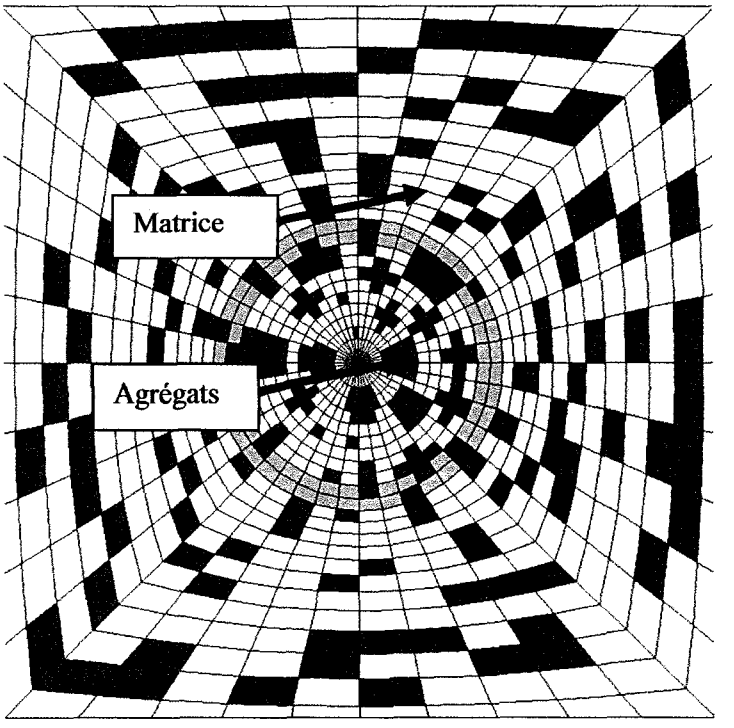


Figure 5.6 : Fond de trou et courbes de récupération SR = 1.0 – configuration 5



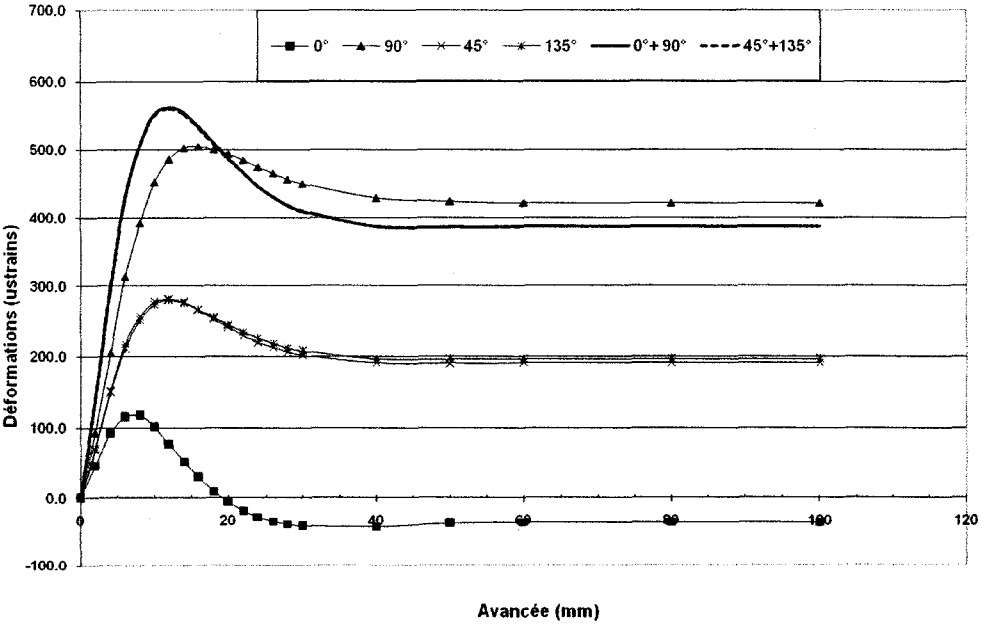
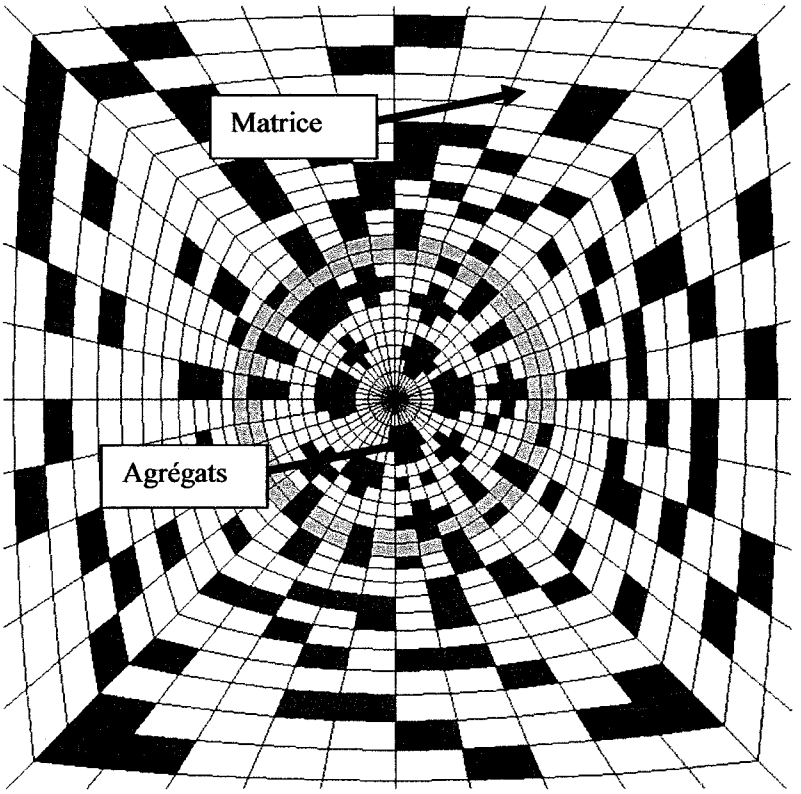


Figure 5.7 : Fond de trou et courbes de récupération SR = 1.0 – configuration 6



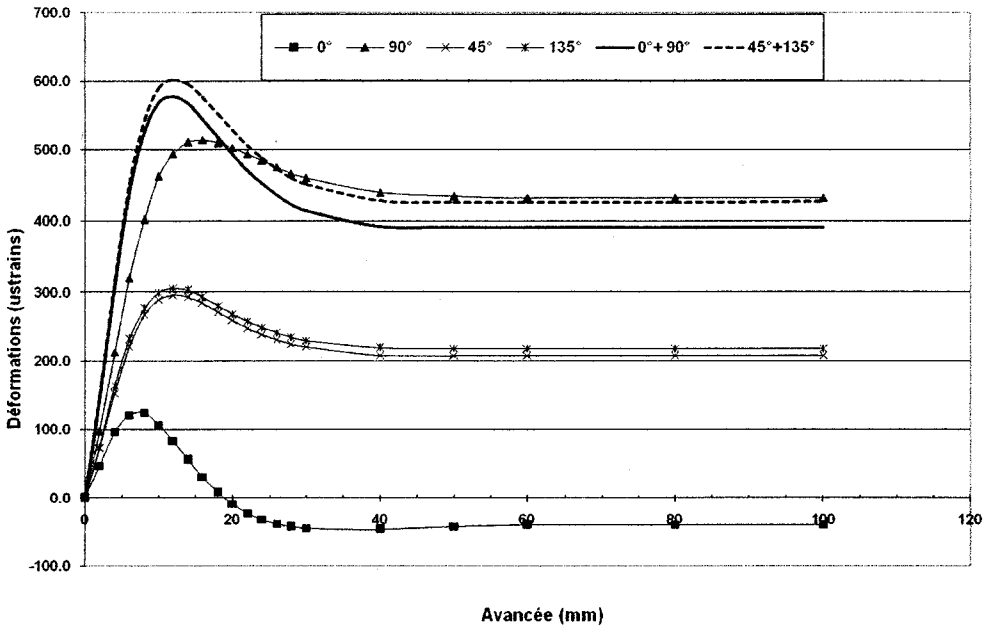
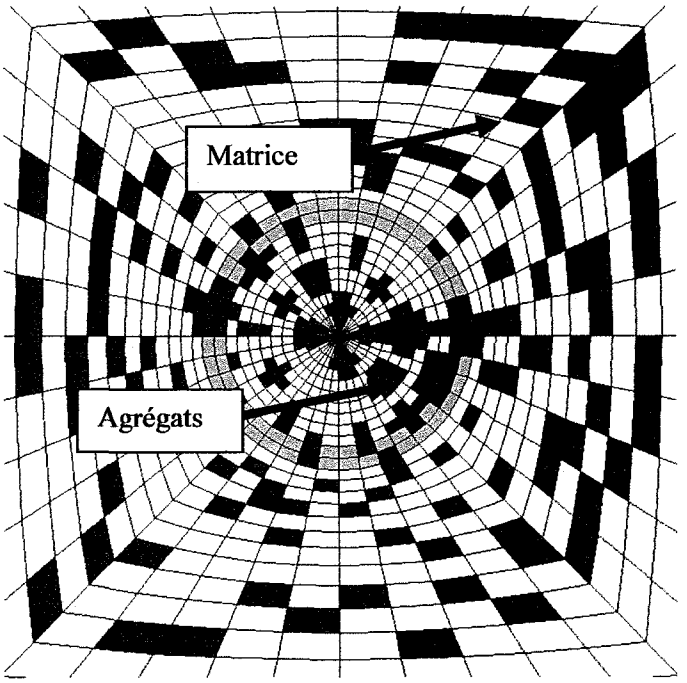


Figure 5.8 : Fond de trou et courbes de récupération SR = 1.0 – configuration 7



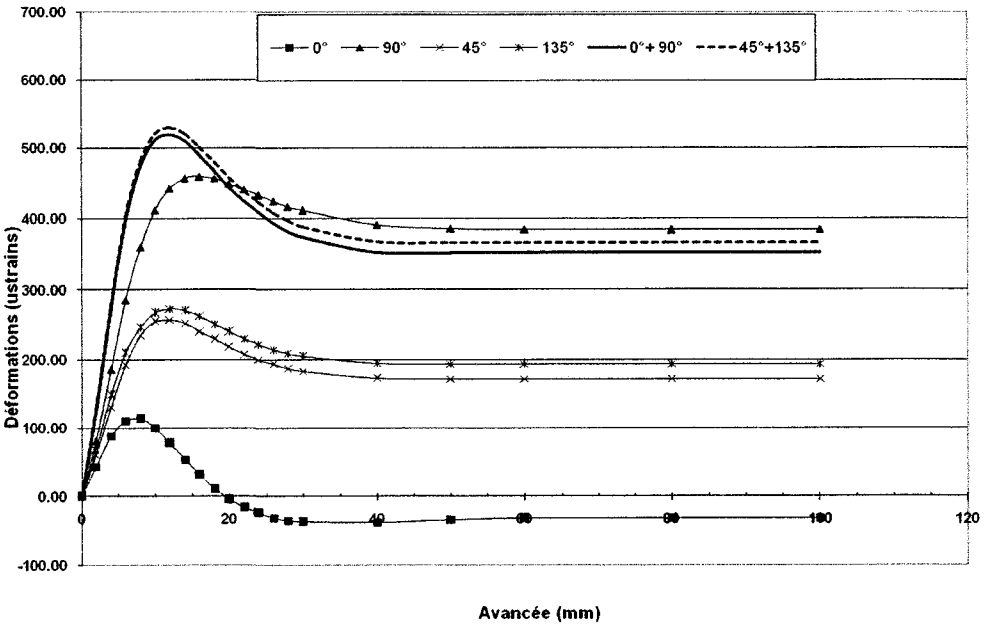


Figure 5.9 : Fond de trou et courbes de récupération SR = 1.0 – configuration 8

Les figures 5.1 à 5.9 ainsi que l'annexe 6 montrent toutes les courbes de récupération qui ont été obtenues à partir du relâchement des contraintes des configurations homogène et hétérogènes. Il faut se rappeler que la configuration homogène sert de référence pour comprendre l'influence de l'hétérogénéité que représentent les huit autres configurations. L'analyse de ces résultats permet de conclure que l'hétérogénéité ne joue pas grand-rôle sur l'allure des courbes de récupération car les invariants sont généralement identiques à 50 microdéformations près. En effet, l'emplacement des jauges par rapport à la présence locale d'agrégats ou de matrice ne semble pas influencer l'allure des courbes de récupération. Il existe donc un effet d'ensemble dans la réponse du milieu hétérogène lors du relâchement des contraintes.

Cependant, les valeurs aux jauges prises une à une varient en fonction de la configuration hétérogène. Ainsi, en considérant le cas SR = 0.8 pour la situation où les contraintes appliquées dans le plan parallèle au fond du trou sont égales (σ_{xx} = 10 MPa et σ_{yy} = 10 MPa), des différences sont constatées entre les déformations du cas homogène (ε = 170 μstrains) et celles des cas hétérogènes. Dans le tableau 5.1, les différences en pourcentage entre le cas homogène et les cas hétérogènes sont présentées : les valeurs positives indiquent que les déformations du cas homogène sont plus grandes que celles d'un cas hétérogène donné, et vice-versa pour les valeurs négatives. Généralement, les déformations dues à la présence des agrégats sont plus faibles que celles du cas homogène car la majorité des valeurs du tableau sont positives. Il s'en suit que la présence des agrégats a pour conséquence de généralement réduire les valeurs de déformations aux jauges, ce qui est cohérent avec le fait qu'ils sont plus rigides que la moyenne du modèle.

Tableau 5.1 : Différences de déformations récupérées entre le cas homogène et les configurations hétérogènes pour SR = 0.8 (SR = 0.8, σ_{xx} = 10 MPa et σ_{yy} = 10 MPa)

	Différences de deformations (%)			
	ε_0	ε_{90}	ε_{45}	ε_{135}
Configuration 1	27.4	35.9	33.1	27.2
Configuration 2	28.9	35.5	35.9	30.6
Configuration 3	3.3	4.6	17.9	0.4
Configuration 4	24.0	21.3	15.0	23.9
Configuration 5	15.9	16.9	24.4	8.0
Configuration 6	3.1	10.0	7.8	7.4
Configuration 7	-3.0	7.0	7.4	2.1
Configuration 8	5.2	18.6	17.2	10.7

5.1.2 La méthode RPR

L'abaque qui permet de déterminer la valeur du SR en fonction de celle du RPR a été mise à jour pour refléter seulement les effets liés aux hétérogénéités et non les effets des différences entre les modèles numériques. Dans le but de rester plus proche de la présente thèse, seules les valeurs positives de RPR sont indiquées (figure 5.10)

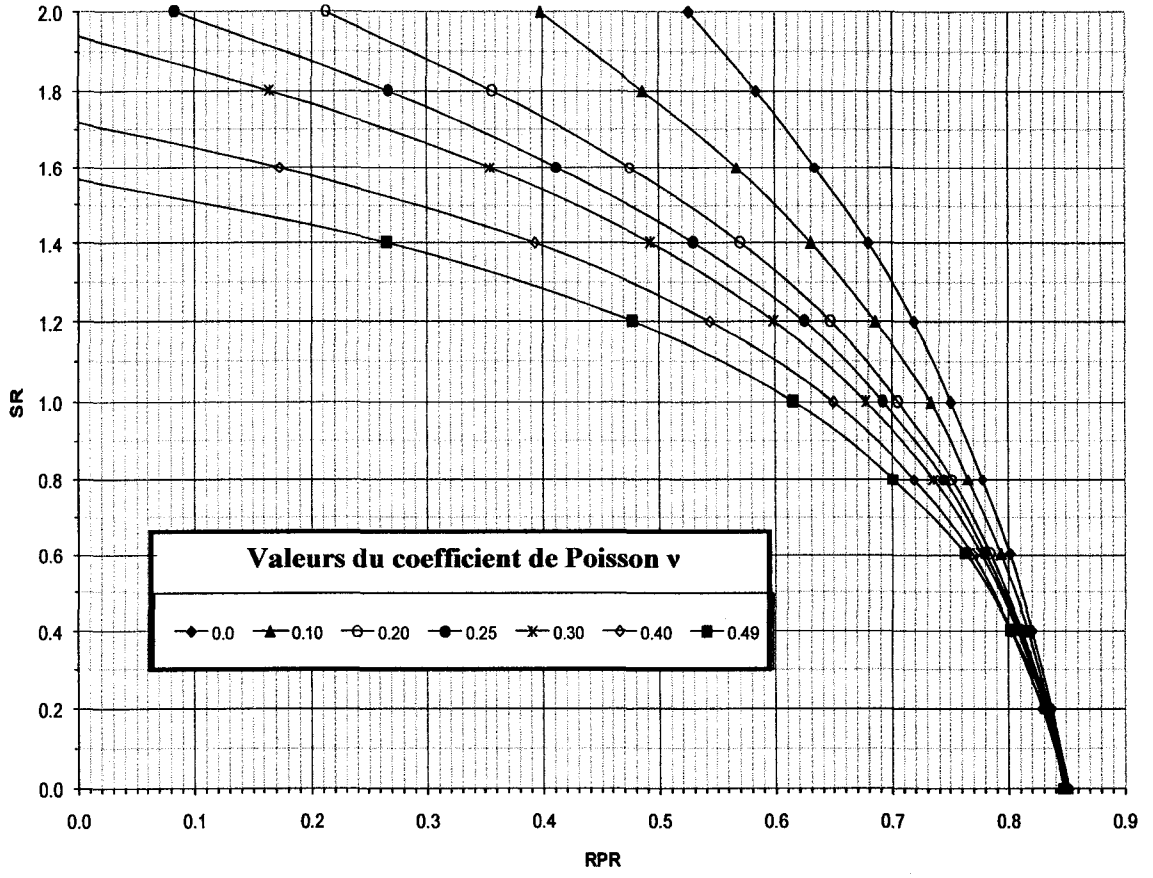


Figure 5.10 : Nouvelle abaque RPR-SR

Pour tous les cas qui ont été étudiés, les variations de la valeur du RPR en fonction du SR permettent d'avoir une idée sur la consistance de la méthode RPR-SR. La figure 5.11 montre les valeurs de RPR obtenues à partir des courbes de récupération du modèle homogène et des huit configurations hétérogènes. Pour chaque SR, la droite en tirets représente la courbe de tendance linéaire.

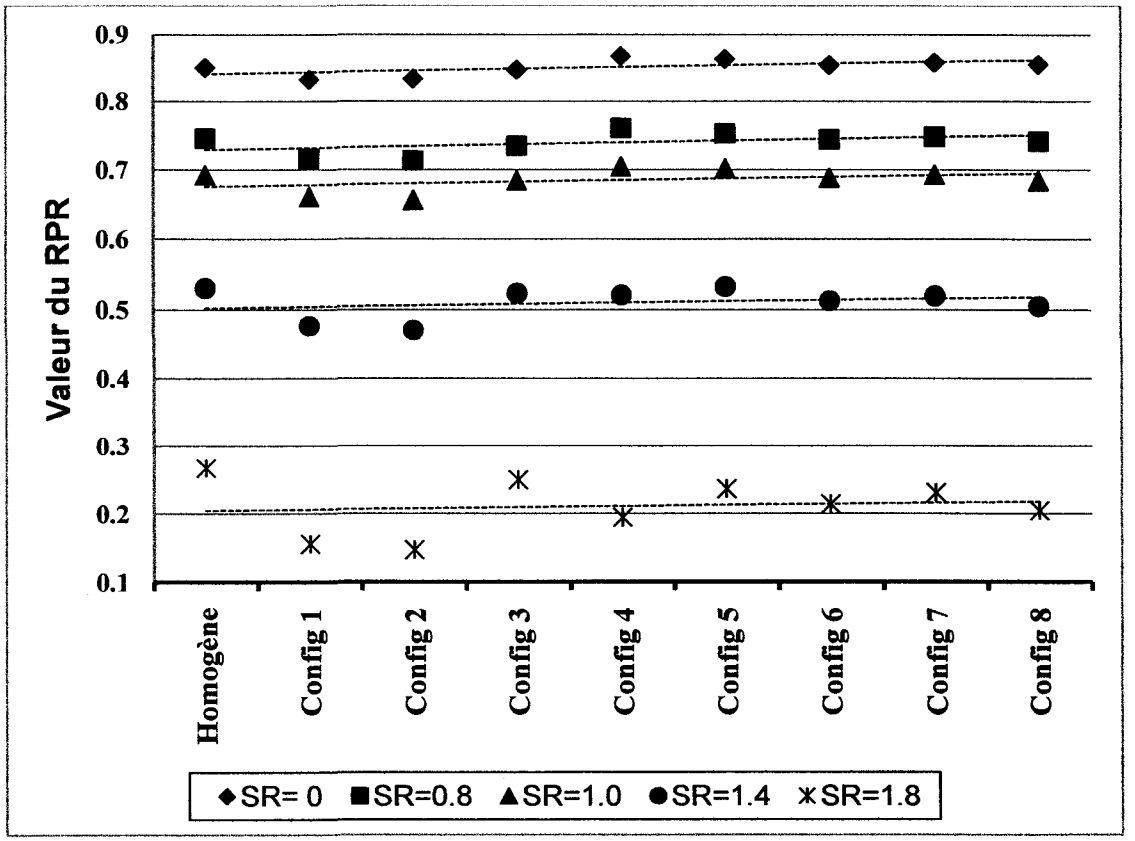


Figure 5.11 : Valeurs de RPR en fonction des configurations et du SR

Même si on note des différences de déformations récupérées entre le cas homogène et les cas hétérogènes (tableau 5.1), les valeurs du RPR, basées sur les invariants de déformation, ne semblent pas être très affectées par la présence des agrégats. Bien que les valeurs de RPR des cas hétérogènes ne soient pas égales à celles du cas homogène (figure 5.11), on note néanmoins qu'elles sont très comparables et indépendantes de la taille des agrégats. Cette confirmation de la consistance des valeurs RPR est une étape cruciale dans la suite des analyses car elle valide la méthode RPR et montre qu'elle peut être aussi utilisée dans les cas hétérogènes.

En outre, le nouvel abaque RPR-SR (figure 5.10) va permettre d'accroître la précision de la valeur du SR. L'idéal aurait été de trouver une formulation mathématique des courbes RPR-SR qui faciliterait la mise en œuvre de la méthode en éliminant les incertitudes liées à l'utilisation manuelle de l'abaque. Cependant, aucune solution convenable et consistante n'a été trouvée. Néanmoins, en utilisant les valeurs RPR des courbes de récupération et le nouvel abaque, des valeurs de SR comparables à celles qui ont été appliquées aux frontières du modèle tridimensionnel ont été observées (tableau 5.2). Par conséquent, la méthode RPR-SR, avec le nouvel abaque, pourrait être appliquée aux milieux hétérogènes.

Tableau 5.2 : Comparaison entre les valeurs de SR appliquées et calculées

	Valeurs calculées de SR								
$SR_{appliquée}$	Homogène	Config 1	Config 2	Config 3	Config 4	Config 5	Config 6	Config 7	Config 8
0.0	0.00	0.23	0.23	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
0.8	0.80	0.88	0.92	0.88	0.71	0.78	0.80	0.82	0.82
1.0	1.00	1.06	1.09	1.08	0.98	0.96	1.01	1.03	1.03
1.4	1.40	1.45	1.50	1.48	1.40	1.38	1.43	1.45	1.45
1.8	1.80	1.85	1.90	1.90	1.88	1.80	1.88	1.88	1.88

Après le processus d'acquisition des données, c'est la détermination des paramètres de déformabilité élastique et le calcul des contraintes qui complètent l'interprétation des résultats. Comme il a été déjà mentionné, quatre approches d'obtention des valeurs seront utilisées pour étudier leur comportement et leur validité dans les milieux hétérogènes.

5.2 Obtention des paramètres de déformabilité

Les tableaux qui suivent (tableaux 5.3 et 5.4) présentent les résultats de calcul des paramètres élastiques de déformabilité selon chacune des quatre approches utilisées.

Tableau 5.3 : Paramètres de déformabilité – méthodes anisotropes équivalentes

	Anisotropie équivalente			Anisotropie équivalente modifiée		
	E_1 (GPa)	E_2 (GPa)	ν	E_1 (GPa)	E_2 (GPa)	ν
Homogène	35.0	35.0	0.25	35.1	35.1	0.25
Agrégats 1	52.1	51.5	0.33	56.5	55.7	0.28
Agrégats 2	51.1	44.2	0.30	54.7	46.8	0.26
Agrégats 3	49.7	45.1	0.19	47.6	43.3	0.22
Agrégats 4	45.1	43.1	0.34	51.5	49.0	0.26
Agrégats 5	54.9	53.0	0.20	50.6	49.0	0.26
Agrégats 6	41.7	40.4	0.23	41.1	39.8	0.24
Agrégats 7	42.0	39.2	0.20	39.8	37.3	0.24
Agrégats 8	45.6	44.4	0.21	43.0	41.9	0.25

Tableau 5.4 : Paramètres de déformabilité – méthodes isotropes

	Isotropie équivalente		Isotropie homogène	
	E (GPa)	ν	E (GPa)	ν
Homogène	35.1	0.25	35.0	0.25
Agrégats 1	56.3	0.28	50.0	0.25
Agrégats 2	52.4	0.26	49.4	0.25
Agrégats 3	46.1	0.22	50.0	0.25
Agrégats 4	50.7	0.26	49.4	0.25
Agrégats 5	50.1	0.26	48.0	0.24
Agrégats 6	40.7	0.24	40.8	0.25
Agrégats 7	39.0	0.24	40.5	0.25
Agrégats 8	42.6	0.25	40.6	0.25

Dans le but de mieux comparer les valeurs du module de Young obtenues par les différentes méthodes, le graphe suivant a été produit (figure 5.12).

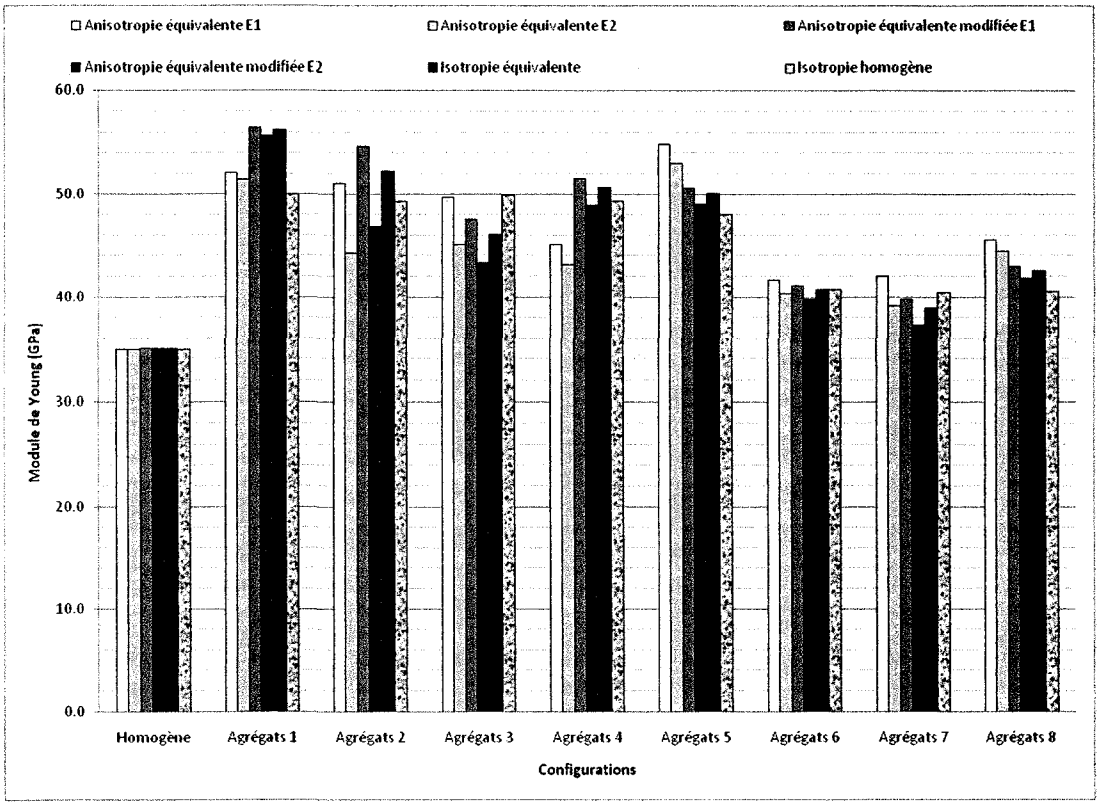


Figure 5.12 : Comparaison des modules de Young selon la méthode d'obtention utilisée

Dans la même optique, la figure 5.13 présente les valeurs de coefficient de Poisson en fonction de la méthode d'obtention utilisée. Comme mentionné au chapitre 4, la détermination du coefficient de Poisson est la même dans le cas des méthodes anisotrope équivalente et isotrope équivalente. D'où leur association dans la figure.

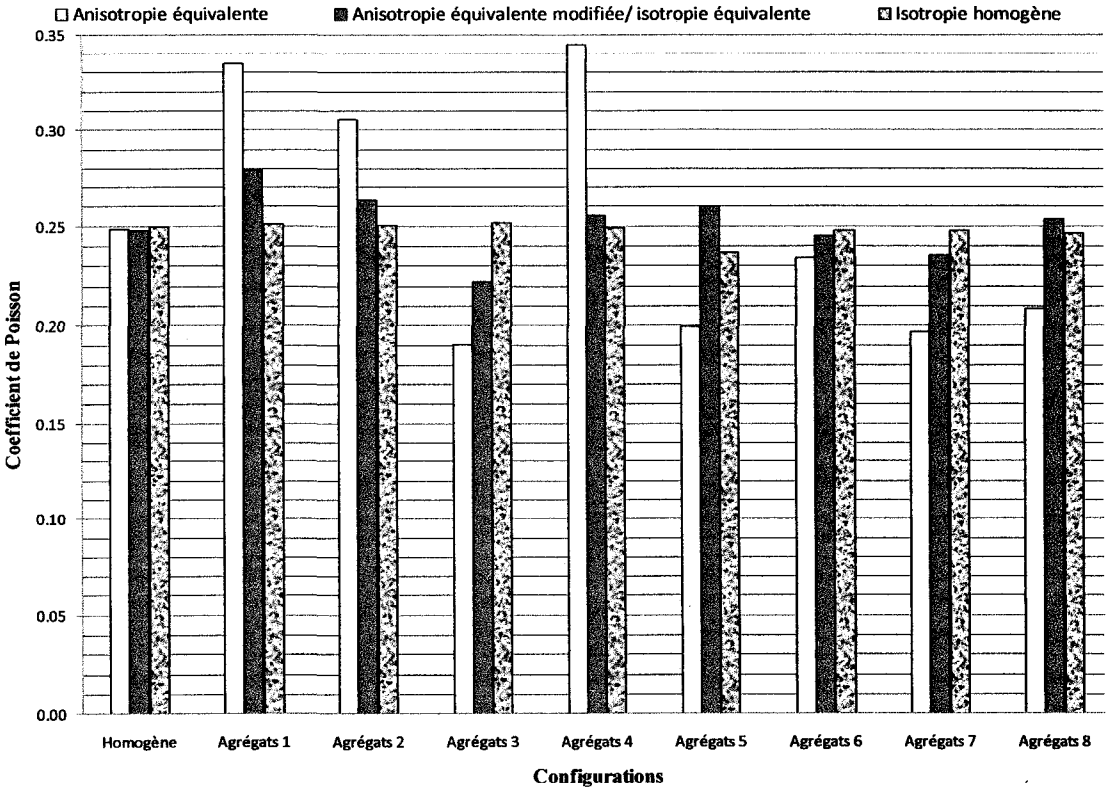


Figure 5.13 : Comparaison des coefficients de Poisson selon la méthode d'obtention utilisée

Les tableaux 5.3 et 5.4 ainsi que les figures 5.12 et 5.13 dressent le bilan des analyses destinées à trouver le(s) module(s) de Young et le coefficient de Poisson. Les quatre approches ont permis de démontrer que, pour le cas homogène, on retrouve les valeurs de E et ν introduites au départ dans le modèle tridimensionnel. Ainsi, que ce soit pour la méthode anisotrope équivalente, la méthode anisotropie équivalente modifiée, la méthode isotrope équivalente et la méthode isotrope homogène, le module de Young demeure 35 GPa et le coefficient de Poisson 0.25. En validant les méthodes par le modèle homogène, l'auteur émet l'hypothèse qu'elles sont mathématiquement et physiquement valables et que les résultats observés sur les cas hétérogènes seront le fait seul de la présence des agrégats dans la matrice homogène. Dans les lignes qui suivent, la performance de chacune des approches dans les

milieux hétérogènes sera discutée. En rappel, pour les configurations hétérogènes, le module de Young des agrégats est de 65 GPa, celui de la matrice est de 35 GPa, tandis que le coefficient de Poisson est le même pour tous les éléments du modèle, soit 0.25.

À la figure 5.12, deux tendances sont observables : les modules de Young des configurations à gros agrégats (1 à 5) sont plus élevés que ceux des configurations à petits agrégats (6 à 8) : c'est donc un signe que la taille des agrégats dans la matrice joue un rôle important dans la détermination du module de Young. C'est un jeu d'équilibre dans lequel le module de Young des gros agrégats influence le module moyen du milieu suite à leur taille et à la proportion importante qu'ils prennent dans la carotte. Dans les autres configurations où l'on a des agrégats plus petits et plus clairsemés, le module moyen du milieu hétérogène est plus faible. Ce qui montre que le modèle numérique est proche de la réalité car la taille et la proportion des agrégats dans la matrice influencent la détermination du module de Young. En plus, pour les méthodes anisotrope équivalente et anisotrope équivalente modifiée, l'écart entre les deux modules de Young E_1 et E_2 est assez faible, la plus grande différence est respectivement de 7 et 8 GPa pour la configuration 2. Si on compare la moyenne des modules de Young E_1 et E_2 des méthodes anisotropes équivalentes avec celles des méthodes isotropes (figure 5.14), on se rend compte que les valeurs sont comparables à plus ou moins 5 GPa près dans chaque groupe (gros agrégats et petits agrégats). Cela amène à penser que, pour les milieux hétérogènes aléatoires comme ceux qui ont été créés dans cette étude, déterminer le module de Young par l'une ou l'autre des quatre approches reviendrait sensiblement au même.

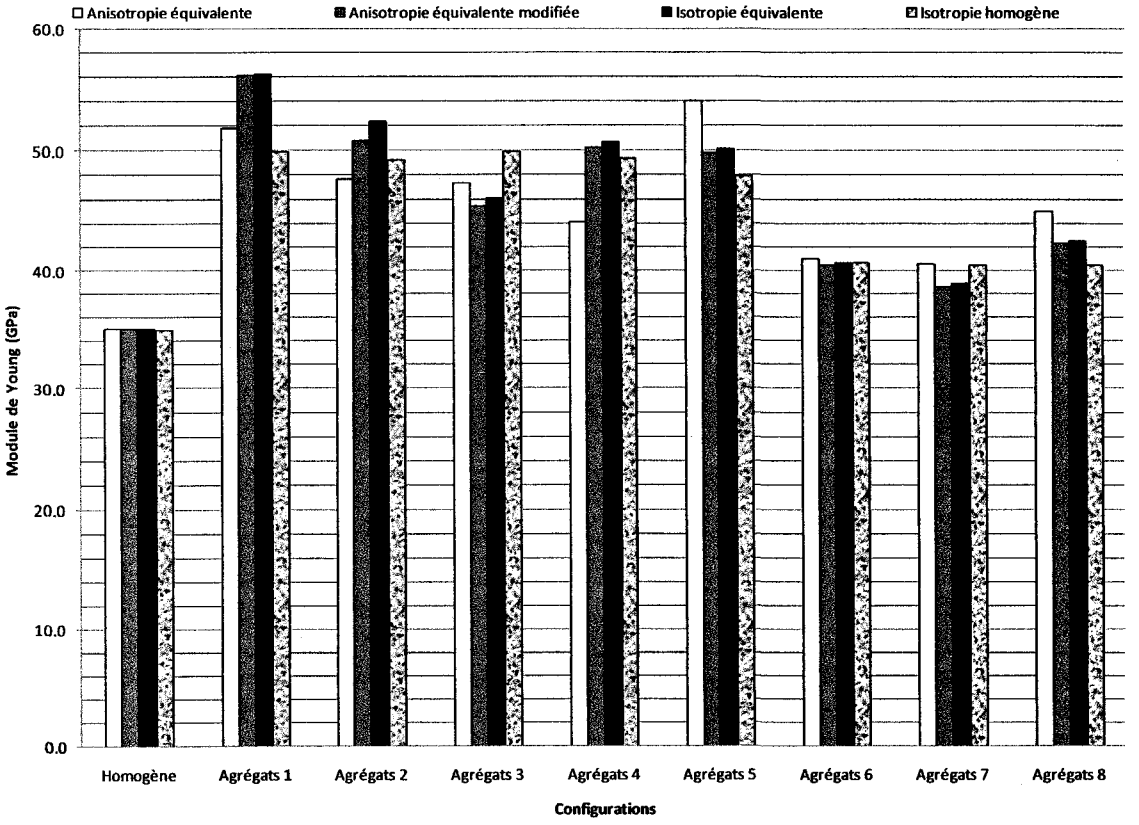


Figure 5.14 : Comparaison des moyennes des modules E_1 et E_2 avec les modules moyens

La proportion d'agrégats dans la carotte récupérée joue aussi un rôle important dans la valeur du module de Young moyen. Si on considère le volume occupé par les agrégats dans la carotte soumise aux essais et qu'on calcule le module de Young moyen en pondérant le module des agrégats et de la matrice par leur proportion respective, on peut mieux percevoir l'influence du ratio de volume agrégats/carotte (tableau 5.5). Ainsi, plus la proportion d'agrégats dans la carotte est faible, plus le module moyen de la carotte est faible. C'est pourquoi à la figure 5.14, les configurations 1 à 5 présentent des modules de Young proches de 50 GPa, alors que les configurations 6 à 8 donnent des modules d'environ 40 GPa. Cette façon de calculer les modules de Young est assez utopique pour les mesures de contraintes in situ car on ne connaît

généralement pas les proportions d'agrégats dans la carotte récupérée. Néanmoins, elle permet de montrer que les proportions d'agrégats influencent le module de Young du milieu hétérogène.

Tableau 5.5 : Calcul du module de Young moyen à partir des rapports du volume occupé par les agrégats dans la carotte récupérée

Configuration	Volume (10^3xmm^3)		Proportion		E_{moyen} (GPa)
	Agrégats	Matrice	Agrégats/Ciment	Agrégats/Carotte	
Homogène	0.0	48.6	0.00	0.00	35.0
Configuration 1	27.0	21.6	1.25	0.56	51.7
Configuration 2	25.3	23.3	1.09	0.52	50.6
Configuration 3	25.0	23.6	1.06	0.51	50.4
Configuration 4	26.6	22.0	1.21	0.55	51.4
Configuration 5	26.0	22.6	1.15	0.53	51.0
Configuration 6	11.5	37.1	0.31	0.24	42.1
Configuration 7	10.8	37.8	0.29	0.22	41.7
Configuration 8	10.8	37.8	0.29	0.22	41.7

Cependant, le coefficient de Poisson (figure 5.13) se montre très sensible au type de méthode de calculs utilisée. En effet, on s'attendrait à ce que v soit 0.25 étant donné que c'est le même paramètre d'entrée pour les agrégats et la matrice homogène. On remarque plutôt que la méthode anisotrope équivalente présente des valeurs extrêmes, soit plus beaucoup élevées (0.34) ou plus faibles (0.19) que celles que donnent les méthodes isotrope équivalente, anisotrope équivalente modifiée ou isotrope homogène. Ces écarts pourraient provenir des dispersions enregistrées dans les résultats de l'essai de compression diamétrale pour les milieux hétérogènes : le volume sur lequel les déformations sont lues est petit par rapport au volume considéré dans les essais de compression biaxiale et de compression uniaxiale.

En résumé, on peut dire que les quatre approches permettent de déterminer le(s) module(s) de Young du milieu homogène ou hétérogène. Mais pour le coefficient de Poisson des modèles à agrégats, la méthode anisotrope équivalente montre des disparités qui sont peut-être dues à la dispersion qui résulte du plus petit volume de matériau instrumenté pour la lecture des déformations dans l'essai de compression diamétrale. Les résultats démontrent que les méthodes anisotrope équivalente modifiée, isotrope équivalente et isotrope homogène sont des approches qui produisent des résultats assez similaires de paramètres de déformabilité élastique. Par ailleurs, les résultats de module(s) de Young montrent une distinction entre les configurations à gros agrégats et celles à petits agrégats, ce qui signifie que la proportion des hétérogénéités influence la valeur module de Young. Quelles sont alors les conséquences sur le calcul des contraintes ?

5.3 Calcul des contraintes

5.3.1 Facteurs de concentration de contraintes

Des analyses ont permis de dégager les facteurs de concentration de contraintes pour le modèle homogène tridimensionnel qui a été créé. Ces facteurs sont aussi ceux qui ont été utilisés pour l'interprétation des mesures effectuées sur les configurations hétérogènes. On obtient donc les équations suivantes en fonction du coefficient de Poisson :

$$\begin{aligned} a(\nu) &= 0.1577 \cdot \nu^2 + 0.0146 \cdot \nu + 1.3471 \\ b(\nu) &= 0.4141 \cdot \nu^2 + 0.1863 \cdot \nu - 0.1416 \\ c(\nu) &= -0.4584 \cdot \nu^2 - 0.8889 \cdot \nu - 0.3692 \end{aligned} \tag{5.1}$$

La figure 5.15 permet de visualiser la comparaison entre ces facteurs propres au modèle et ceux proposés par Rahn (équation 4.2).

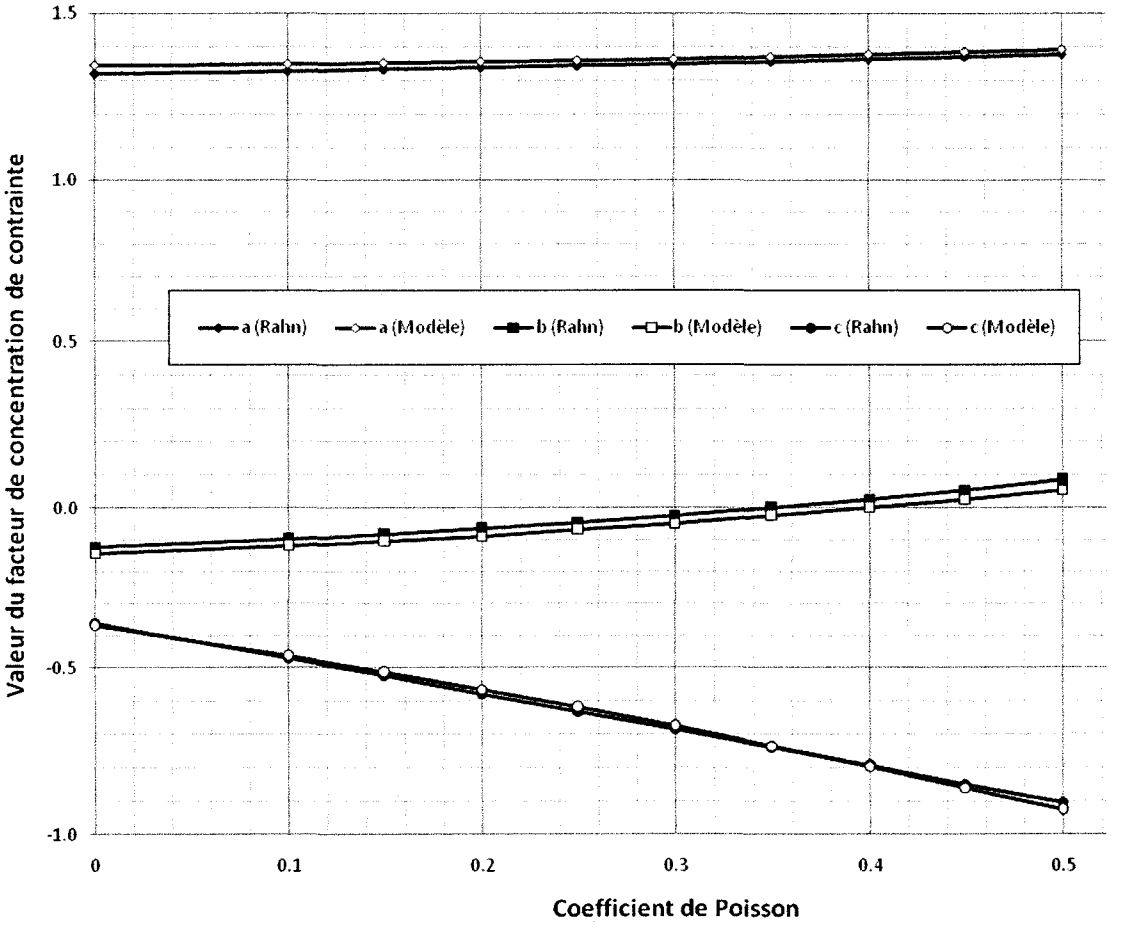


Figure 5.15 : Comparaison des facteurs de concentrations de contraintes obtenus pour le modèle à ceux de Rahn

5.3.2 Contraintes recalculées

À partir des valeurs de déformations récupérées, des paramètres élastiques de déformabilité, des valeurs de RPR et de l'abaque RPR-SR, les contraintes préalables ont été calculées. Il faut savoir que, compte tenu du fait que les contraintes de cisaillement recalculées

sont faibles, le calcul des orientations des contraintes peut être négligé car ces dernières correspondent bien aux contraintes principales. Comme l'un des objectifs est de comparer les valeurs des contraintes calculées à celles qui ont été effectivement appliquées aux frontières du modèle, il a fallu trouver une approche qui permette de bien refléter les résultats.

En effet, l'approche classique du calcul d'erreur ($erreur = \frac{(valeur\ calculée - valeur\ vraie)}{valeur\ vraie}$) masque l'importance que peut prendre une contrainte dans le tenseur : si, par exemple, on est en présence d'un triplet de contraintes préalables selon x, y, et z de (50 MPa, 100 MPa, 200 MPa) et que les résultats de mesures de contraintes in situ donnent (40 MPa, 80 MPa, 160 MPa), les erreurs (en % de la valeur absolue) seraient de (20%, 20%, 20%) à cause de la valeur de référence qui est au dénominateur. Pour l'ingénieur en mécanique des roches, la sous-estimation de 40 MPa pourrait être plus importante que celle de 10 MPa lorsque vient le temps de concevoir un ouvrage et son soutènement. L'autre problème qui apparaît si l'une des contraintes est nulle, est que l'erreur tend vers l'infini.

L'approche suggérée ici permet d'inclure les valeurs des autres contraintes préalables dans le but de pondérer les erreurs. Le calcul d'erreur devient alors :

$$erreur\ (\%) = 100 \cdot \frac{(valeur\ contrainte\ calculée - valeur\ contrainte\ appliquée)}{somme\ en\ valeur\ absolue\ des\ contraintes\ appliquées}$$

Pour l'exemple donné plus haut, on arriverait alors à des erreurs de (2.85%, 5.75, 11.4%) qui reflètent mieux l'importance de chacune des contraintes dans le triplet. Les figures suivantes permettent de comparer, pour chaque configuration, les approches de calcul de contraintes entre elles, et selon les valeurs de SR. La méthode anisotrope équivalente modifiée y est nommée méthode anisotrope équivalente 2 pour des raisons de commodité d'affichage. En

outre, comme les erreurs normalisées sur la contrainte de cisaillement τ_{xy} sont négligeables, elles n'apparaissent pas sur les graphiques.

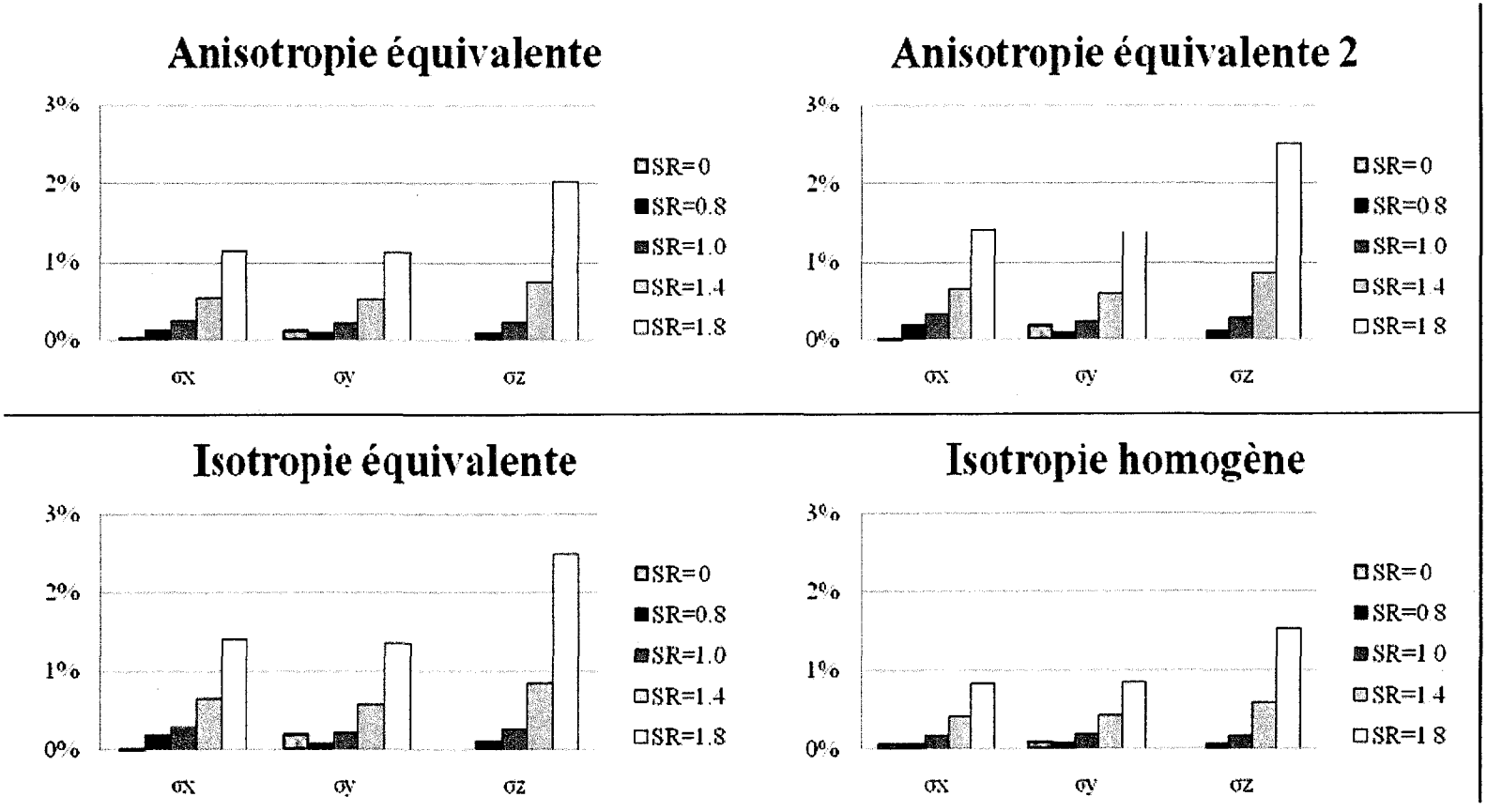


Figure 5.16 : Erreurs normalisées sur les contraintes recalculées – cas homogène

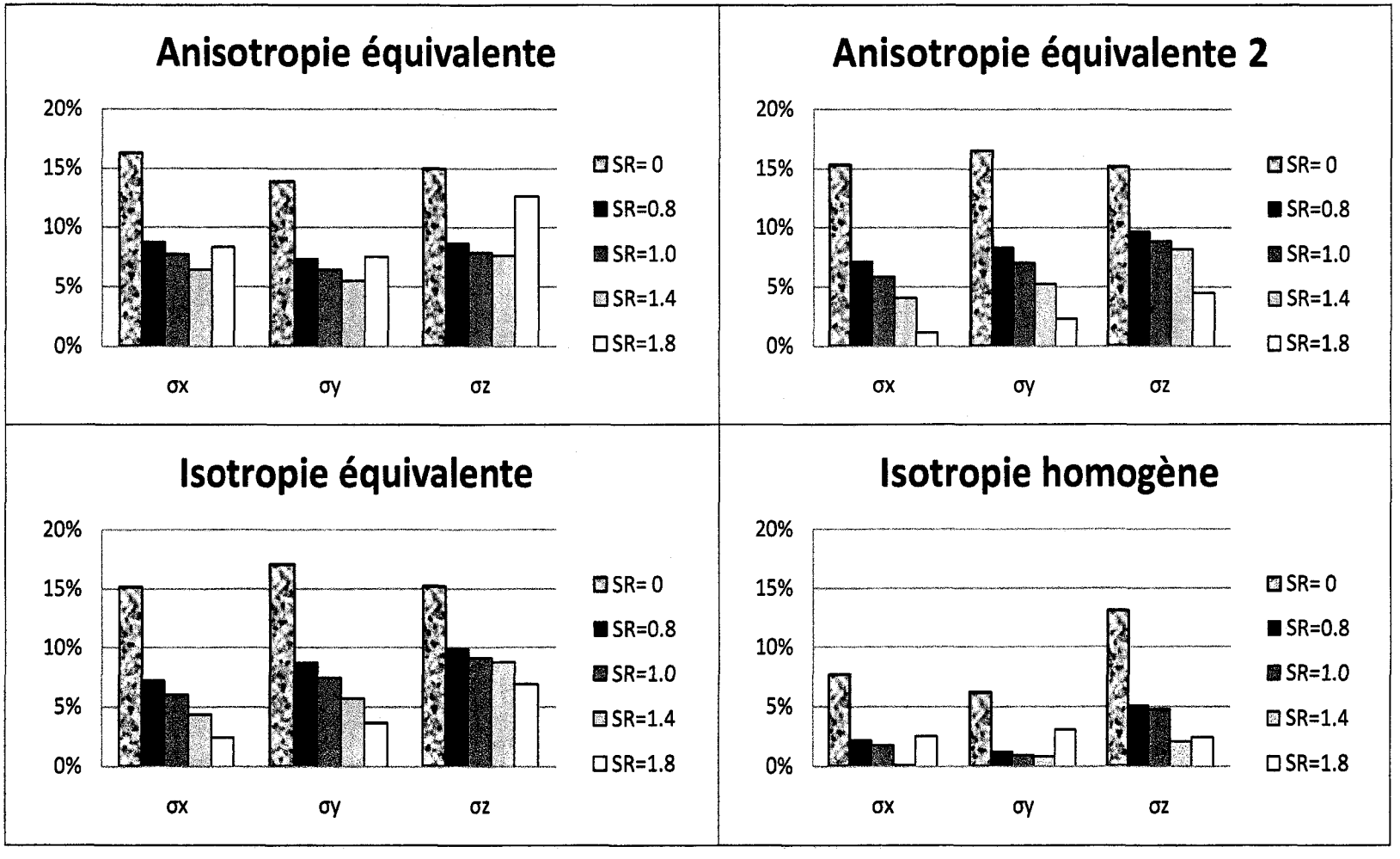


Figure 5.17 : Erreurs normalisées sur les contraintes recalculées – (configuration 1)

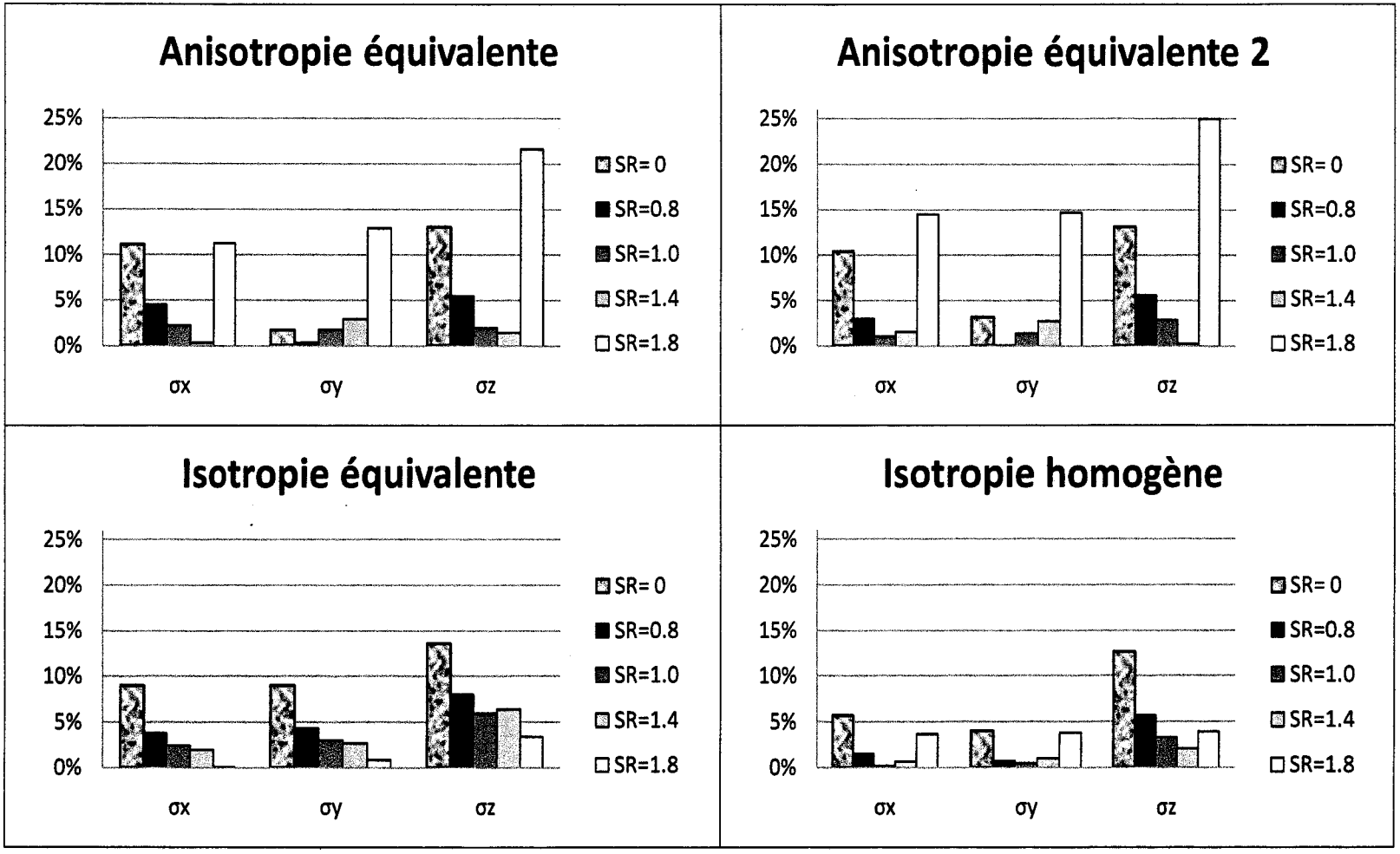


Figure 5.18 : Erreurs normalisées sur les contraintes recalculées – (configuration 2)

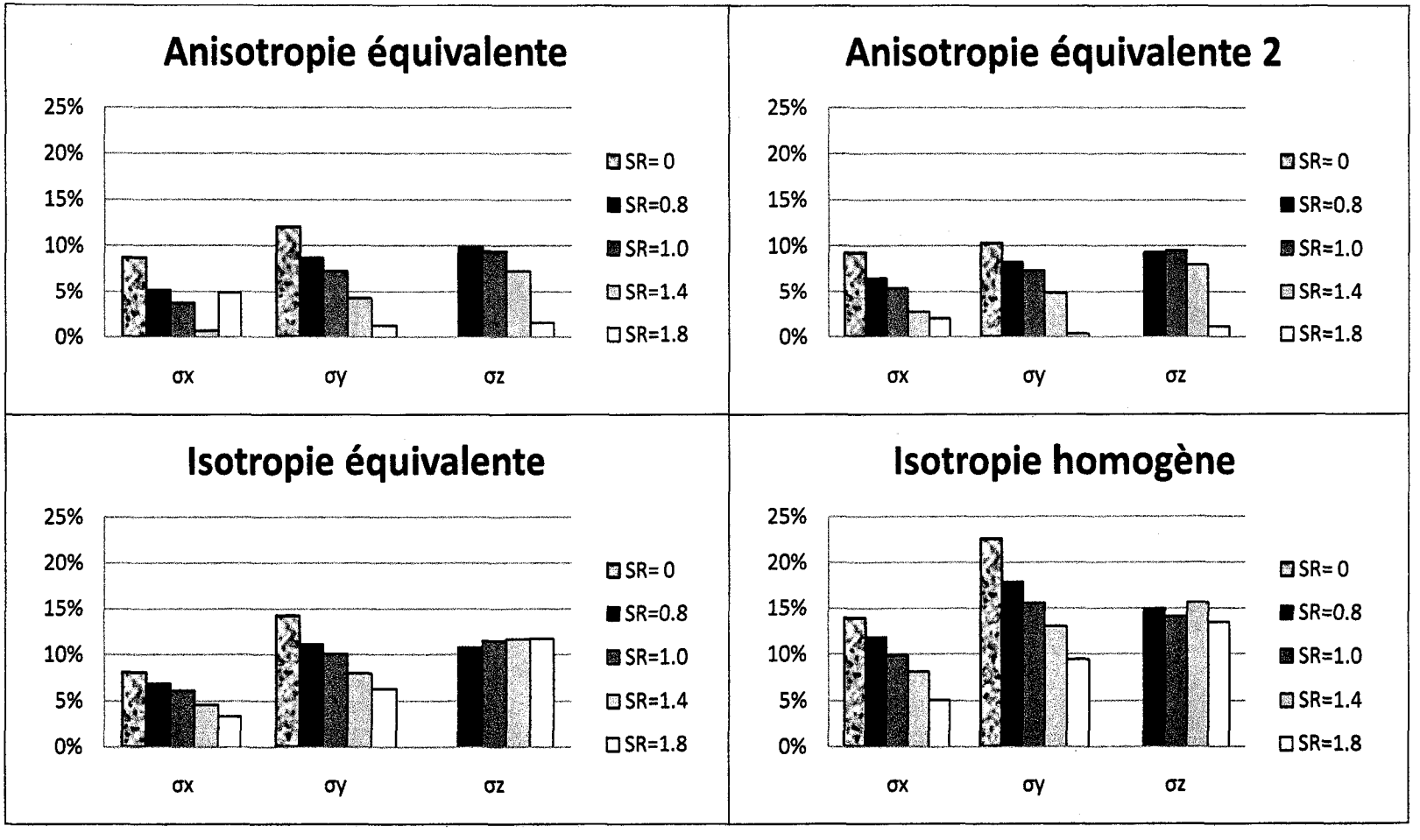


Figure 5.19 : Erreurs normalisées sur les contraintes recalculées – (configuration 3)

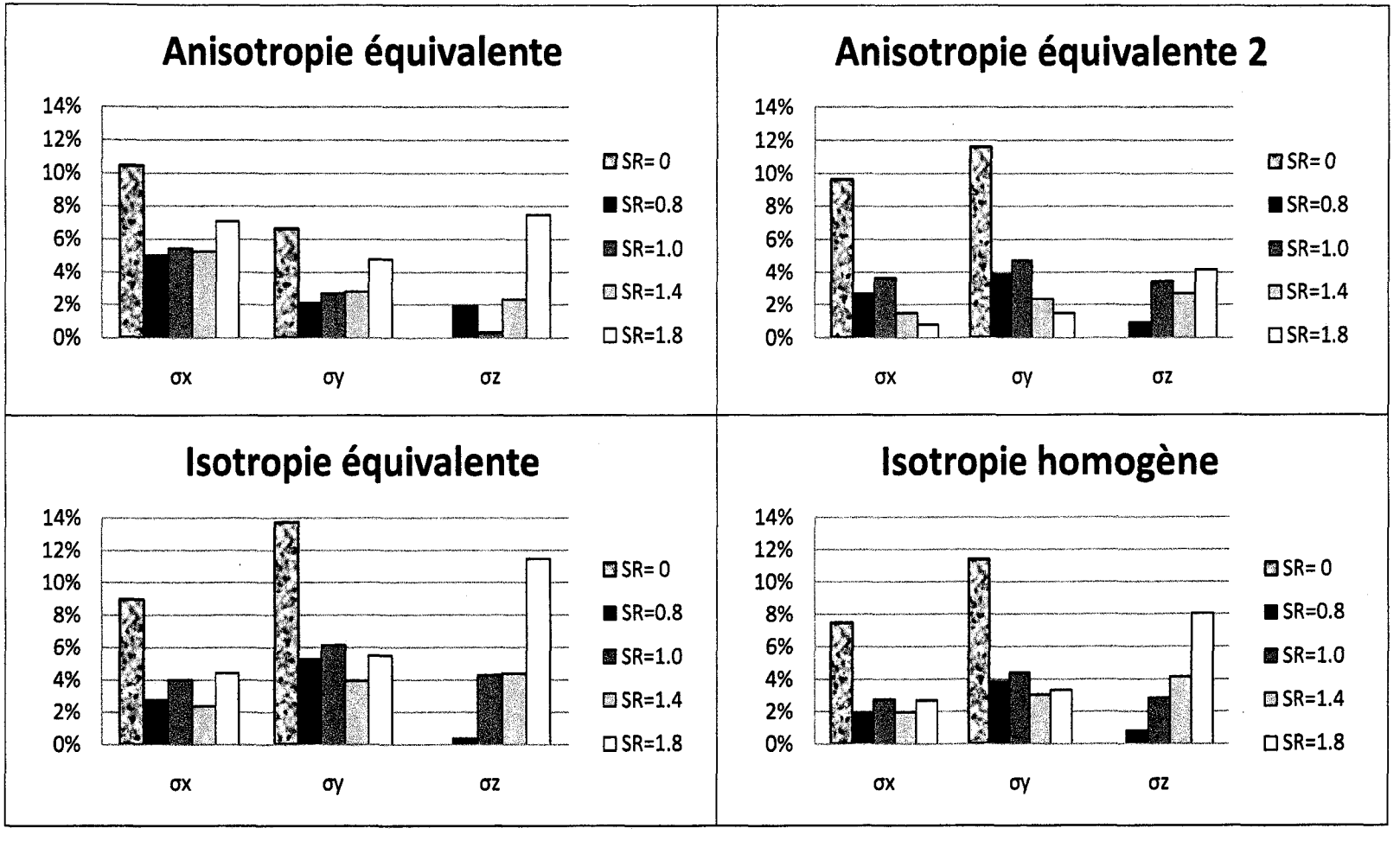


Figure 5.20 : Erreurs normalisées sur les contraintes recalculées – (configuration 4)

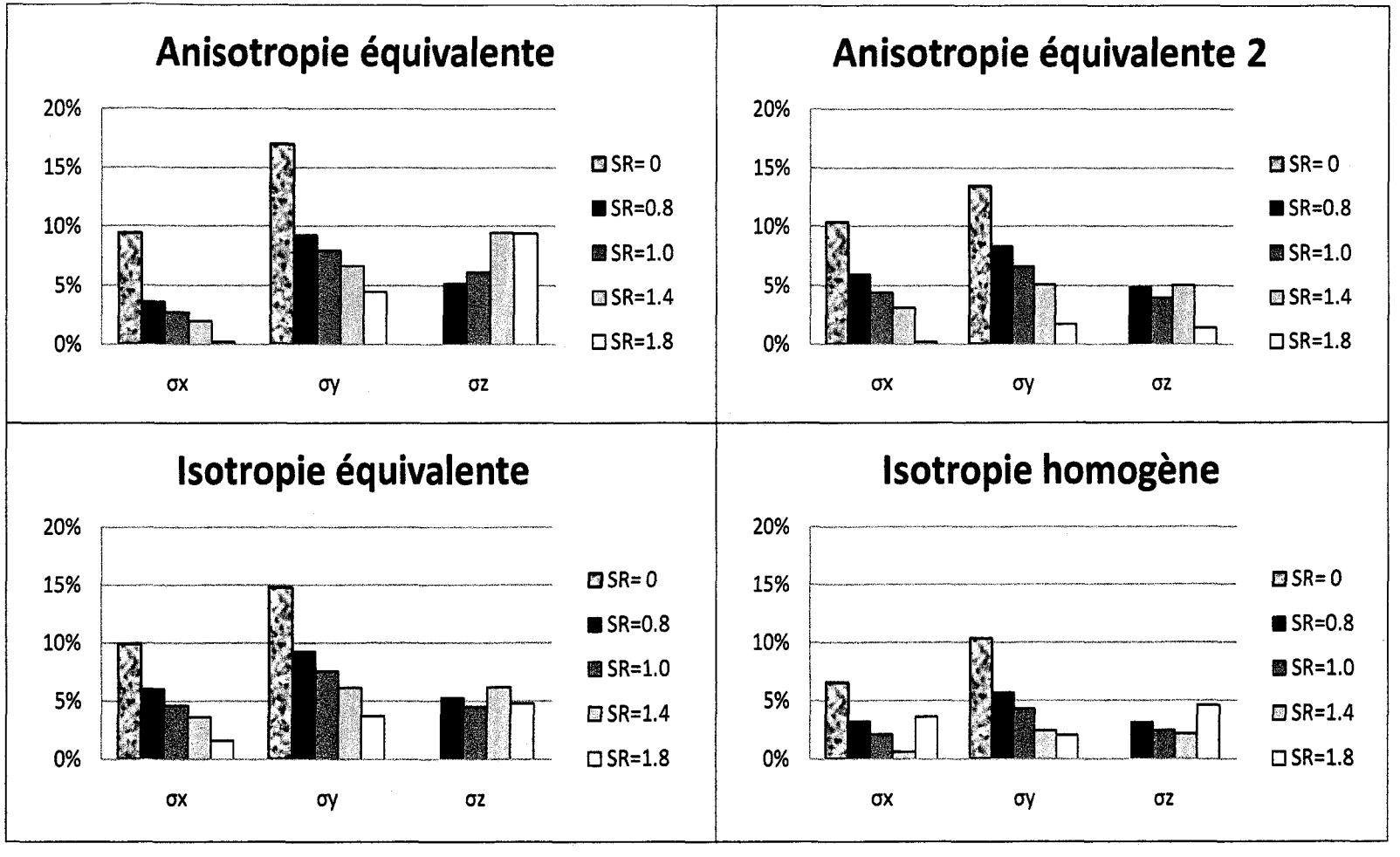


Figure 5.21 : Erreurs normalisées sur les contraintes recalculées – (configuration 5)

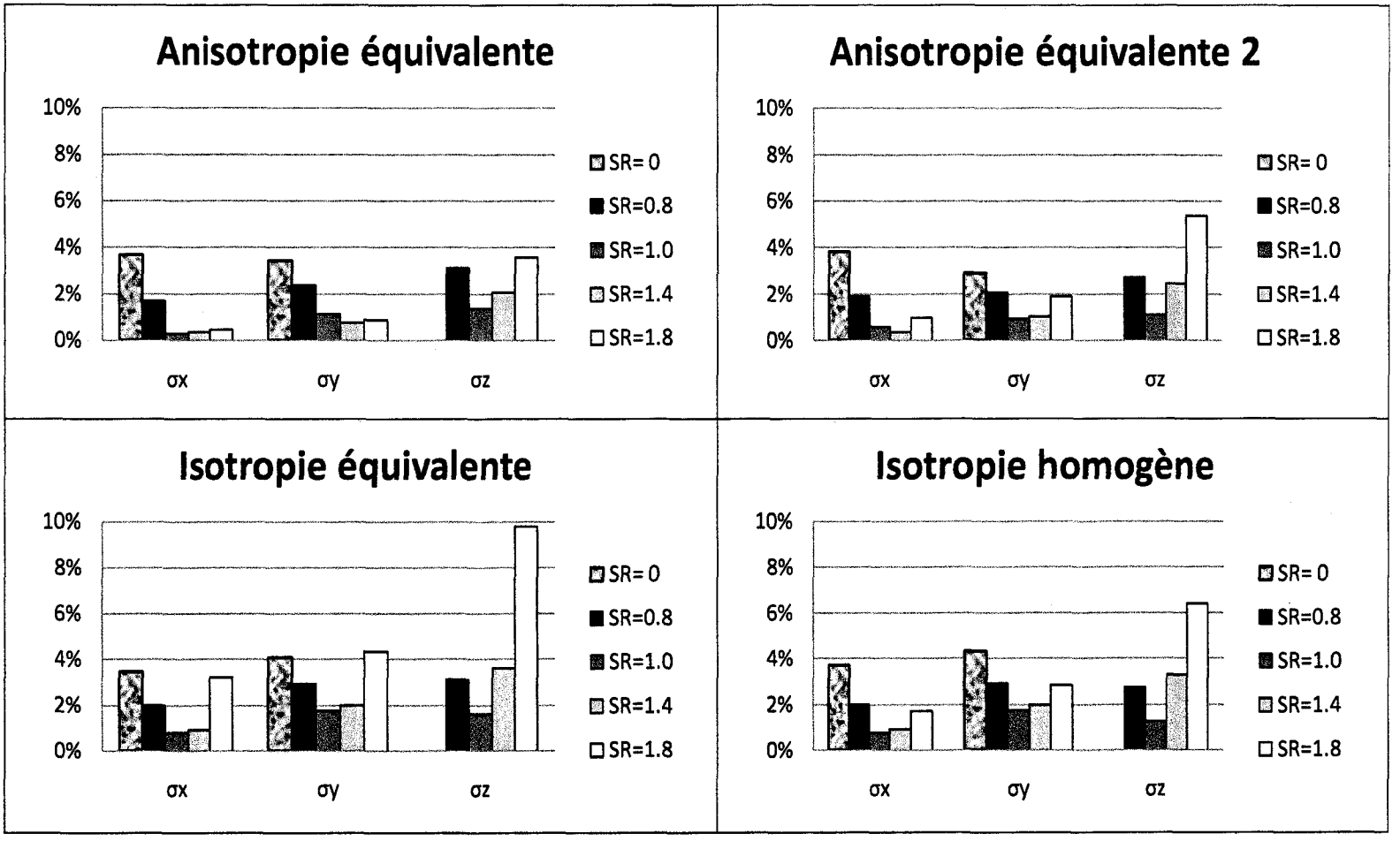


Figure 5.22 : Erreurs normalisées sur les contraintes recalculées – (configuration 6)

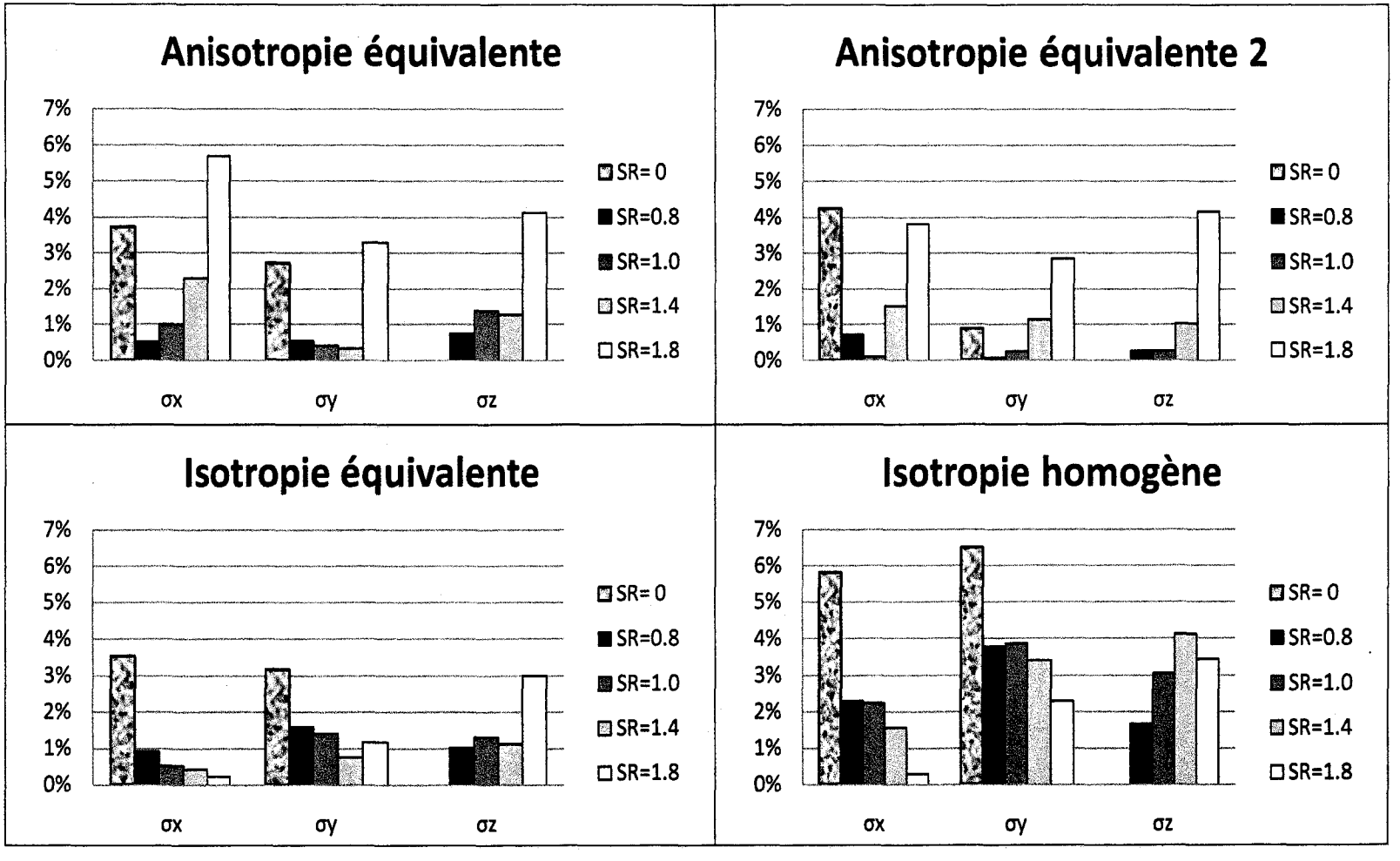


Figure 5.23 : Erreurs normalisées sur les contraintes recalculées – (configuration 7)

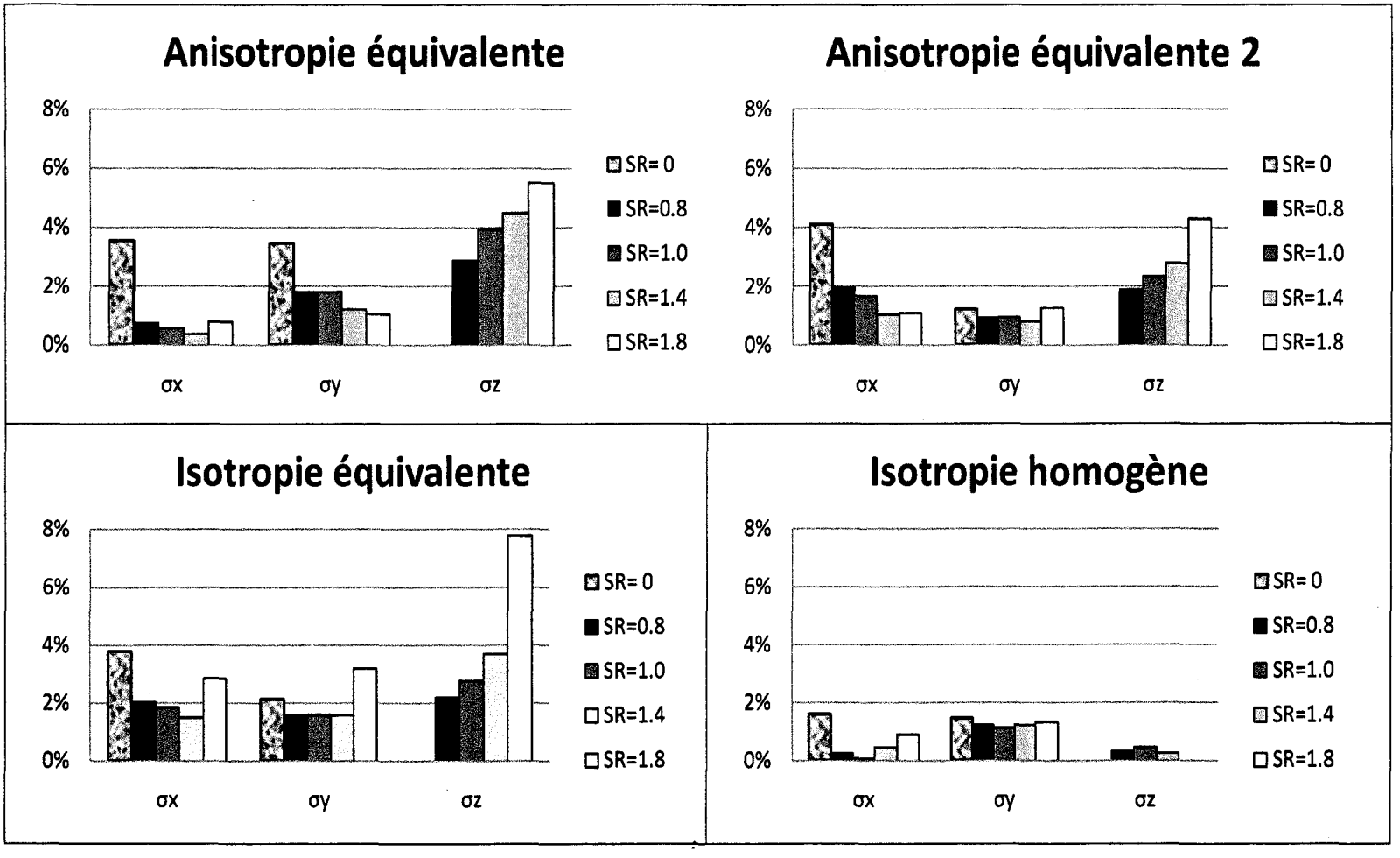


Figure 5.24 : Erreurs normalisées sur les contraintes recalculées – (configuration 8)

Les contraintes ont été calculées à partir des déformations récupérées, des paramètres E, E_1, E_2 et v, des valeurs de SR dérivées de la méthode RPR et des nouveaux facteurs de concentration de contraintes. Les figures 5.16 à 5.24 présentent les résultats pour chaque configuration en montrant les valeurs obtenues par chacune des quatre méthodes. Pour chaque configuration, l'échelle des erreurs est la même, ce qui facilite la comparaison entre les méthodes. Pour le cas homogène (figure 5.16), l'augmentation des erreurs en fonction du SR est probablement due à des problèmes numériques, mais ces erreurs restent quand même faibles.

À la vue des résultats du calcul d'erreurs sur les contraintes recalculées, il n'est pas aisé de statuer sur la prédominance d'une méthode en particulier : la meilleure méthode est différente pour la configuration 1 et 2 (isotropie homogène), la configuration 3 et 4 (anisotrope équivalente et modifiée) et la configuration 5 (isotropie homogène). Les quatre approches donnent toutes de bonnes contraintes recalculées pour les configurations 6 à 8. Un graphique qui comprend toutes les contraintes recalculées σ_{xx} et σ_{yy} (figure 5.25), permet de montrer que les valeurs restent en général à l'intérieur d'un écart de ± 5 MPa, peu importe la configuration hétérogène ou l'état de chargement triaxial. En général, les contraintes recalculées sont supérieures ou égales aux contraintes appliquées. Comme les observations ne permettent pas de tirer des conclusions précises sur la comparaison entre les quatre approches, des tests statistiques ont été effectués.

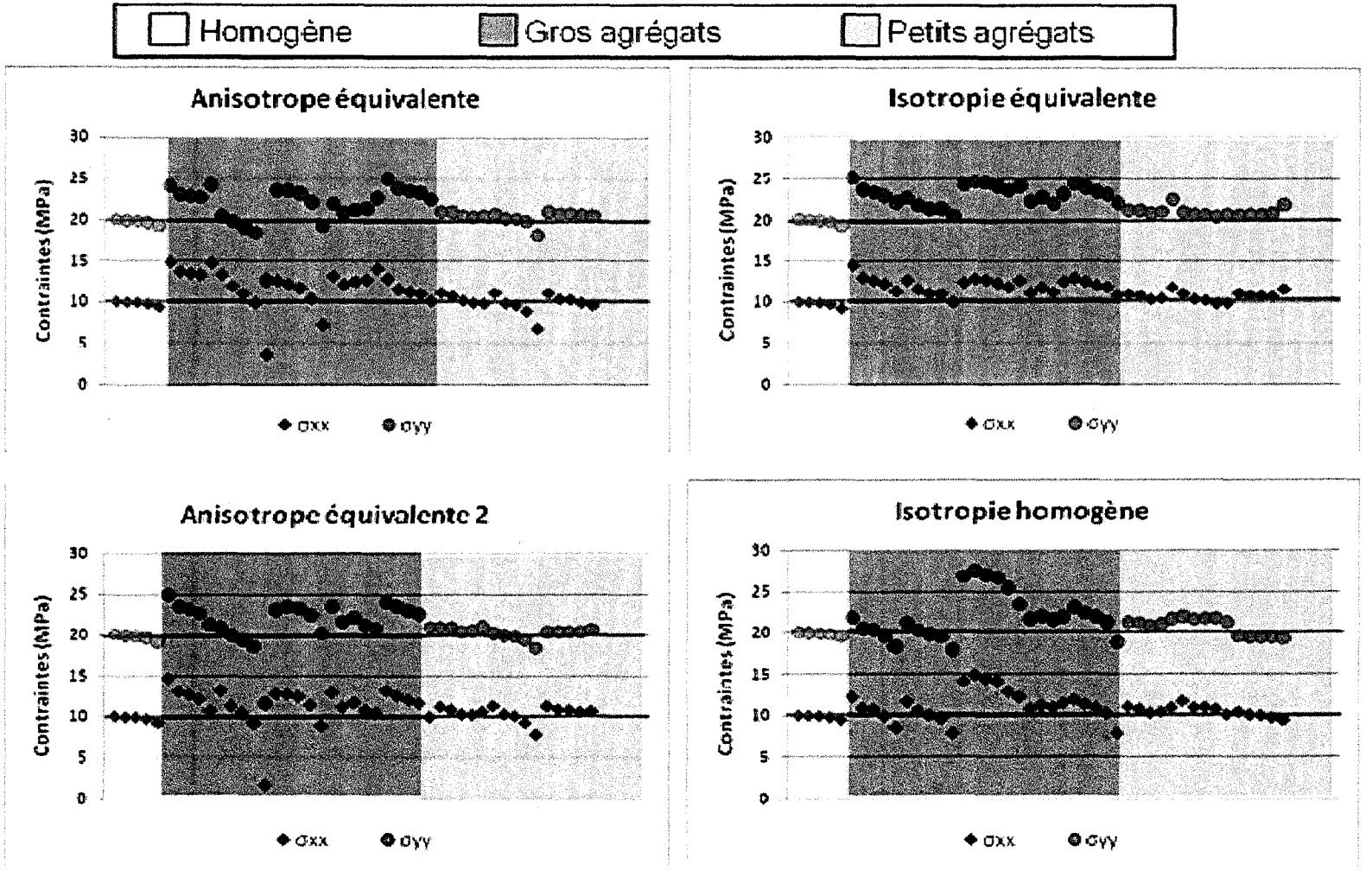


Figure 5.25 : Contraintes recalculées σ_{xx} et σ_{yy} selon les 4 approches pour des contraintes appliquées σ_{xx} = 10 MPa et σ_{yy} = 20 MPa

En effet, le test de Fisher (F-test) a été mené sur les résultats de calcul d'erreurs pour savoir si les variances entre les erreurs sur les gros et petits agrégats sont significatives. Si elles le sont, alors on pourra séparer les configurations en deux échantillons distincts. Par la suite, le test de Student (T-test) est effectué pour confirmer cette distinction en comparant statistiquement les moyennes des deux échantillons et leur écart type. Il est important de mentionner que l'utilisation de ces tests suppose une distribution normale des erreurs de calcul de contraintes. Pour éviter de créer un biais dans le calcul, toutes les valeurs des erreurs de calcul sont utilisées sauf celles du cas homogène. Chaque configuration d'agrégats aura donc 15 valeurs indépendantes provenant des erreurs sur σ_{xx}, σ_{yy} et σ_{zz} pour les cinq cas de SR étudiés. En rappel, les gros agrégats comprennent les configurations 1 à 5 et les petits agrégats forment les configurations 6 à 8. Le tableau 5.6 résume les valeurs obtenues.

Tableau 5.6 : Tests statistiques sur les erreurs de calcul de contraintes en fonction de la taille des agrégats

Approches		Moyenne $\bar{X}$	Variance s^2	Taille n	F-test	T-test
Anisotropie	Gros agrégats	6.32%	0.002043	75	8.4794	7.7634
	Petits agrégats	1.89%	0.000241	45		
Anisotropie 2	Gros agrégats	5.74%	0.002333	75	12.1448	6.8386
	Petits agrégats	1.67%	0.000192	45		
Isotropie équivalente	Gros agrégats	6.55%	0.001629	75	4.7127	7.8993
	Petits agrégats	2.27%	0.000346	45		
Isotropie homogène	Gros agrégats	5.33%	0.002508	75	8.7390	5.2190
	Petits agrégats	2.03%	0.000287	45		

Pour un intervalle de confiance de 95%, la valeur critique de F pour les tailles d'échantillons ci-dessus est 1.5865. Comme pour les quatre approches la valeur calculée est supérieure à la valeur critique, les agrégats peuvent être séparés en deux groupes selon leur

taille. Le test de Student confirme cette conclusion car les valeurs calculées sont supérieures à la valeur critique qui est de 1.985. En outre, les moyennes des erreurs de calcul de contrainte indiquent qu'en général, les configurations à petits agrégats montrent de valeurs plus faibles que celles des gros agrégats. Ainsi, plus les agrégats sont de grande taille, plus importantes sont les erreurs lors du calcul des contraintes. Ce constat pourrait être attribué aux concentrations locales de contraintes dans les gros agrégats.

Par ailleurs, le test de Student permet de montrer que les quatre approches ne donnent pas des résultats significativement différents si on les compare entre elles. Dans le tableau 5.7, pour une commodité d'affichage, les approches anisotropie équivalente conventionnelle, anisotropie équivalente modifiée, isotropie équivalente et isotropie homogène sont respectivement appelées aniso, aniso 2, iso équiv et iso homo. Comme la distinction entre les gros et petits agrégats a été confirmée, les tests vont comparer les mêmes groupes, soit les gros agrégats entre eux et les petits agrégats entre eux. Pour le groupe des gros agrégats, la taille de l'échantillon est 75, alors que pour le groupe des petits agrégats, elle est de 45.

Tableau 5.7 : Test de Student sur les erreurs de calcul de contraintes entre les quatre approches

	Aniso vs. Aniso 2	Aniso vs. Iso équiv	Aniso vs. Iso homo	Aniso 2 vs. Iso équiv	Aniso 2 vs. Iso homo	Iso équiv vs. Iso homo
Gros agrégats	0.7591	0.3306	1.2777	1.1161	0.5171	1.6516
Petits Agrégats	0.6922	1.0553	0.4216	1.7235	1.1007	0.6311

Comme la valeur critique de t pour les gros agrégats est 1.98 et celle des petits agrégats est 1.99 pour un intervalle de confiance de 95%, et que les valeurs calculées leur sont toutes inférieures,

les approches de calcul ne produisent donc pas de différence significative entre elles, quelle que soit la taille des agrégats qui ont été utilisés dans la modélisation numérique.

Ainsi, même si les coefficients de Poisson obtenus par la méthode anisotrope équivalente sont différents de ceux des trois autres alternatives, on retrouve des contraintes semblables lors du calcul. La conséquence de cette analyse est que la différence de près de 40% du coefficient de Poisson (configuration 4) n'a pas engendré des écarts importants dans le calcul des contraintes. Afin de prouver ce qui vient d'être dit, l'auteur propose l'étude de sensibilité suivante : pour tous les cas SR=1.0 de toutes les configurations, des valeurs du coefficient de Poisson de 0.15, 0.20, 0.25, 0.30 et 0.35 seront utilisées pour étudier leur impact sur les résultats de calcul de contraintes. En d'autres termes, si la valeur de 0.25 du coefficient de Poisson utilisé dans les simulations numériques est considérée comme étant la "vraie valeur", alors ce sont des variations de -40%, -20%, 0, +20% et +40% qui seront examinées. Pour chaque cas, une moyenne des erreurs sur σ_{xx}, σ_{yy} et σ_{zz} sera obtenue. Puis, la moyenne des erreurs pour chaque variation de ν sera calculée. Les tableaux 5.8 à 5.11 confirment que les écarts entre les erreurs sont généralement faibles : la "vraie valeur" du coefficient de Poisson donne les plus faibles erreurs de calculs (2.8%) pour l'approche anisotrope équivalente, alors qu'une surestimation ou une sous-estimation de 40% produit des écarts assez négligeables de moins de 1% et 2.1% respectivement par rapport à l'erreur de la "vraie valeur". Pour les autres approches, les écarts maximums par rapport à la "vraie valeur" sont de 6% pour l'anisotropie équivalente modifiée, 2.5% pour l'isotropie équivalente et près de 5% pour l'isotropie homogène. Par conséquent, les analyses menées dans le cadre de cette thèse indiquent que la technique d'interprétation du Doorstopper modifié n'est pas sensible aux variations du coefficient de Poisson de ± 40%.

Tableau 5.8 : Erreurs normalisées sur les calculs de contrainte en fonction de la variation du coefficient de Poisson – Méthode anisotrope équivalente

Valeurs de ν	**0.15**	**0.20**	**0.25**	**0.30**	**0.35**
Variation	**-40%**	**-20%**	**100%**	**+20%**	**+40%**
Homogène	3.38%	1.80%	0.18%	1.13%	2.23%
Configuration 1	10.16%	9.68%	5.44%	5.94%	6.80%
Configuration 2	3.35%	2.09%	1.51%	1.39%	1.91%
Configuration 3	6.97%	7.27%	6.67%	6.71%	6.40%
Configuration 4	4.18%	3.70%	3.29%	3.01%	2.95%
Configuration 5	6.15%	5.60%	5.13%	4.81%	4.71%
Configuration 6	3.73%	2.16%	0.60%	0.82%	1.93%
Configuration 7	3.08%	1.59%	0.36%	1.30%	2.36%
Configuration 8	3.29%	2.59%	1.95%	1.88%	1.68%
Moyenne	**4.92%**	**4.05%**	**2.79%**	**3.00%**	**3.44%**

Tableau 5.9 : Erreurs normalisées sur les calculs de contrainte en fonction de la variation du coefficient de Poisson – Méthode anisotrope équivalente modifiée

Valeurs de ν	**0.15**	**0.20**	**0.25**	**0.30**	**0.35**
Variation	**-40%**	**-20%**	**100%**	**+20%**	**+40%**
Homogène	3.38%	3.57%	4.24%	6.64%	9.06%
Configuration 1	10.16%	12.37%	10.63%	14.39%	19.22%
Configuration 2	3.35%	3.89%	2.88%	6.46%	11.08%
Configuration 3	6.97%	9.85%	12.14%	15.58%	19.14%
Configuration 4	4.18%	6.04%	8.24%	10.94%	14.36%
Configuration 5	6.15%	8.05%	10.30%	13.07%	16.58%
Configuration 6	3.73%	4.39%	5.16%	7.72%	10.32%
Configuration 7	3.08%	3.80%	4.65%	7.27%	9.95%
Configuration 8	3.29%	4.84%	6.68%	9.49%	12.35%
Moyenne	**4.92%**	**6.31%**	**7.21%**	**10.17%**	**13.56%**

Tableau 5.10 : Erreurs normalisées sur les calculs de contrainte en fonction de la variation du coefficient de Poisson – Méthode isotrope équivalente

Valeurs de ν	**0.15**	**0.20**	**0.25**	**0.30**	**0.35**
Variation	**-40%**	**-20%**	**100%**	**+20%**	**+40%**
Homogène	3.38%	1.80%	0.18%	1.13%	2.23%
Configuration 1	10.53%	10.01%	5.71%	6.18%	7.02%
Configuration 2	5.66%	4.78%	1.03%	1.41%	2.15%
Configuration 3	8.95%	9.05%	8.24%	8.11%	7.63%
Configuration 4	5.25%	4.64%	4.12%	3.75%	3.61%
Configuration 5	6.86%	6.23%	5.69%	5.30%	5.16%
Configuration 6	4.19%	2.75%	1.12%	0.91%	1.62%
Configuration 7	3.96%	2.71%	1.08%	0.89%	1.78%
Configuration 8	3.66%	3.07%	2.37%	2.26%	1.85%
Moyenne	**5.83%**	**5.01%**	**3.28%**	**3.33%**	**3.67%**

Tableau 5.11 : Erreurs normalisées sur les calculs de contrainte en fonction de la variation du coefficient de Poisson – Méthode isotrope homogène

Valeurs de ν	**0.15**	**0.20**	**0.25**	**0.30**	**0.35**
Variation	**-40%**	**-20%**	**100%**	**+20%**	**+40%**
Homogène	2.66%	1.38%	0.15%	1.96%	4.10%
Configuration 1	3.48%	2.16%	0.72%	2.85%	6.46%
Configuration 2	3.78%	2.51%	1.27%	1.43%	4.90%
Configuration 3	8.74%	11.47%	13.54%	16.73%	19.97%
Configuration 4	1.51%	1.31%	2.92%	5.12%	7.92%
Configuration 5	1.87%	1.76%	3.58%	5.82%	8.68%
Configuration 6	2.26%	1.41%	1.41%	3.63%	5.87%
Configuration 7	2.54%	2.54%	3.19%	5.52%	7.88%
Configuration 8	2.98%	1.73%	0.88%	2.79%	5.13%
Moyenne	**3.31%**	**2.92%**	**3.07%**	**5.10%**	**7.88%**

Jusqu'à présent, les résultats obtenus proviennent d'analyses pour lesquelles deux jauges de la rosette ont été orientées selon les directions d'application des

contraintes. Dans le paragraphe qui suit, il sera question de la pertinence d'une telle orientation et de l'influence d'un éventuel mauvais fonctionnement des jauges.

5.4 Études paramétriques

5.4.1 Orientation de la rosette

Dans les analyses sur le positionnement de la rosette, le calcul des contraintes a été effectué en supposant que la contrainte dans l'axe du trou σ_{zz} est connue, le but étant de seulement comparer la variation des contraintes dans le plan du fond de trou en fonction de l'orientation de la rosette. Les résultats montrent l'évolution des contraintes calculées σ_{xx} et σ_{yy} en fonction de l'angle que fait la jauge 0° avec l'axe O,x. Les contraintes appliquées aux frontières du modèle sont σ_{xx}=10 MPa et σ_{yy}=20MPa, et pour toutes les autres analyses de cette thèse, la jauge 0° est toujours placée selon l'axe 0,x. Les figures suivantes (figures 5.26 et 5.27) montrent la variation des contraintes calculées pour le cas homogène – qui confirme que la méthode de sensibilité utilisée est valide – et un cas hétérogène (configuration 1) respectivement. Les symboles représentent tous les cas analysés. Tous les autres cas hétérogènes peuvent être consultés à l'annexe 7.

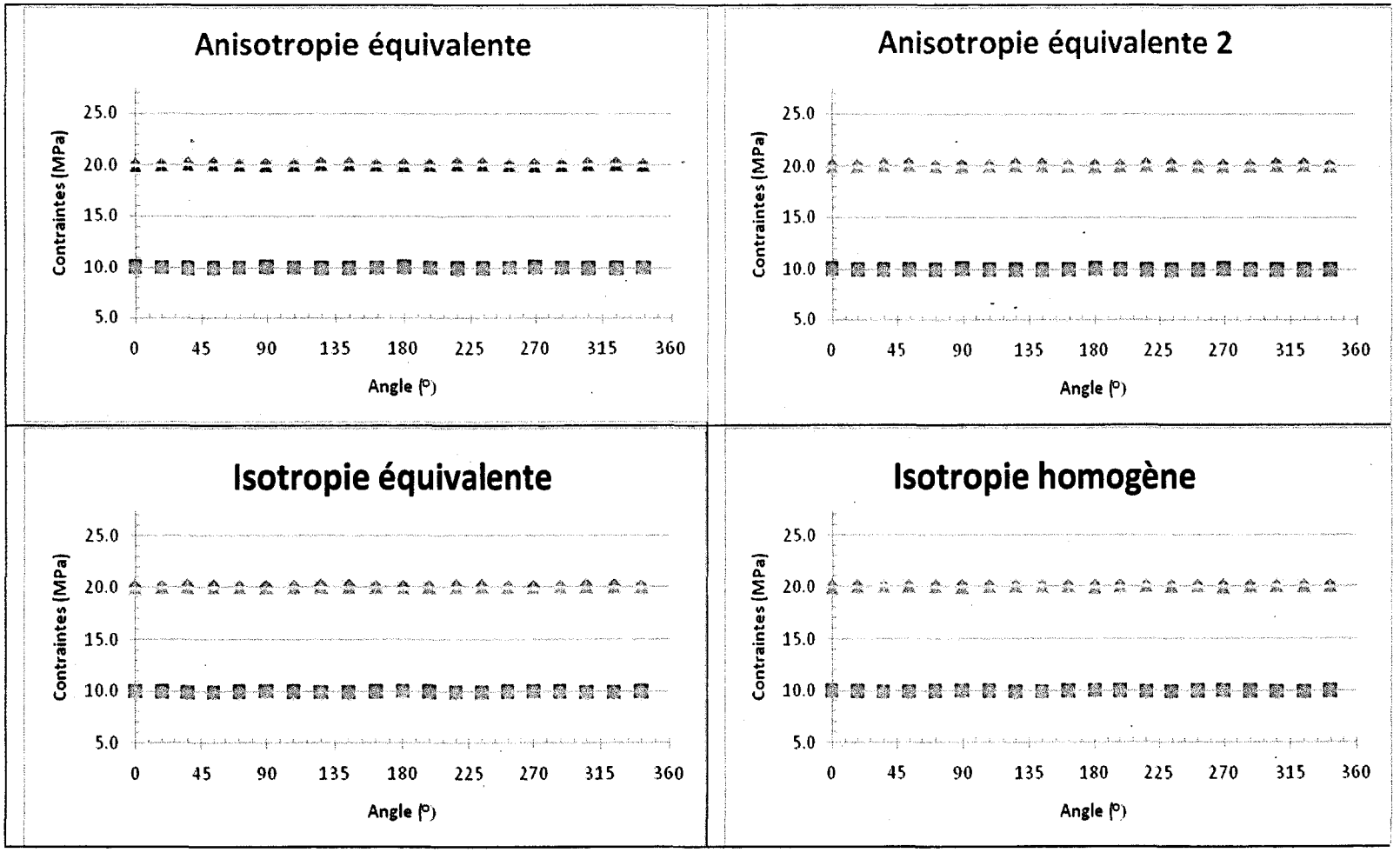


Figure 5.26 : Variation des contraintes recalculées en fonction du positionnement de la jauge – cas homogène

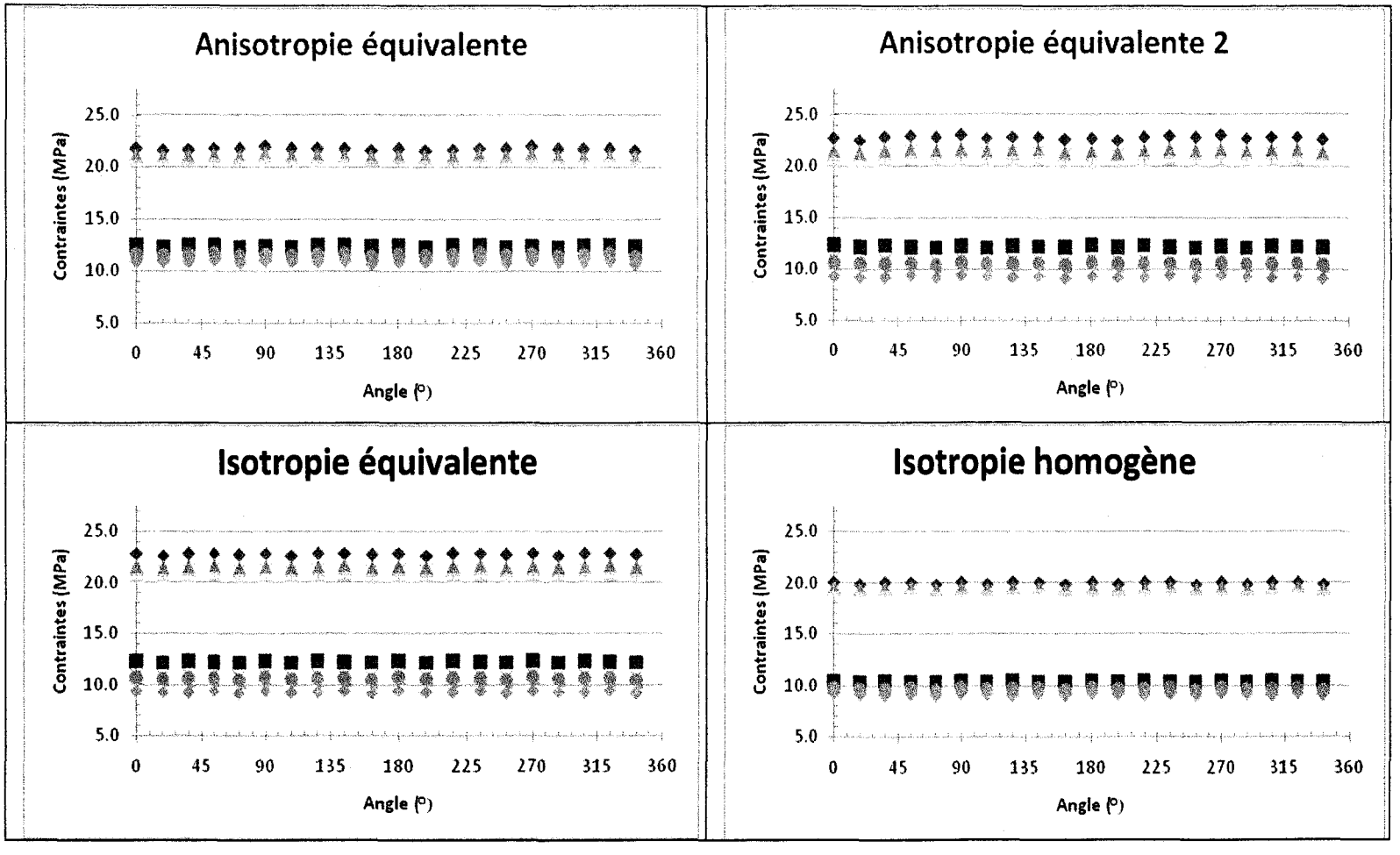


Figure 5.27: Variation des contraintes recalculées en fonction du positionnement de la rosette – (configuration 1)

À partir des résultats obtenus, on peut observer qu'il y a des variations dans les contraintes recalculées en fonction de l'orientation des jauges. Pour mieux quantifier ces observations, le tableau 5.12 montre les valeurs absolues des moyennes arithmétiques des erreurs par rapport aux contraintes appliquées (σ_{xx}=10 MPa et σ_{yy}=20MPa).

Tableau 5.12 : Erreurs sur les contraintes recalculées selon l'orientation de la rosette

	Anisotropie conventionnelle		**Anisotropie modifiée**		**Isotropie équivalente**		**Isotropie homogène**	
	σ_{xx}	σ_{yy}	σ_{xx}	σ_{yy}	σ_{xx}	σ_{yy}	σ_{xx}	σ_{yy}
Homogène	1.11%	0.09%	1.34%	0.11%	1.34%	0.11%	0.89%	0.10%
Configuration 1	15.38%	5.03%	5.58%	6.31%	5.44%	6.38%	3.78%	3.13%
Configuration 2	6.14%	1.43%	1.29%	0.62%	2.68%	0.24%	6.72%	4.23%
Configuration 3	3.25%	12.95%	2.71%	9.63%	2.52%	12.38%	12.99%	21.16%
Configuration 4	23.24%	6.92%	7.57%	9.06%	7.09%	9.31%	4.80%	7.00%
Configuration 5	2.11%	14.72%	10.01%	12.81%	9.68%	12.98%	2.71%	8.13%
Configuration 6	5.00%	3.13%	2.16%	3.30%	2.44%	3.44%	1.68%	3.75%
Configuration 7	11.37%	1.63%	2.58%	1.48%	3.09%	1.76%	0.89%	5.29%
Configuration 8	10.27%	1.42%	1.09%	0.80%	1.31%	0.91%	4.11%	2.67%
Gros agrégats	**10.02%**	**8.21%**	**5.43%**	**7.68%**	**5.48%**	**8.26%**	**6.20%**	**8.73%**
Petits agrégats	**8.88%**	**2.06%**	**1.94%**	**1.86%**	**2.28%**	**2.04%**	**2.23%**	**3.91%**

Le calcul est effectué en ramenant la moyenne des valeurs de contraintes recalculées à la valeur de la contrainte appliquée. Le cas homogène sert de référence : il montre des variations de contraintes recalculées d'environ 1% ou moins. Les erreurs sur les gros agrégats (configurations 1 à 5) généralement sont les plus grandes, atteignant même 23% dans le cas de la configuration 4. Mais, en moyenne, ces erreurs varient entre 5.4% et 10%. Quant aux petits agrégats (configurations 6 à 8), les erreurs y sont globalement inférieures à 5%, sauf pour la contrainte σ_{xx} dans l'approche anisotrope conventionnelle (8.9%). Selon cette méthode de comparaison, même si les gros agrégats sont plus sensibles à l'orientation des jauges, les erreurs restent, en moyenne, inférieures ou égales à 10%. Si cette valeur est acceptable, alors il

est possible d'affirmer que l'orientation de la rosette a peu d'influence sur les résultats de calcul de contraintes.

5.4.2 Défectuosité d'une ou de plusieurs jauges

Les figures suivantes montrent les courbes de récupération obtenues par simulation de la défectuosité de certaines jauges pour la configuration 5. Pour une commodité d'affichage et de lisibilité, seuls les invariants des cas SR = 0.8 sont présentés (figure 5.28). En rappel, trois situations sont analysées :

- défectuosité de la jauge 90° qui fournit seulement 60% de la vraie lecture de déplacement
- défectuosité de la jauge 45° qui fournit seulement 50% de la vraie lecture de déplacement
- défectuosité des jauges 0° et 90° qui fournissent seulement 80% de la vraie lecture de déplacements

Par la suite, les contraintes recalculées selon les quatre approches – en fonction du SR et pour chaque scénario de simulation de la défectuosité – sont présentées aux figures 5.29 à 5.30.

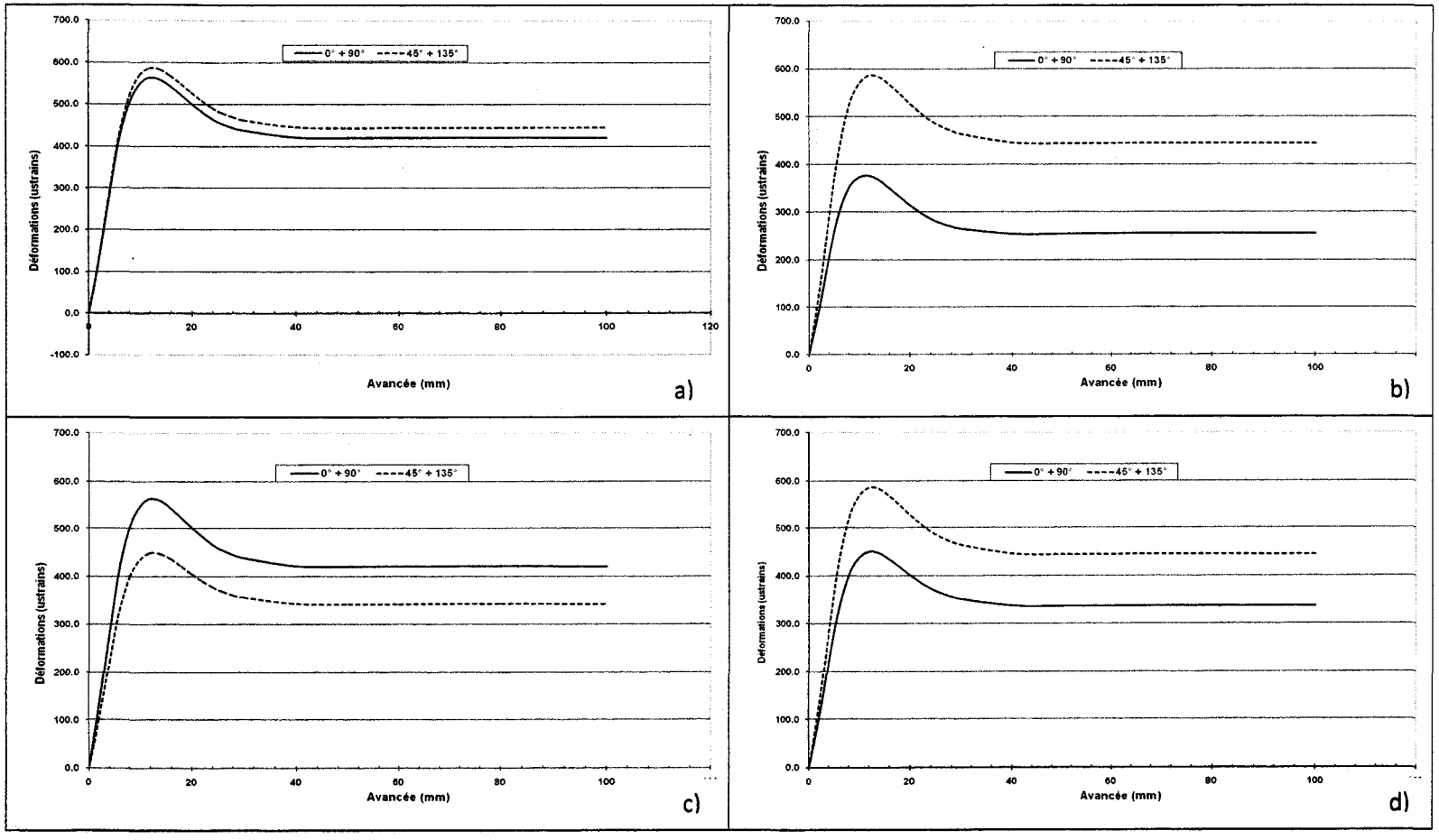


Figure 5.28 : Invariants des courbes de récupération pour des défectuosités de lecture aux jauges de la configuration 5 : a) Jauges correctes b) Défectuosité de la jauge 90° (40%) c) Défectuosité de la jauge 45° (50%) d) Défectuosité des jauges 0° et 90° (20%).

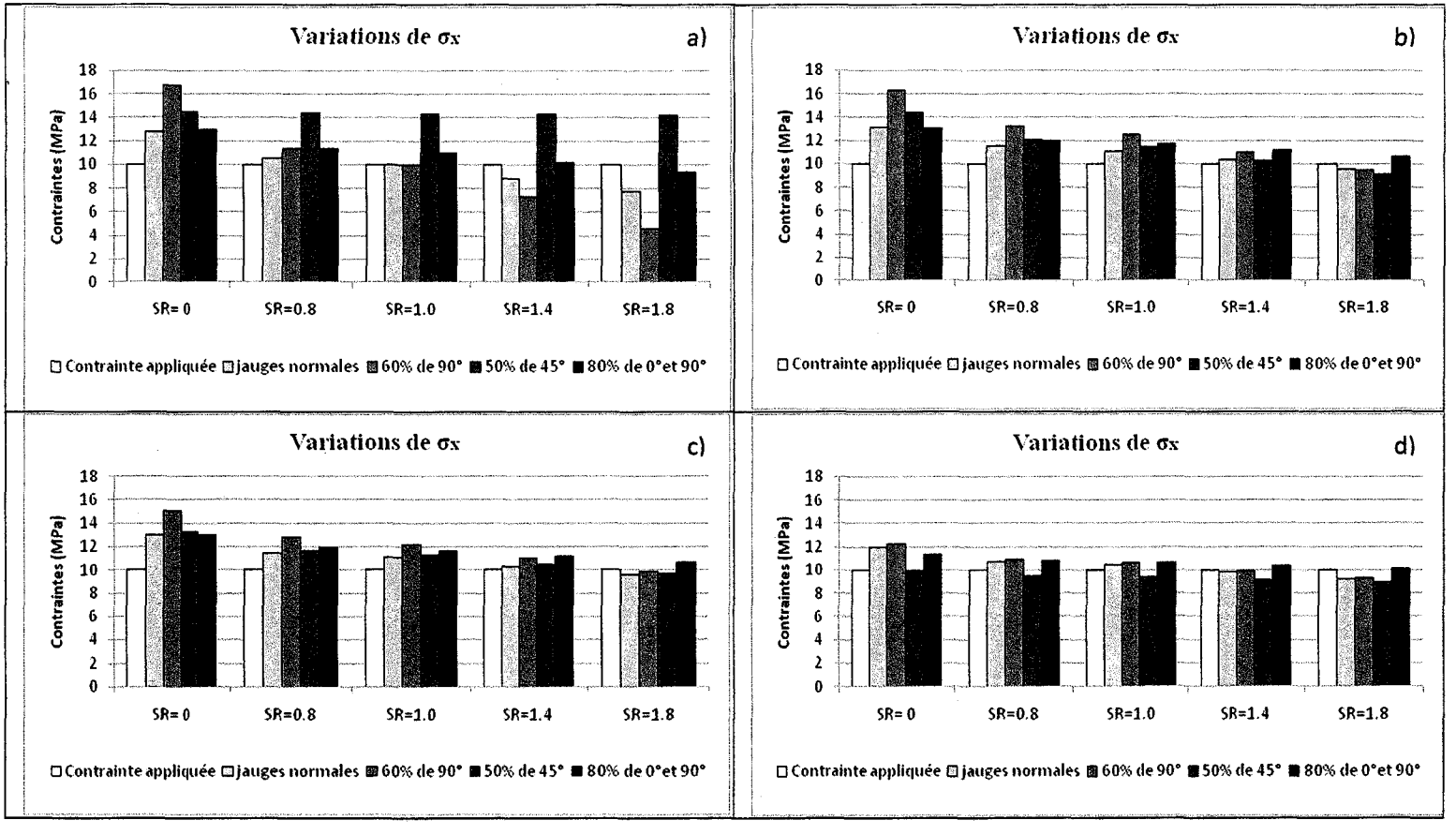


Figure 5.29 : Contraintes recalculées σ_{xx} pour des défectuosités de lecture aux jauges de la configuration 5 : a) Méthode anisotrope b) Méthode anisotrope modifiée c) Méthode isotrope équivalente d) Méthode isotrope homogène

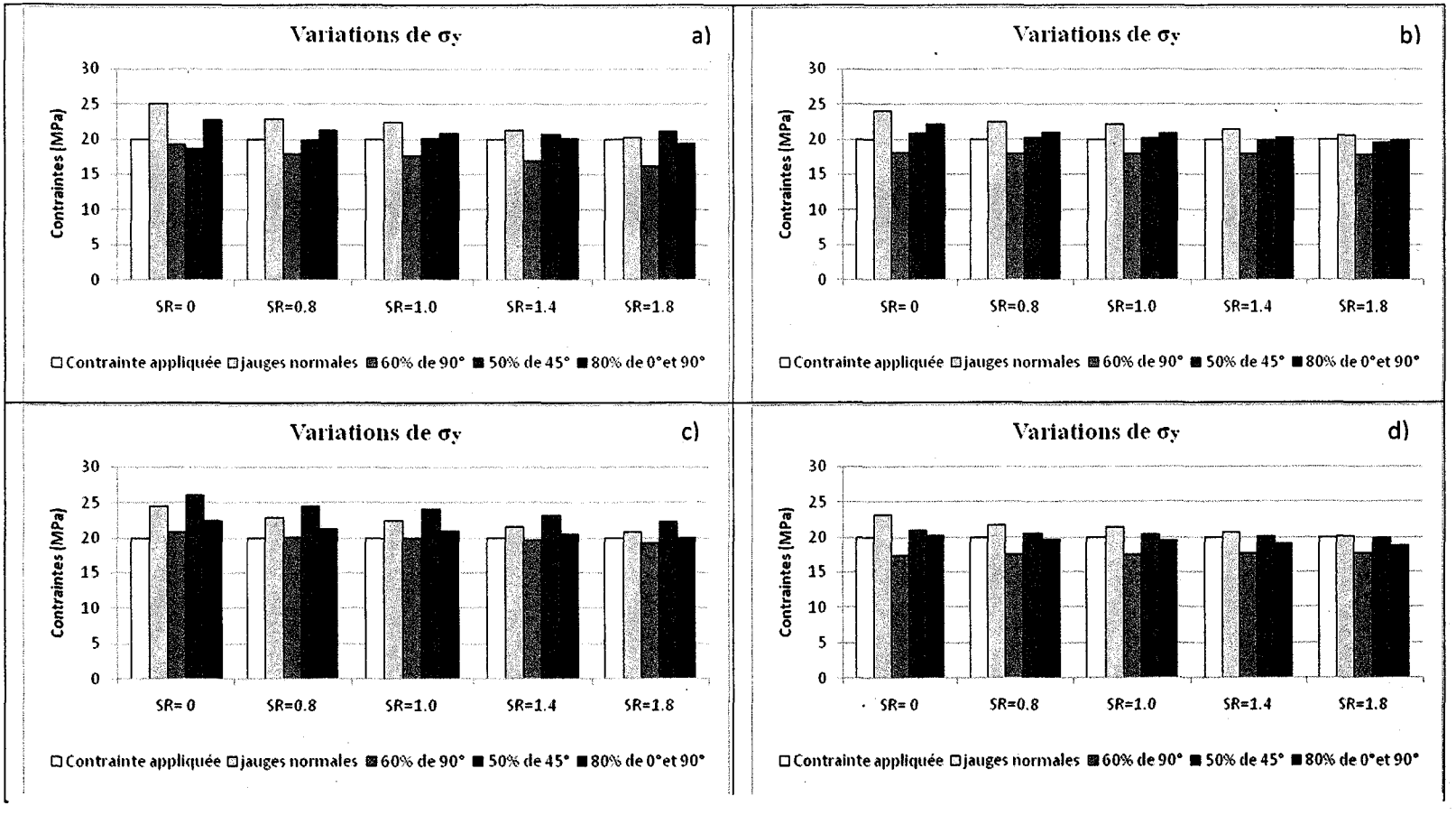


Figure 5.30 : Contraintes recalculées σ_{yy} pour des défectuosités de lecture aux jauges de la configuration 5 : a) Méthode anisotrope b) Méthode anisotrope modifiée c) Méthode isotrope équivalente d) Méthode isotrope homogène

Pour les situations couvertes par l'analyse de sensibilité, les invariants des courbes de récupération montrent qu'on pourrait détecter une éventuelle défectuosité de jauge(s). À la figure 5.28, des écarts d'environ 100 et 200 microdéformations sont observés entre les invariants des situations où la défectuosité a été introduite. Par comparaison, les jauges normales ont un écart maximal d'environ 20 microdéformations. Ce constat indique que l'utilisation des invariants de déformations comme technique de contrôle de la qualité des mesures est justifiée.

Cependant, si on considère que l'erreur de lecture d'une jauge n'a pas été détectée par le géomécanicien responsable des mesures, est-il possible de la déceler lors du calcul des contraintes ? Probablement pas, puisqu'il ne connaît pas les contraintes qu'il mesure et n'aura donc pas de références pour faire des comparaisons. Avec la simulation numérique et dans certaines conditions, il est possible de comparer les valeurs de contraintes selon les défectuosités introduites et selon l'approche de calcul de contraintes utilisée. Cela permet de savoir si les conséquences de ces défectuosités peuvent être atténuées par une des approches. Si on suppose que la contrainte dans l'axe du trou de forage (σ_{yy}) est connue, on peut recalculer les contraintes σ_{xx} et σ_{yy} avec les différentes approches (figures 5.29 et 5.30). Si on suppose une distribution normale des valeurs de contraintes recalculées, et qu'on réalise des tests statistiques pour savoir si les cas de jauges normales se comparent à ceux de jauges altérées, c'est l'approche isotrope équivalente qui donne le moins de dispersion. Dans le tableau 5.13 qui résume les calculs statistiques effectués, les groupes "jauges normales" et "jauges altérées" ne présentent pas des différences de variances significatives (F-test) pour un intervalle de confiance de 95%. Par contre, pour le même intervalle de confiance, le test de Student (T-test) indique des différences significatives dans le calcul de σ_{yy} pour toutes les approches sauf

l'approche isotrope équivalente. Par conséquent, d'après les cas analysés, l'approche isotrope équivalente semble la moins affectée en moyenne par une défectuosité particulière de jauges. Toutefois, il ne faudrait pas perdre de vue que les effets des défectuosités singulières analysées ont pu être modifiés par l'utilisation de la valeur connue de contrainte verticale dans le calcul des contraintes, et par la méthode des moindres carrés utilisée pour calculer les déformations selon les axes x et y.

Tableau 5.13 : Tests statistiques sur les résultats de contraintes calculées en fonction de l'état des jauges (différences significatives en surligné)

		Anisotropie conventionnelle		Anisotropie modifiée		Isotropie équivalente		Isotropie homogène	
		σ_{xx}	σ_{yy}	σ_{xx}	σ_{yy}	σ_{xx}	σ_{yy}	σ_{xx}	σ_{yy}
Jauges normales	Moyenne	10.0	22.4	11.1	22.1	11.1	22.4	10.4	21.4
	Variance	3.7	3.4	1.8	1.7	1.6	1.9	1.1	1.3
Jauges altérées	Moyenne	11.8	19.5	11.9	19.6	11.7	21.7	10.2	19.1
	Variance	10.4	3.2	3.5	1.9	2.0	4.1	0.8	1.7
F-test		**2.8**	**1.1**	**1.9**	**1.1**	**1.2**	**2.2**	**1.3**	**1.3**
F critique		5.9	3.1	3.1	3.1	3.1	3.1	5.9	5.9
T- test		**1.5**	**3.0**	**1.0**	**3.7**	**0.9**	**0.9**	**0.4**	**3.8**
T critique		2.2	2.5	2.3	2.4	2.4	2.2	2.5	2.4

5.5 Le Doorstopper modifié et les milieux hétérogènes

Les résultats de la présente étude démontrent que la technique du Doorstopper modifié s'adapte bien aux milieux hétérogènes à deux phases distinctes. Bien qu'il y ait huit configurations hétérogènes avec différentes tailles, proportions et distributions d'agrégats, les résultats indiquent que la technique est efficace pour les mesures de contraintes dans de tels

milieux; dans le processus d'acquisition des données sur le terrain, l'enregistrement continu a montré ses avantages car les courbes de récupération et les invariants de celles-ci ont pu être étudiées, et la méthode RPR a été appliquée avec succès. Statistiquement, les résultats de calcul de contraintes ont pu être séparés selon la taille des agrégats : en comparant les contraintes calculées, et comme on pouvait s'y attendre, les configurations à gros agrégats ont donné des erreurs plus grandes que celles des petits agrégats.

L'élaboration de trois alternatives pour la détermination des paramètres de déformabilité élastique et le calcul des contraintes a permis de questionner la pertinence de la méthode anisotrope homogène équivalente. Ainsi, dans les conditions de la présente thèse, chacune de ces quatre approches pourrait être utilisée pour trouver le(s) module(s) de Young et le coefficient de Poisson, et pour calculer les contraintes. Même si le coefficient de Poisson obtenu grâce à l'essai de compression diamétrale est différent de celui que fournissent les trois nouvelles approches, une étude de sensibilité a permis de montrer que ces différences n'ont pas un impact notable sur le calcul des contraintes. En plus, les tests statistiques ont montré que pour les cas étudiés, il n'y a pas de différences significatives entre les quatre approches d'obtention des paramètres de déformabilité.

Par ailleurs, les études paramétriques ont indiqué que les orientations de la rosette en fond de trou ont peu d'influence sur les contraintes calculées si on accepte des erreurs de l'ordre de 10%. Cela suggèrerait que les contraintes calculées sont peu sensibles à l'orientation de la rosette en fond de trou. Les études sur la défectuosité éventuelle de jauges montre que l'utilisation de la qualité des invariants de déformations peut permettre de détecter les anomalies.

En définitive, les résultats des analyses sur l'hétérogénéité indiquent que pour des milieux hétérogènes aléatoires comme ceux qui ont été créés, les quatre façons d'obtenir les paramètres de déformabilité et de calculer les contraintes produisent d'excellents résultats. Reste à savoir si les modèles physiques exhiberont les mêmes résultats. L'auteur croit que les simulations effectuées représentent des situations extrêmes où de grandes différences de déformabilité (le module de Young notamment) sont observées : ce serait le cas pour des bétons à composition particulière par exemple. Pour les bétons courants ou les roches en général, les paramètres de déformabilité des différentes composantes du matériau présentent globalement des écarts moindres et une dispersion moins drastiques que celle des simulations de la thèse actuelle. On s'attendrait donc à de meilleurs résultats de calcul de contraintes si des mesures y étaient effectuées parce que ces types de milieux seront globalement plus homogènes que les cas simulés dans la présente étude.

CHAPITRE 6 : ANALYSE ET DISCUSSION DES RÉSULTATS DE L'ÉTUDE DE L'ENDOMMAGEMENT DE LA ROCHE

6.1 Endommagement en fond de trou

En utilisant les indicateurs de plasticité de FLAC^{3D}, il est possible de connaître l'état du fond de trou avant le début de la saignée et des opérations de mesure de contraintes par le Doorstopper modifié. Dans les figures qui suivent, les zones en rupture (block state) et les déformations plastiques de tension (et_plastic) et de cisaillement (es_plastic) en fond de trou seront présentées.

Les cas de chargement triaxial où la contrainte principale majeure σ_1 est appliquée parallèlement à l'axe du trou sont :

- σ_{xx} = 64 MPa · σ_{yy} = 127 MPa · σ_{zz} = 127 MPa
- σ_{xx} = 64 MPa · σ_{yy} = 122 MPa · σ_{zz} = 132 MPa
- σ_{xx} = 64 MPa · σ_{yy} = 117 MPa · σ_{zz} = 137 MPa
- σ_{xx} = 64 MPa · σ_{yy} = 114 MPa · σ_{zz} = 140 MPa

De ces cas, seul celui de σ_{xx} = 64 MPa · σ_{yy} = 117 MPa · σ_{zz} = 137 MPa est présenté à la figure 6.1; il est repris avec tous les autres cas en annexe (Annexe 8).

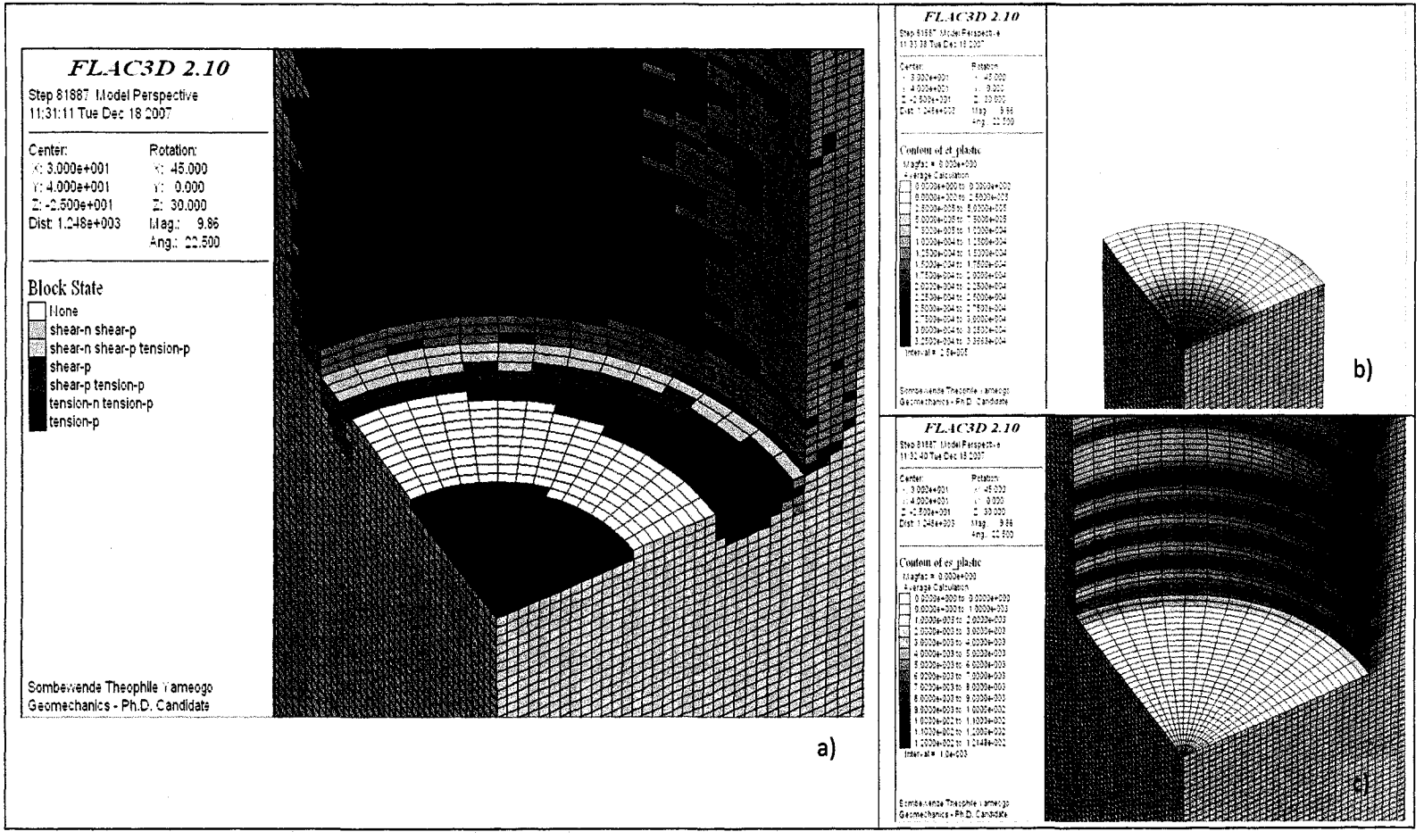


Figure 6.1 : État du fond de trou pour σ_{xx} = 64 MPa · σ_{yy} = 117 MPa · σ_{zz} = 137 MPa. a) zones en rupture (block state). b) Déformations plastiques de tension (et_plastic). c) Déformations plastiques de cisaillement (es_plastic)

Les cas de chargement triaxial où la contrainte principale intermédiaire σ_2 est appliquée parallèlement à l'axe du trou sont :

- $\sigma_{xx} = 64$ MPa · $\sigma_{yy} = 127$ MPa · $\sigma_{zz} = 127$ MPa
- $\sigma_{xx} = 64$ MPa · $\sigma_{yy} = 132$ MPa · $\sigma_{zz} = 122$ MPa
- $\sigma_{xx} = 64$ MPa · $\sigma_{yy} = 137$ MPa · $\sigma_{zz} = 117$ MPa
- $\sigma_{xx} = 64$ MPa · $\sigma_{yy} = 140$ MPa · $\sigma_{zz} = 114$ MPa

De ces cas, seul celui de $\sigma_{xx} = 64$ MPa · $\sigma_{yy} = 137$ MPa · $\sigma_{zz} = 117$ MPa est présenté à la figure 6.2, et repris avec tous les autres cas en annexe (Annexe 8).

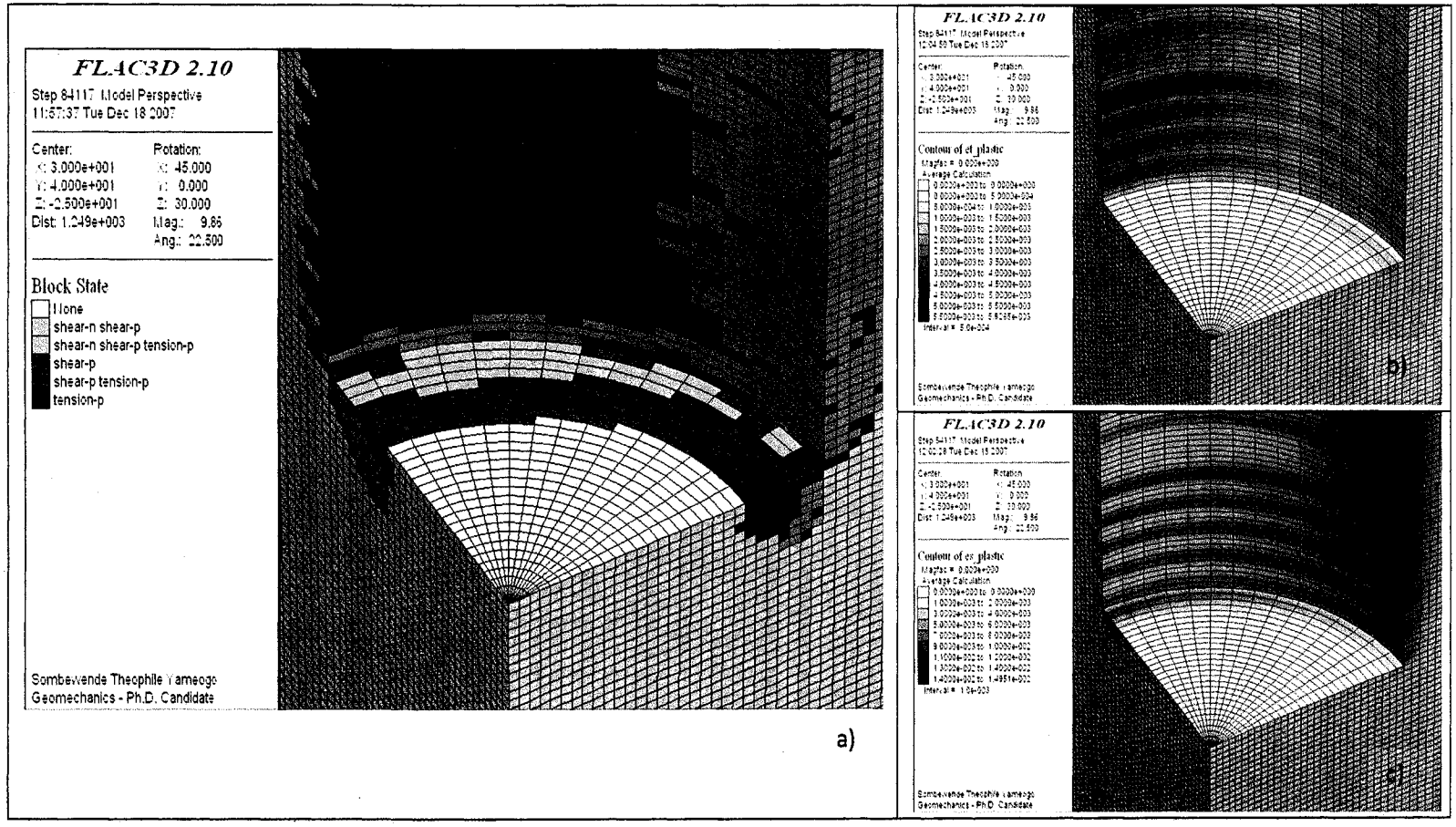


Figure 6.2 : État du fond de trou pour σ_{xx} = 64 MPa · σ_{yy} = 137 MPa · σ_{zz} = 117 MPa. a) zones en rupture (block state). b) Déformations plastiques de tension (et_plastic). c) Déformations plastiques de cisaillement (es_plastic)

Les cas de chargement triaxial où la contrainte principale mineure σ_3 est appliquée parallèlement à l'axe du trou sont :

- $\sigma_{xx} = 127$ MPa · $\sigma_{yy} = 127$ MPa · $\sigma_{zz} = 64$ MPa
- $\sigma_{xx} = 122$ MPa · $\sigma_{yy} = 132$ MPa · $\sigma_{zz} = 64$ MPa
- $\sigma_{xx} = 117$ MPa · $\sigma_{yy} = 137$ MPa · $\sigma_{zz} = 64$ MPa
- $\sigma_{xx} = 114$ MPa · $\sigma_{yy} = 140$ MPa · $\sigma_{zz} = 64$ MPa
- $\sigma_{xx} = 108$ MPa · $\sigma_{yy} = 146$ MPa · $\sigma_{zz} = 64$ MPa
- $\sigma_{xx} = 104$ MPa · $\sigma_{yy} = 150$ MPa · $\sigma_{zz} = 64$ MPa
- $\sigma_{xx} = 100$ MPa · $\sigma_{yy} = 154$ MPa · $\sigma_{zz} = 64$ MPa
- $\sigma_{xx} = 90$ MPa · $\sigma_{yy} = 164$ MPa · $\sigma_{zz} = 64$ MPa

Les cas $\sigma_{xx} = 122$ MPa · $\sigma_{yy} = 132$ MPa · $\sigma_{zz} = 64$ MPa et $\sigma_{xx} = 104$ MPa · $\sigma_{yy} = 150$ MPa · $\sigma_{zz} = 64$ MPa sont présentés ci-dessous; ils sont repris avec tous les autres cas en annexe (Annexe 8).

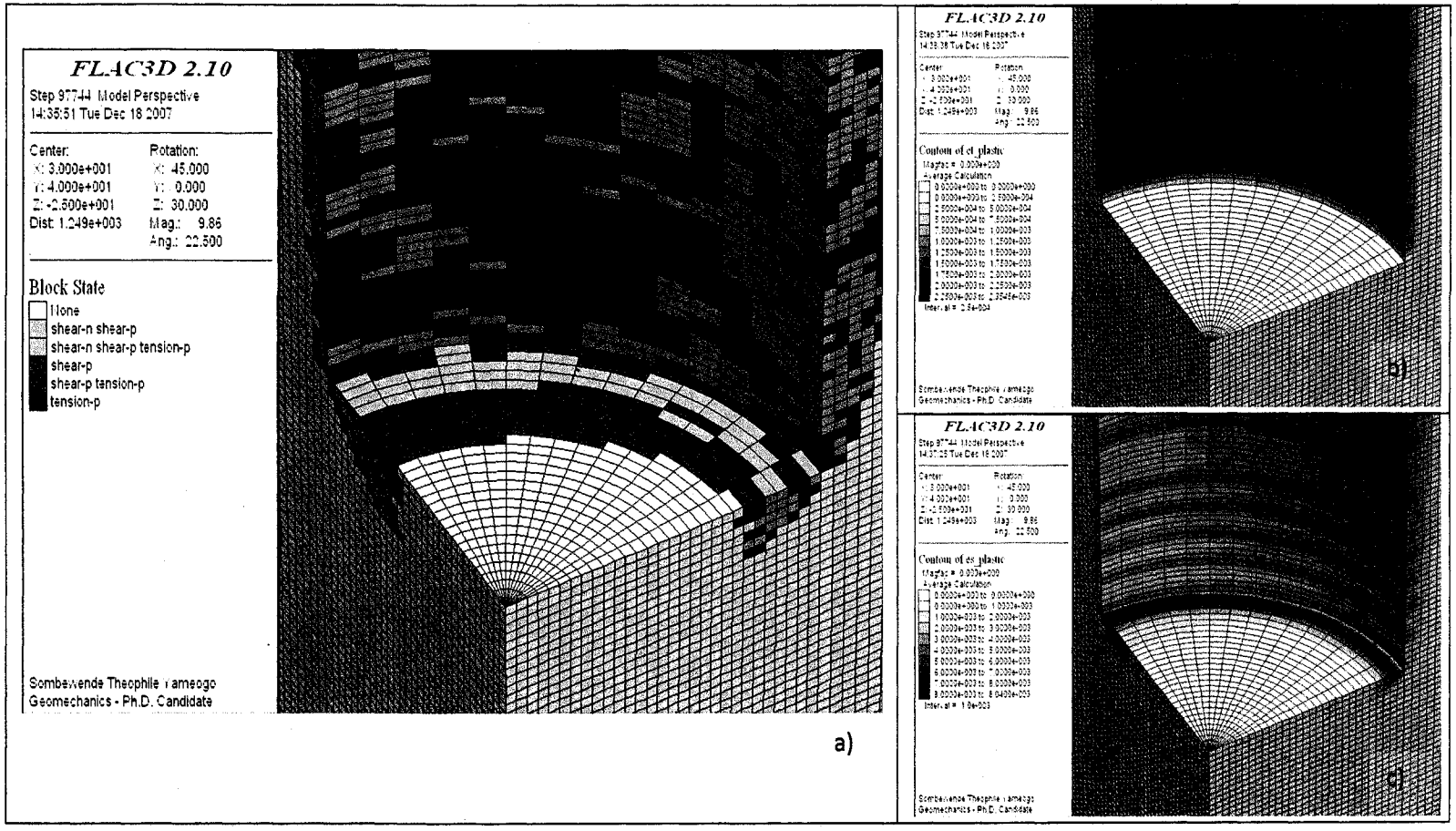


Figure 6.3 : État du fond de trou pour σ_{xx} = 122 MPa · σ_{yy} = 132 MPa · σ_{zz} = 64 MPa. a) zones en rupture (block state). b) Déformations plastiques de tension (et_plastic). c) Déformations plastiques de cisaillement (es_plastic).

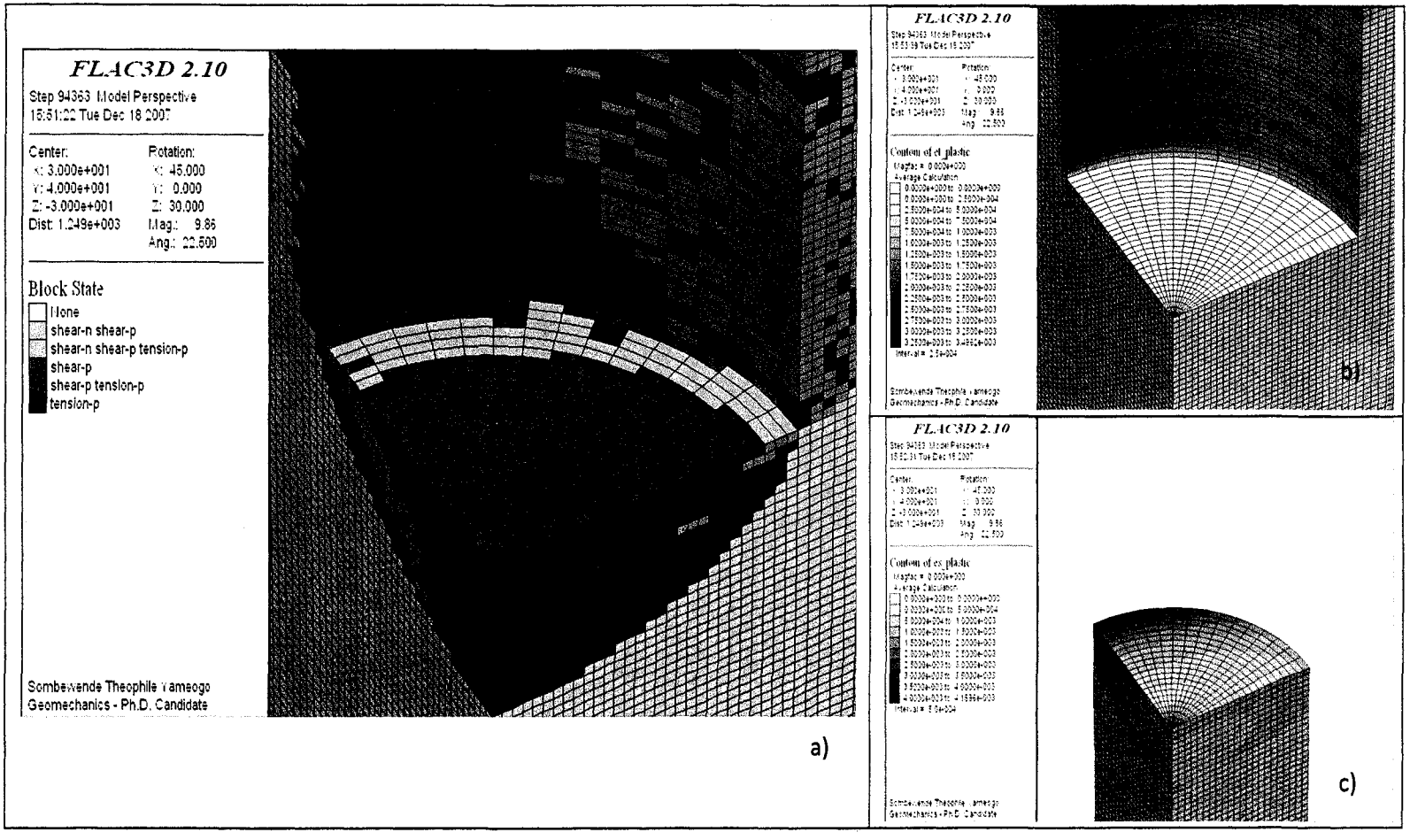


Figure 6.4 : État du fond de trou pour σ_{xx} = 104 MPa · σ_{yy} = 150 MPa · σ_{zz} = 64 MPa. a) zones en rupture (block state). b) Déformations plastiques de tension (et_plastic). c) Déformations plastiques de cisaillement (es_plastic).

En établissant les trois scénarii de chargement selon la contrainte principale préalable appliquée parallèlement à l'axe du trou, il est plus aisé de faire l'analyse et la discussion des résultats obtenus. Ainsi, les figures 6.1 à 6.4 et celles de l'annexe 8 montrent bien que les types de ruptures en fond de trou sont liés à la contrainte principale préalable parallèle à l'axe du trou.

À la figure 6.1 où σ_1 est parallèle à l'axe du trou, on note qu'il y a des ruptures en tension en fond de trou et que celles-ci sont localisées à l'endroit où les jauges sont placées, à la périphérie de la future carotte et quelque peu dans la zone où la saignée aura lieu. Les ruptures en cisaillement sont absentes de la carotte (figures 6.1.a et 6.1.c). Les figures A8.1 à A8.4 montrent l'évolution de l'état du fond de trou au fur et à mesure qu'on augmente la contrainte parallèle à l'axe du trou et qu'on diminue une des contraintes dans le plan du trou. Le constat est que la zone endommagée s'accroît sans pour autant changer le type de ruptures observées.

Si on analyse la figure 6.2 pour laquelle σ_2 est parallèle à l'axe du trou, des ruptures en tension et en cisaillement sont apparentes en fond de trou mais elles ne se passent pas directement dans la zone où la rosette est placée. Ces ruptures sont localisées à la périphérie de la future carotte et dans la future saignée. Les figures A8.5 à A8.7 permettent quant à elles de comprendre qu'une augmentation de la contrainte axiale jumelée à une baisse d'une des contraintes dans le plan du trou fait accroître la taille de la zone en tension en bordure de la future carotte. En d'autres termes, la zone de rupture en tension diminue si la valeur de la contrainte axiale est réduite et que celle d'une des contraintes dans le plan du trou est augmentée de la valeur diminuée.

Les cas où σ_3 est parallèle à l'axe du trou peuvent être subdivisés en deux groupes : un premier pour lequel il n'y a pas de rupture à l'endroit où la rosette est placée, et un deuxième

pour lequel les ruptures se produisent à l'emplacement des jauges. Les figures 6.3 et A8.8 à A8.11 de l'annexe 8 présentent les résultats pour les cas où les ruptures vont plus en profondeur mais hors de la zone de la rosette. Ces ruptures sont principalement en cisaillement et leur zone d'envergure grandit et évolue vers le centre de la future carotte au fur et à mesure qu'on augmente l'écart entre les valeurs des contraintes dans le plan du fond de trou (figures A8.8 à A8.11). C'est d'ailleurs en continuant à augmenter cette différence que le second groupe – pour lequel tout le fond de trou est endommagé en cisaillement – a été créé. Les figures 6.4, A8.12 à A8.14 indiquent des ruptures en cisaillement observées dans tout le fond de trou ainsi que dans une bonne partie des éléments sous-jacents.

Pour comprendre et expliquer les résultats obtenus, il est nécessaire de s'aider des résultats des analyses élastiques et d'examiner les contraintes qu'on enregistre à l'emplacement de la jauge. Les analyses élastiques vont permettre de déceler les cas de chargement pour lesquels les contraintes en fond de trou sont en-deçà, proche ou au-delà de la courbe enveloppe du matériau. En y ajoutant les résultats des analyses élastoplastiques, on va aussi détecter les cas où il ya eu redistribution de contraintes.

La figure 6.5 présente la position des contraintes principales majeure et mineure en fond de trou par rapport à la courbe enveloppe au pic du matériau utilisé. En Rappel, sa résistance à la compression uniaxiale est C_0 = 160 MPa, sa résistance à la tension est T_0 = -9MPa, le coefficient de friction est φ = 13° et la cohésion est c = 61 MPa. Les symboles pleins représentent les cas élastiques tandis que les symboles vides correspondent aux cas élastoplastiques. Le triplet de valeurs représente les contraintes appliquées σ_{xx}, σ_{yy} et σ_{zz} respectivement. Il faut noter que le cas 64_127_127 n'appartient pas strictement au groupe où σ_1 est parallèle à l'axe du trou, ni à celui où σ_2 est parallèle à l'axe du trou, étant donné que σ_1

est égale σ_2 dans ce cas. Pour toutes les analyses élastoplastiques, les paires de contraintes (σ_1, σ_3) lues en fond de trou sont en dessous de la courbe enveloppe, ce qui est normal étant donné qu'il y a redistribution des contraintes lorsque la résistance de la roche est atteinte. Mais, comme dans les analyses élastiques, on ne permet pas de rupture, les paires de contraintes (σ_1, σ_3) lues en fond de trou peuvent être situées au-delà de la courbe enveloppe. En comparant les positions entre les paires des analyses élastiques et les paires des analyses élastoplastiques, on peut tirer les observations suivantes.

On remarque que pour le scénario où la contrainte principale majeure préalable est parallèle à l'axe du trou, les paires de contraintes (σ_1, σ_3) lues en fond de trou dans les cas élastiques sont au-delà de la courbe enveloppe : il y a donc rupture et redistribution de contraintes. Pour ce scénario, la contrainte σ_3 est en tension. Cela explique les ruptures en tension observées en fond de trou (figures 6.1, A8.1 à A8.4). Et plus on augmente la contrainte parallèle à l'axe du trou et qu'on diminue une des contraintes dans le plan, plus la contrainte en tension σ_3 est grande : c'est la raison pour laquelle la zone d'endommagement en fond de trou s'agrandit.

Concernant le scénario où la contrainte principale intermédiaire préalable est parallèle à l'axe du trou, la contrainte en fond de trou σ_3 reste en tension et les paires de contraintes (σ_1, σ_3) sont en dessous de la courbe enveloppe. On s'attendrait alors à n'observer aucune rupture en fond de trou à l'emplacement des jauges comme le montrent les indicateurs de plasticité de la figure 6.2 du cas 64_137_117. Mais, les valeurs de contraintes en fond de trou sont quand même affectées par les ruptures en périphérie de la carotte, et c'est ce qui expliquerait que les paires de contraintes (σ_1, σ_3) élastiques ne sont pas identiques aux paires de contraintes (σ_1, σ_3) élastoplastiques.

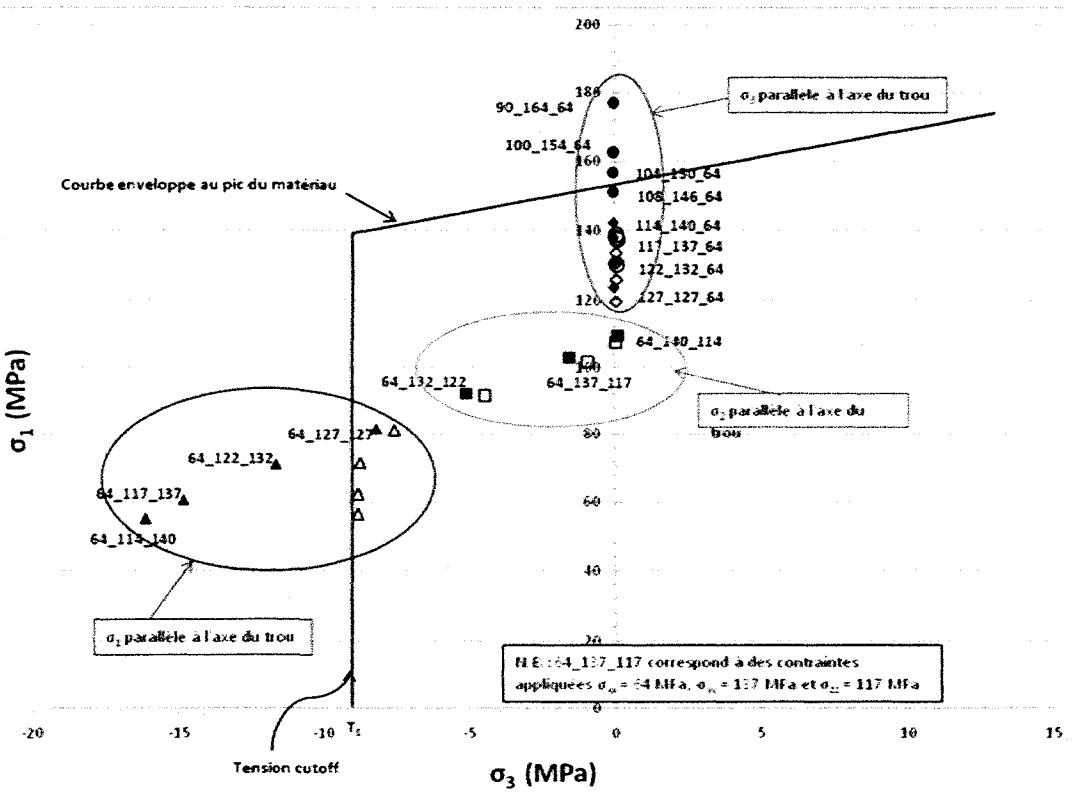


Figure 6.5 : Contraintes en fond de trou lues à l'emplacement de la rosette pour les analyses élastiques (symbole pleins) et élastoplastiques (symboles vides) dans l'espace σ_1 - σ_3 en fond de trou.

Les résultats des chargements pour lesquels la contrainte principale mineure préalable est parallèle à l'axe du trou de forage indiquent que σ_3 est nulle en fond de trou dans l'espace σ_1 - σ_3 en fond de trou (figure 6.5). Il a fallu alors changer d'espace afin d'expliquer les observations relevées à l'aide des indicateurs de plasticité de FLAC^{3D}. À la figure 6.6, l'intérêt a plutôt été porté sur les valeurs de contraintes horizontales dans le plan du fond de trou, σ_1 pour la contrainte horizontale majeure et σ_2 pour la contrainte horizontale mineure.

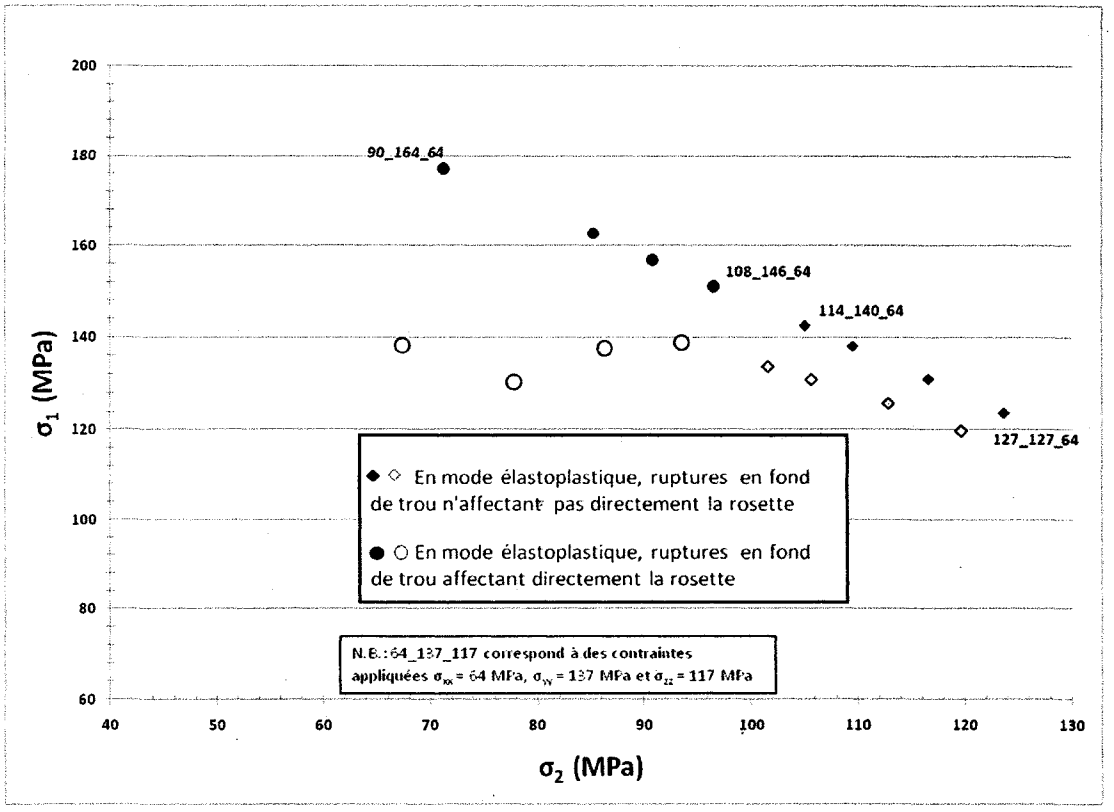


Figure 6.6 : Contraintes en fond de trou lues à l'emplacement de la rosette pour les analyses élastiques (symbole pleins) et élastoplastiques (symboles vides) dans l'espace σ_H - σ_h.

Lorsqu'on analyse les cas où la contrainte principale mineure préalable est parallèle à l'axe du trou, on remarque que plus on augmente l'écart entre les contraintes appliquées dans le plan du trou, plus la réponse du modèle crée un écart important des contraintes horizontales en fond de trou. Ainsi, pour le cas 127-127-64, les contraintes horizontales sont semblables (120 MPa) alors que leur différence pour le cas extrême 90-164-64 atteint 100 MPa et 70 MPa dans les analyses élastiques et élastoplastiques respectivement. Comme la nature ne supporte pas ce déséquilibre et qu'on est en état de compression, un glissement va avoir lieu afin de rétablir l'équilibre, d'où les ruptures en cisaillement observées en fond de trou.

En définitive, pour les cas qui ont été simulés, trois situations d'endommagement peuvent être déduites de ces analyses du fond de trou :

- si la contrainte principale majeure est appliquée parallèlement à l'axe du trou de forage, des ruptures en tension sont observées en fond de trou à l'endroit où la rosette est placée, à la périphérie de la future carotte et dans la future saignée. Cet endommagement n'est presque pas prolongé en profondeur.
- si la contrainte principale intermédiaire est appliquée parallèlement à l'axe du trou de forage, des ruptures en tension et en cisaillement sont présentes dans la future carotte et la future saignée mais pas à l'emplacement de la rosette. Il y a cependant une influence importante de cet endommagement au niveau de l'emplacement des jauges.
- si la contrainte mineure est appliquée parallèlement à l'axe du trou de forage, des ruptures en cisaillement se développent de la périphérie de la future carotte vers le centre et ce, au fur et à mesure que l'écart grandit entre les valeurs de contraintes appliquées dans le plan du trou. Au début, la rosette n'est pas très affectée mais elle le sera complètement par la suite.

Dans les lignes qui vont suivre, la carotte récupérée dans FLAC^{3D} est analysée pour comprendre les modes de ruptures qui sont observés lors du relâchement des contraintes, c'est-à-dire la libération de la carotte par la saignée.

6.2 La carotte à la fin de la saignée

À la fin de la saignée, les déformations plastiques de cisaillement et de tension permettent d'avoir une idée du type d'endommagement de la carotte. Les cas illustrés à la section 6.1 pour le fond de trou sont repris dans les figures 6.7 à 6.10 pour montrer l'état de la carotte récupérée. Les figures de l'ensemble des cas étudiés sont présentées à l'annexe 9.

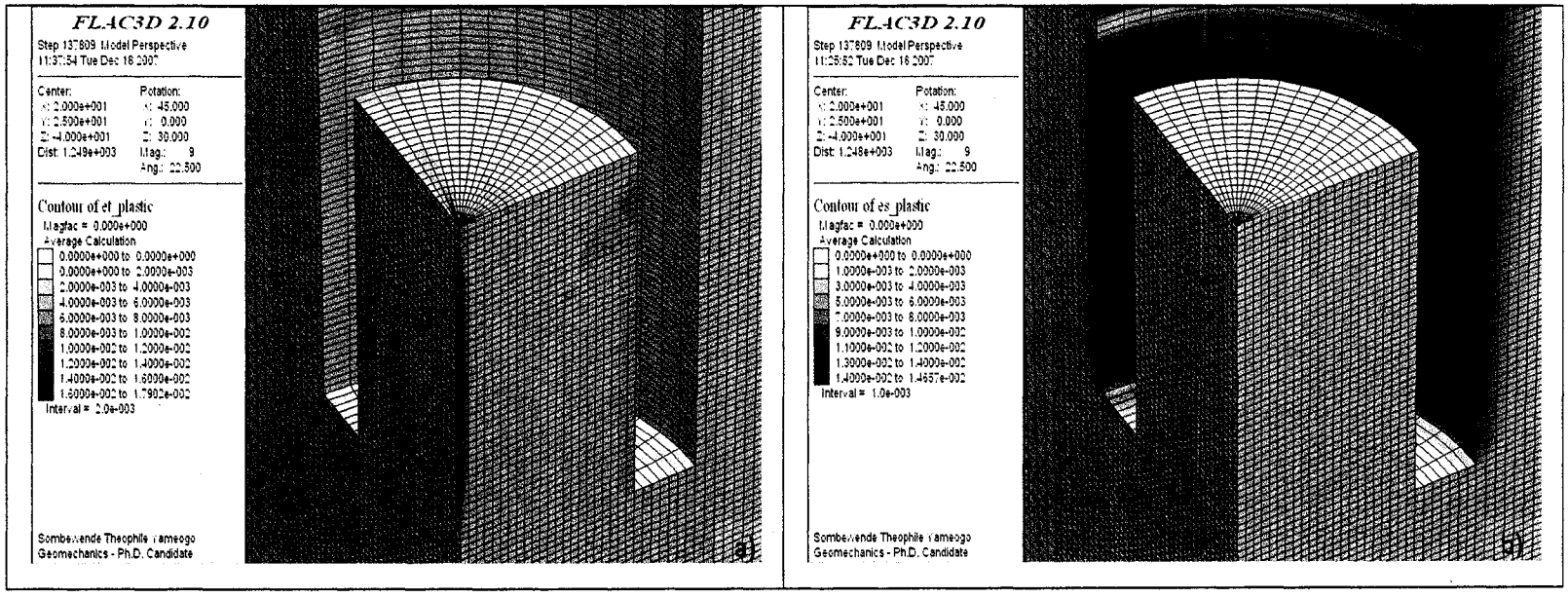


Figure 6.7 : État de la carotte à la fin de la saignée pour σ_{xx} = 64 MPa · σ_{yy} = 117 MPa · σ_{zz} = 137 MPa. a) Déformations plastiques de tension (et_plastic). b) Déformations plastiques de cisaillement (es_plastic)

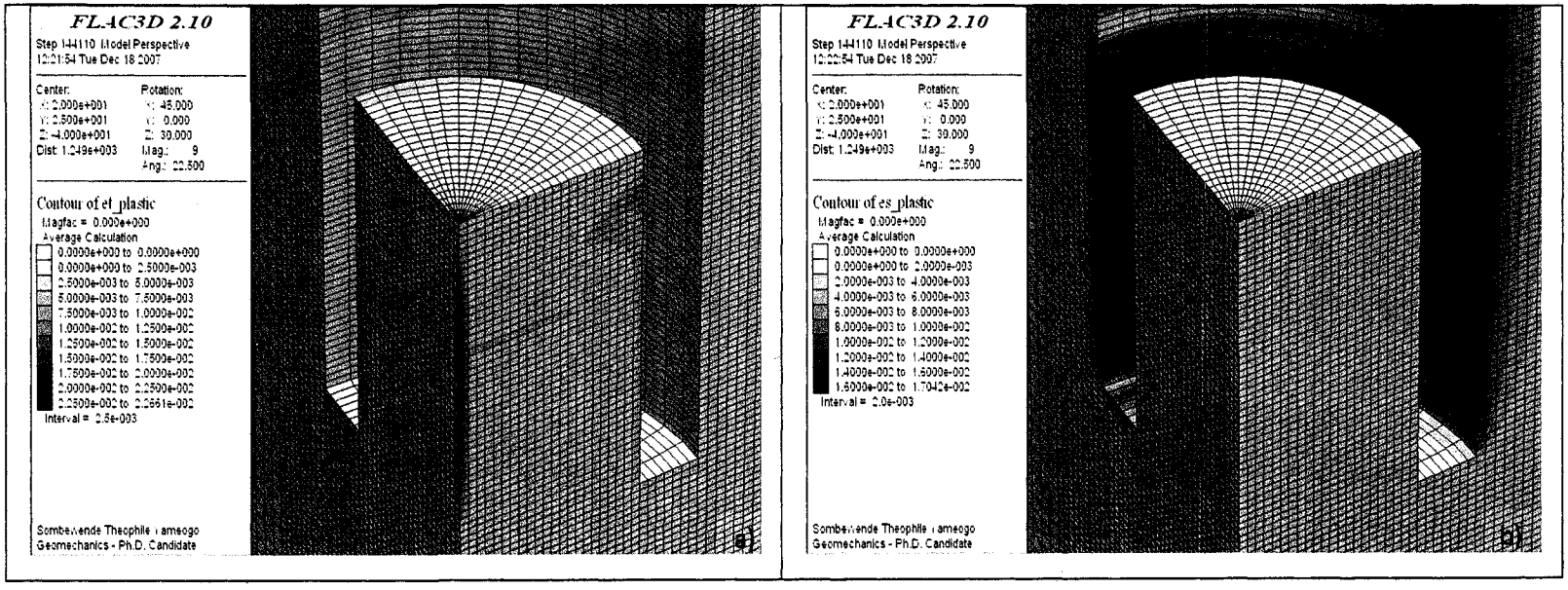


Figure 6.8 : État de la carotte à la fin de la saignée pour σ_{xx} = 64 MPa · σ_{yy} = 137 MPa · σ_{zz} = 117 MPa. a) Déformations plastiques de tension (et_plastic). b) Déformations plastiques de cisaillement (es_plastic)

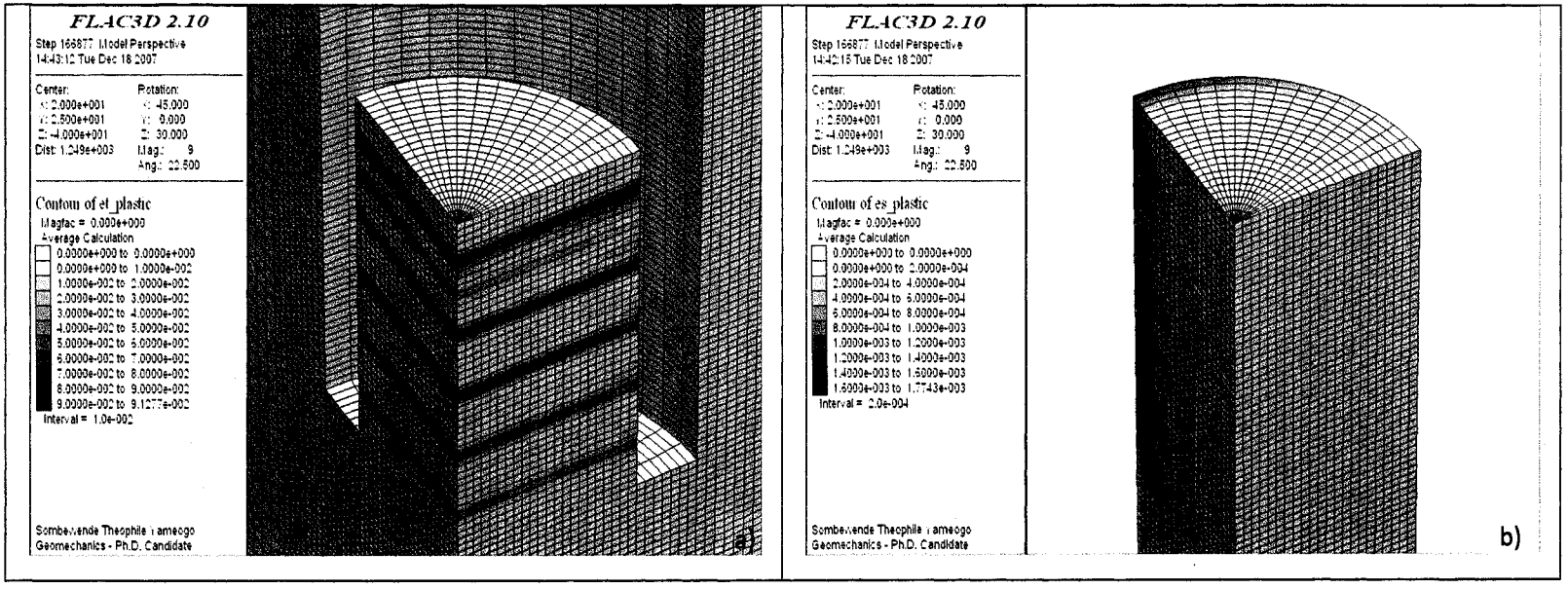


Figure 6.9 : État de la carotte à la fin de la saignée pour σ_{xx} = 122 MPa · σ_{yy} = 132 MPa · σ_{zz} = 64 MPa. a) Déformations plastiques de tension (et_plastic). b) Déformations plastiques de cisaillement (es_plastic).

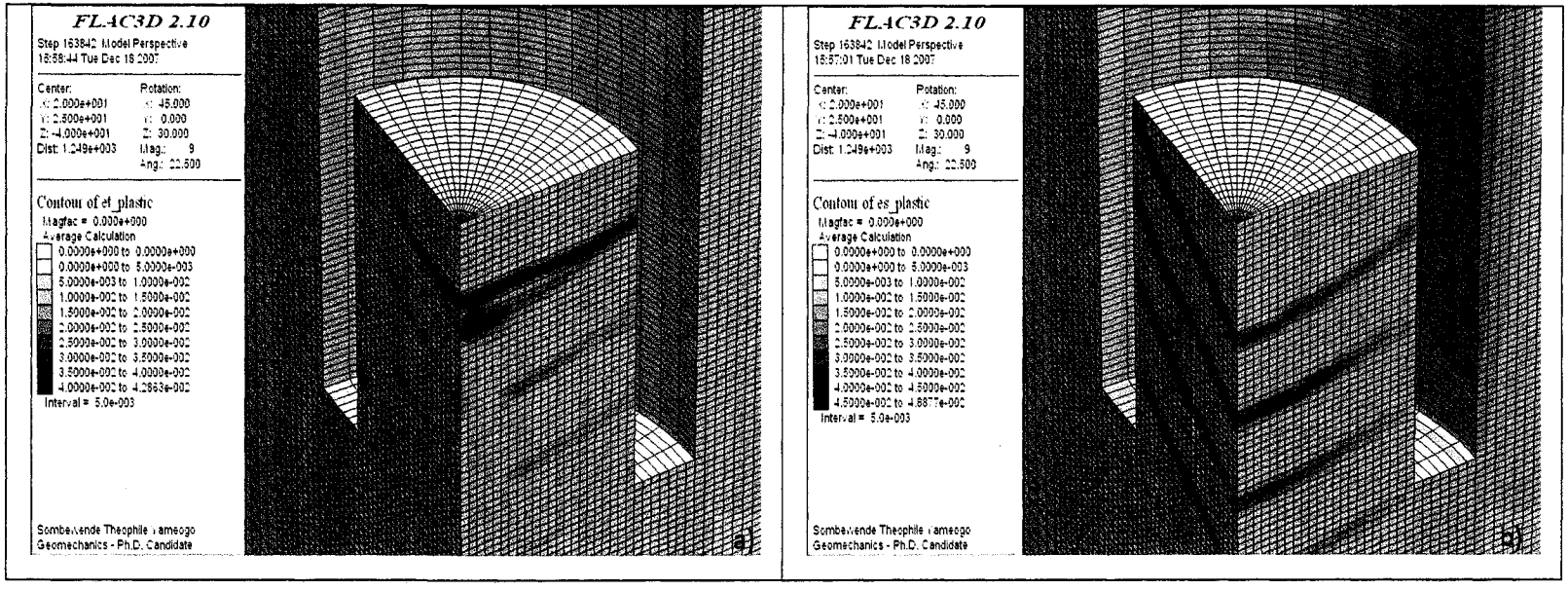


Figure 6.10 : État de la carotte à la fin de la saignée pour σ_{xx} = 104 MPa · σ_{yy} = 150 MPa · σ_{zz} = 64 MPa. a) Déformations plastiques de tension (et_plastic). b) Déformations plastiques de cisaillement (es_plastic)

Pour tous les cas où la contrainte principale majeure préalable est parallèle à l'axe du trou, seules des ruptures en tension sont présentes dans la carotte récupérée. À l'endroit où la rosette est placée, la rupture est orientée parallèlement à la contrainte horizontale majeure (figures 6.7, A9.1 à A9.4). Cette rupture provient du fait que lorsqu'on libère la carotte, le fond de trou est en tension à un moment donné, et la contrainte σ_{zz}, qui donne une contrainte en fond de trou en tension, se superpose à la plus petite des contraintes en fond de trou qui est σ_{xx} : comme les contraintes σ_{zz} et σ_{xx} ensemble sont plus élevées que σ_{yy}, alors il y a rupture en tension parallèlement à σ_{yy}. D'autres ruptures en tension sont visibles le long de la ligne centrale de la carotte; or, le manuel de FLAC^{3D} fait remarquer que lorsque les ruptures sont parallèles à une frontière géométrique, elles ne sont pas réalistes car elles sont influencées par une entité qui n'est pas physique. Donc, ces ruptures pourraient être attribuées à des problèmes numériques. Dans le deuxième groupe d'analyses (figures 6.8, A9.5 à A9.7), on remarque qu'il n'y a que des ruptures irréalistes en tension le long de la ligne centrale de la carotte et quelque peu en périphérie. On note aussi un début de discage du centre vers l'extérieur de la carotte dans les chargements 64-137-117 et 64-140-114 (figures A9.6 et A9.7).

Quant aux chargements triaxiaux pour lesquels la contrainte appliquée parallèle à l'axe du trou est la contrainte principale mineure, des ruptures en tension et en cisaillement sont observées avec une prédominance de l'une ou de l'autre. Pour les cas où on avait de l'endommagement à l'emplacement de la rosette en fond de trou, la carotte récupérée exhibe des ruptures en tension sous la forme de disques à espacement régulier (figures 6.9 et A9.8 à A9.11). Des ruptures en cisaillement sont présentes dans la zone jouxtant la saignée, mais elles ne sont pas bien nettes comme le discage. Par contre, dans les cas où l'endommagement en fond de trou était présent à l'endroit où se trouve la rosette, ce sont plutôt des ruptures en

cisaillement plus prononcées qui prennent place dans la carotte récupérée (figures 6.10 et A9.12 à A9.15). On note bien le passage entre la prédominance du discage seul et celle des ruptures mixtes (discage et cisaillement) entre les cas 114-140-64 (figure A9.11), 108-146-64 (figure A9.12) et 104-150-64 (figure A.9.13). Au cours de ce passage, la bande oblique de cisaillement prend de plus en plus d'importance jusqu'à devenir le phénomène principal. Des débuts de discage restent quand même visibles au centre de la carotte, ce qui vient confirmer les conclusions de Corthésy et Leite (2008) sur la coexistence des deux modes de rupture.

Par conséquent, l'état de l'endommagement du fond de trou peut être un indicateur des types de ruptures qui seront visibles dans la carotte récupérée. Lorsque le fond de trou présente des ruptures en tension seule ou des ruptures en tension et en cisaillement, la carotte récupérée présentera de l'endommagement en tension dans la carotte. En plus de la rupture au centre de la carotte, d'autres se développeront en périphérie. Pour les cas où un endommagement en cisaillement est prédominant en fond de trou, on obtiendra un discage dans la carotte récupérée (pour ceux qui ne présentent pas d'endommagement à la rosette en fond de trou) ou des ruptures en cisaillement et en tension répétées (pour ceux dont le fond de trou est totalement endommagé). Même si Corthésy et Leite (2008) ont déjà expliqué les mécanismes d'endommagement dû à la tension et au cisaillement, nos analyses, parce qu'elles sont tridimensionnelles et qu'elles englobent une plus grande diversité de cas, permettent de lier ces mécanismes à l'état du fond du trou avant le début de la saignée, lui-même relié à l'état de chargement triaxial.

Un autre fait très important à mentionner dans ces analyses est la forme des zones de ruptures. Pour les cas de discage, les formes des ruptures en tension observées dans les résultats de la thèse correspondent à celles que Haimson (1997) puis Song et Haimson (1999) avaient

observées à partir d'essais expérimentaux au laboratoire et d'examen de carottes de forage. Ces auteurs avaient affirmé que l'axe de la partie creuse de la rupture (rupture en tension) des disques en forme de selle à cheval (*saddle-shaped disk*) indiquait la direction de la plus forte contrainte horizontale σ_H. Lim et al (2006) précisent que c'est la différence entre les valeurs des contraintes horizontales qui est à l'origine de cette forme : pour les cas de ruptures en tension dans la carotte, les triplets 127-127-64 (figure A9.8) et 122-132-64 (figures 6.9 et A9.9), présentent un discage dont la forme est horizontale car σ_{xx} et σ_{yy} appliquées ont des valeurs semblables. Quant aux triplets 117-137-64 (figure A9.10) et 114-140-64 (figure A9.11), les ruptures sont toujours en tension mais on note une légère courbure dans la forme de la première rupture. Ce changement de forme peut être attribué à la plus grande différence entre les contraintes appliquées σ_{xx} et σ_{yy}. Pour mieux percevoir la forme complète de cette rupture, les déformations en tension et les coordonnées des centroïdes correspondants ont été combinées pour reconstituer la forme complète. La figure 6.11 présente la forme complète de la première rupture en tension dans le cas 114-140-64 et confirme que l'axe de la partie creuse de la rupture indique la direction de la plus forte contrainte horizontale σ_H. En effet dans le triplet 114-140-64, $\sigma_{xx} = \sigma_h = 114$ MPa, et $\sigma_{yy} = \sigma_H = 140$ MPa.

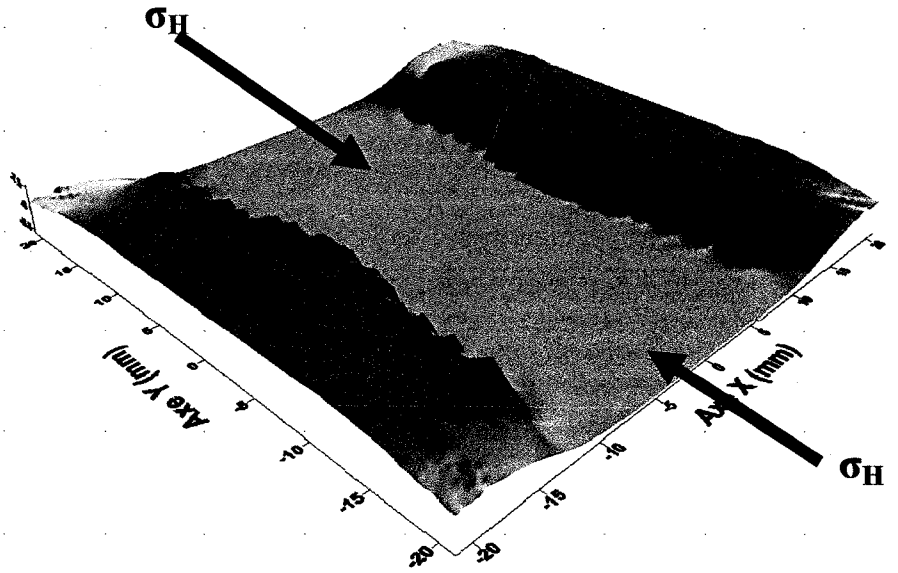


Figure 6.11 : Forme de selle à cheval reconstituée à partir des ruptures en tension dans la carotte du cas 114-140-64

En ce qui concerne les analyses où les ruptures en cisaillement sont prédominantes, les résultats de la présente étude démontrent que c'est plutôt la direction de la contrainte horizontale minimale σ_h qui est parallèle à l'axe du creux de la rupture. Pour le cas 108-146-64 (figure A9.12) par exemple, si on combine ensemble les déformations élastiques et plastiques en tension et en cisaillement par l'indicateur *shear strain increment* (*ssi*), et qu'on récupère les coordonnées des centroïdes des zones à valeurs de *ssi* élevées dans la carotte, on arrive à reconstituer la forme en selle de cheval pour la première rupture. La morphologie de la rupture et l'orientation des contraintes dans le plan du trou confirme que l'axe du creux correspond bien à σ_h (figure 6.12). Il en est de même pour les trois autres cas pour lesquels les mêmes types de ruptures sont observés (figures A9.12 à A9.15)

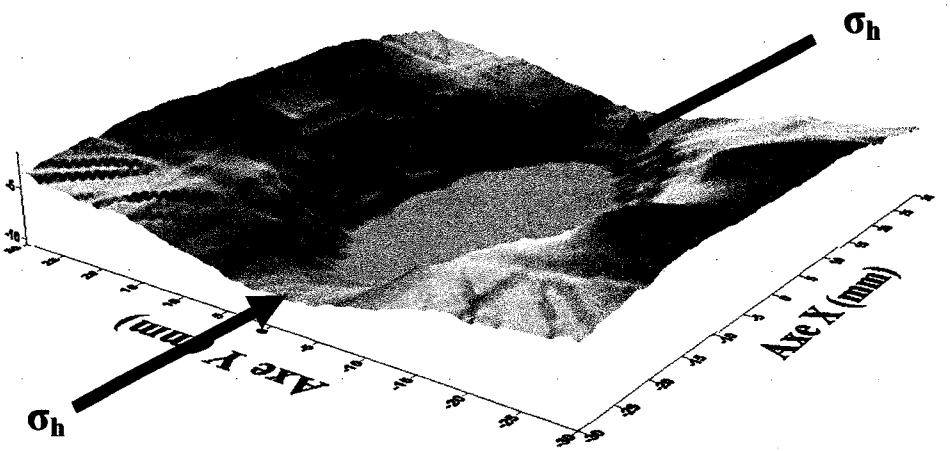


Figure 6.12 : Forme de selle à cheval reconstituée à partir des ruptures dans le cas 108-146-64

L'explication de ce changement d'orientation proviendrait des mécanismes en jeu dans la propagation de rupture en tension ou en cisaillement. Pour les ruptures en tension, la forme de selle à cheval est due au fait que la rupture se propage parallèlement à la ligne de moindre résistance (plan du fond du trou car la contrainte axiale et verticale y est nulle) et se redresse vers la plus faible des contraintes horizontales qui est σ_h (Harrison & Hudson, 1997, pp. 177-178). À l'opposé, la rupture en cisaillement prend naissance à environ 40° de la contrainte maximale σ_H et se propage obliquement vers la direction de la contrainte minimale σ_h (Ramsey & Chester, 2004). L'axe du creux de la selle à cheval est donc parallèle à la contrainte minimale σ_h. Pour les cas de ruptures mixtes dominées par le cisaillement, la propagation oblique de la rupture en cisaillement intercepte la propagation horizontale de la rupture en tension avant que celle-là ne se redresse vers σ_h. La forme de la rupture est donc dominée par l'orientation de la propagation de la rupture en cisaillement, c'est-à-dire parallèle à la contrainte minimale σ_h.

On aura noté dans les figures qui ont permis d'expliquer les types de rupture en fond de trou et dans la carotte que la paroi du trou subit elle aussi un endommagement. Dans le prochain paragraphe, il sera question de l'état de la paroi au cours du processus de carottage et de saignée.

6.3 Endommagement à la paroi du trou

Que ce soit lors de l'exécution du trou pilote ou lors de la saignée, la paroi du trou de forage montre des ruptures mixtes en tension et en cisaillement pour les situations qui ont été simulées. À la figure 6.13 et à l'annexe 10, une coupe transversale à z = 100 mm du fond de trou a été réalisée pour montrer l'état plastique des zones.

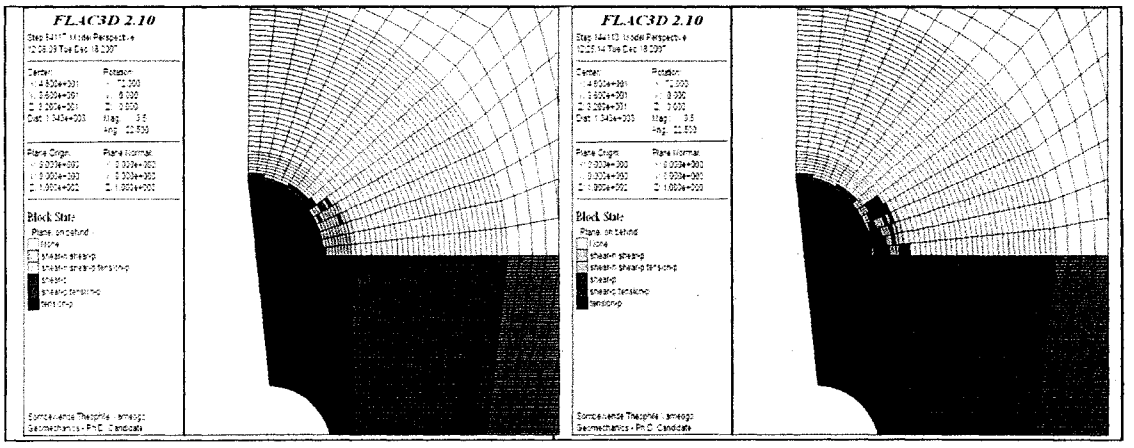


Figure 6.13 : État de la paroi en fond de trou et à la fin de la saignée pour 64-137-117

On note que ces ruptures sont présentes dans une bande d'éléments tout le long de paroi et s'arrêtent au niveau d'avancement du forage. En plus, entre le fond de trou et la fin de la saignée, l'état de la paroi se détériore plus car on note un accroissement des couleurs foncées, signe que plus d'éléments sont en rupture. On peut donc affirmer que pour tous les cas

analysés, la paroi est continuellement endommagée au fur et à mesure que le forage se déroule. Ce constat pourrait avoir un impact crucial sur la validité des techniques de mesures de contraintes pour lesquelles les mesures sont réalisées à la paroi du trou, surtout que dans la réalité, des forces additionnelles dues à l'outil endommagent aussi la paroi lors du forage réel. Un paragraphe ultérieur reviendra sur ce point.

6.4 Les effets de l'endommagement

Dans cette section, les effets de l'endommagement sur les courbes de récupération et le calcul des contraintes sont abordés afin de faire ressortir les conséquences des ruptures sur la qualité des mesures et leur interprétation.

6.4.1 Courbes de récupération

Pour chacun des cas analysés en mode élastoplastique, il existe une étude en mode élastique. Les figures qui suivent permettent de comparer les courbes de récupérations selon le mode d'analyse utilisé. Sur chaque graphe, le triplet de chiffres correspond au triplet de contraintes; par exemple 104 – 150 – 64 fait référence au cas de chargement triaxial suivant :

σ_{xx} = 104 MPa · σ_{yy} = 150 MPa · σ_{zz} = 64 MPa.

Il faut noter que sur ces courbes, la jauge 135° n'est pas tracée puisque par symétrie du modèle $\varepsilon_{135°} = \varepsilon_{45°}$. L'invariant 1 est alors $\varepsilon_{0°} + \varepsilon_{90°}$ et l'invariant 2 est 2 · $\varepsilon_{45°}$.

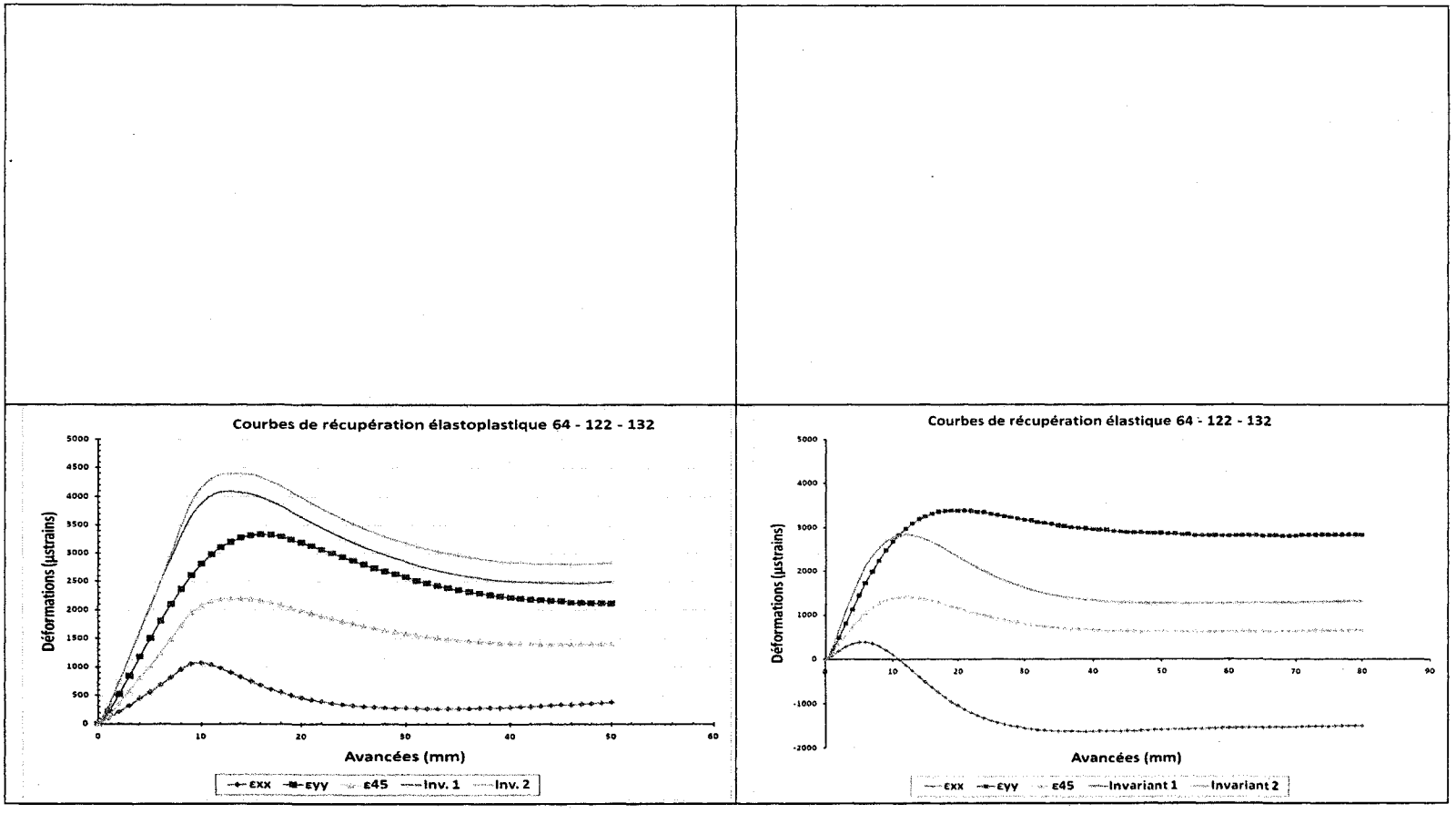


Figure 6.14 : σ_1 parallèle à l'axe du trou : courbes de récupération du cas 64-127-127 et du cas 64-122-132

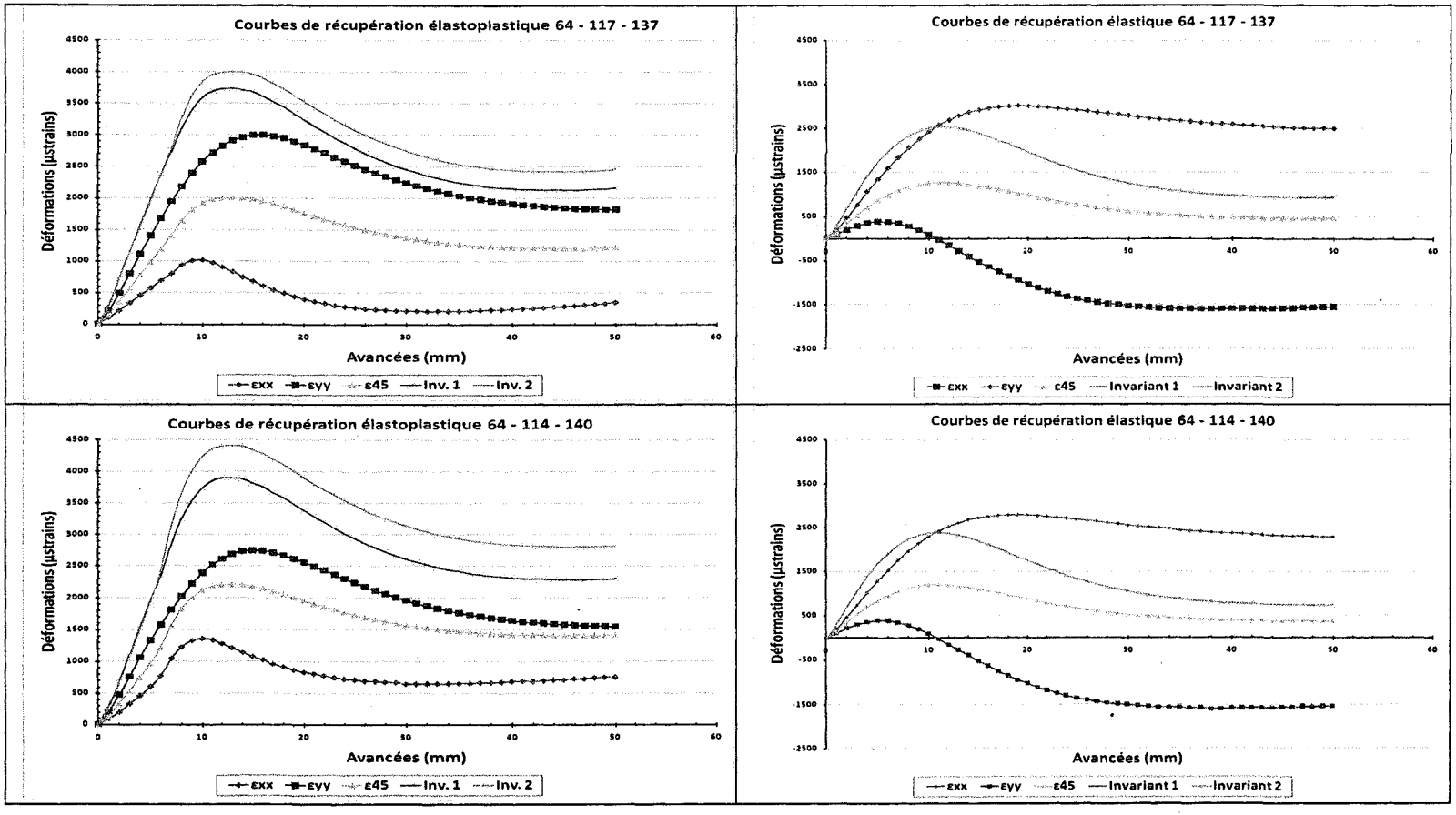


Figure 6.15 : σ_1 parallèle à l'axe du trou : courbes de récupération du cas 64-117-137 et du cas 64-114-140

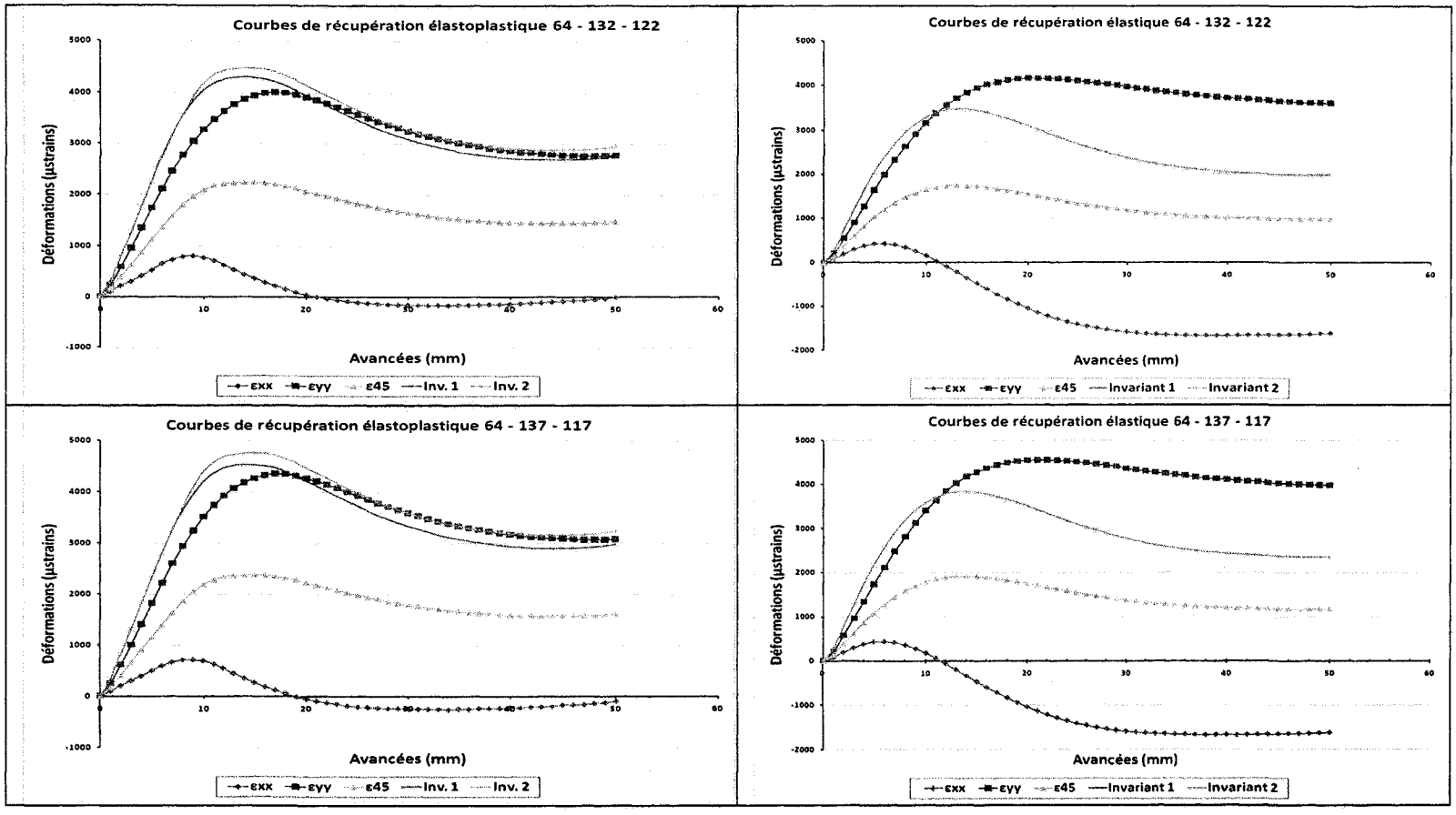


Figure 6.16 : σ_2 parallèle à l'axe du trou : courbes de récupération du cas 64-132-122 et du cas 64-137-117

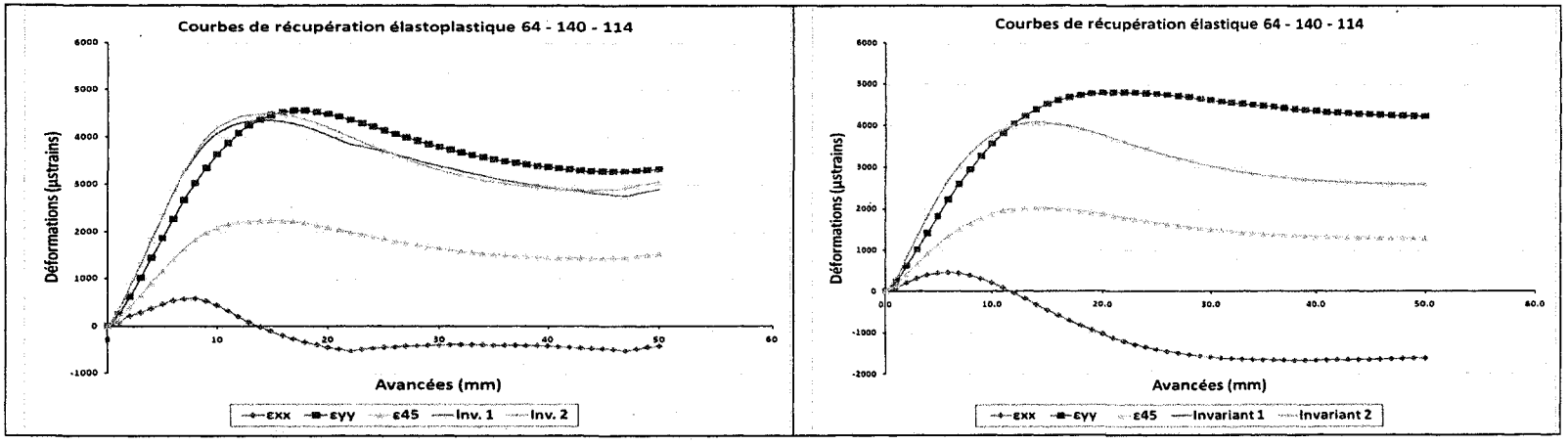


Figure 6.17 : σ_2 parallèle à l'axe du trou : courbes de récupération du cas 64-140-114

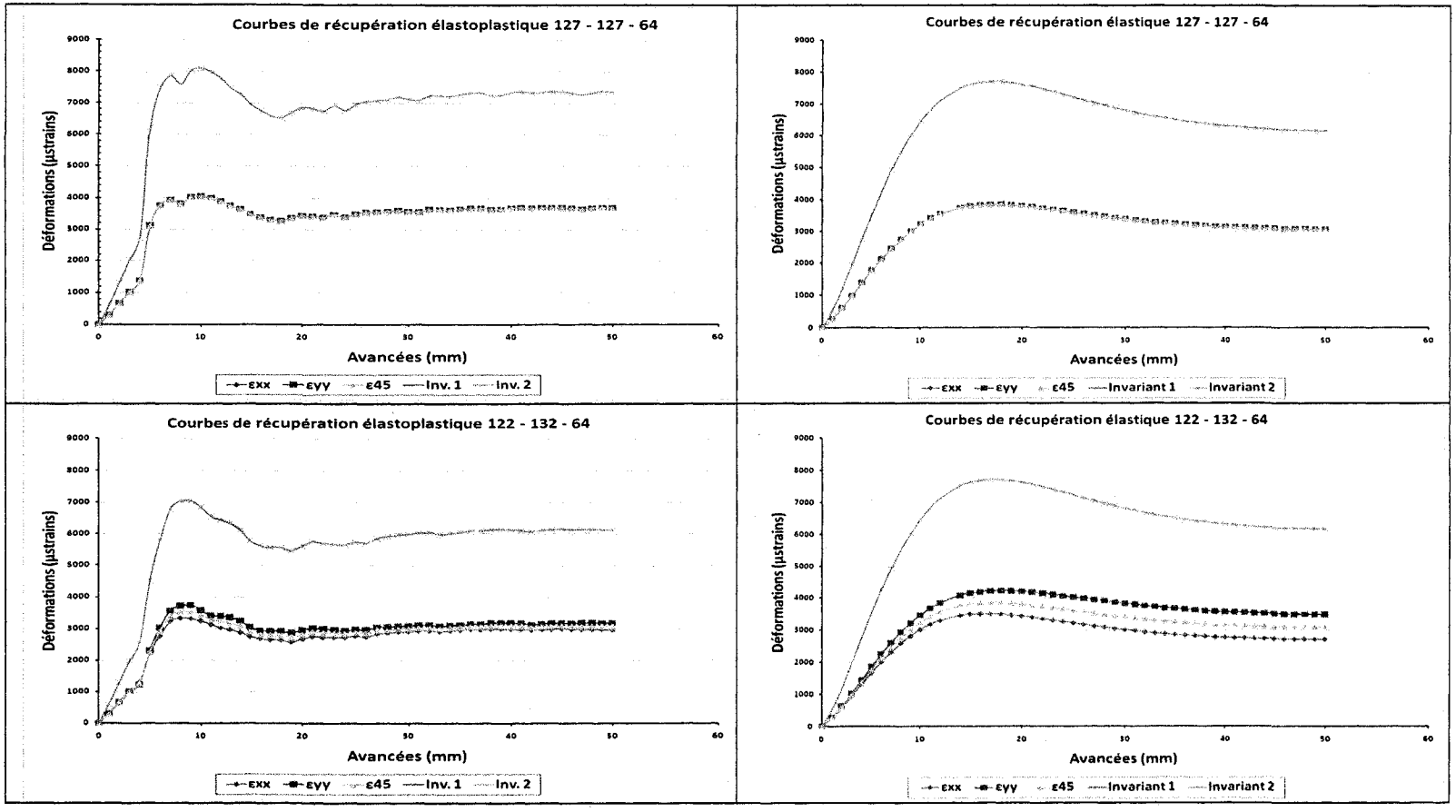


Figure 6.18 : σ_3 parallèle à l'axe du trou : courbes de récupération du cas 127-127-64 et du cas 122-132-64

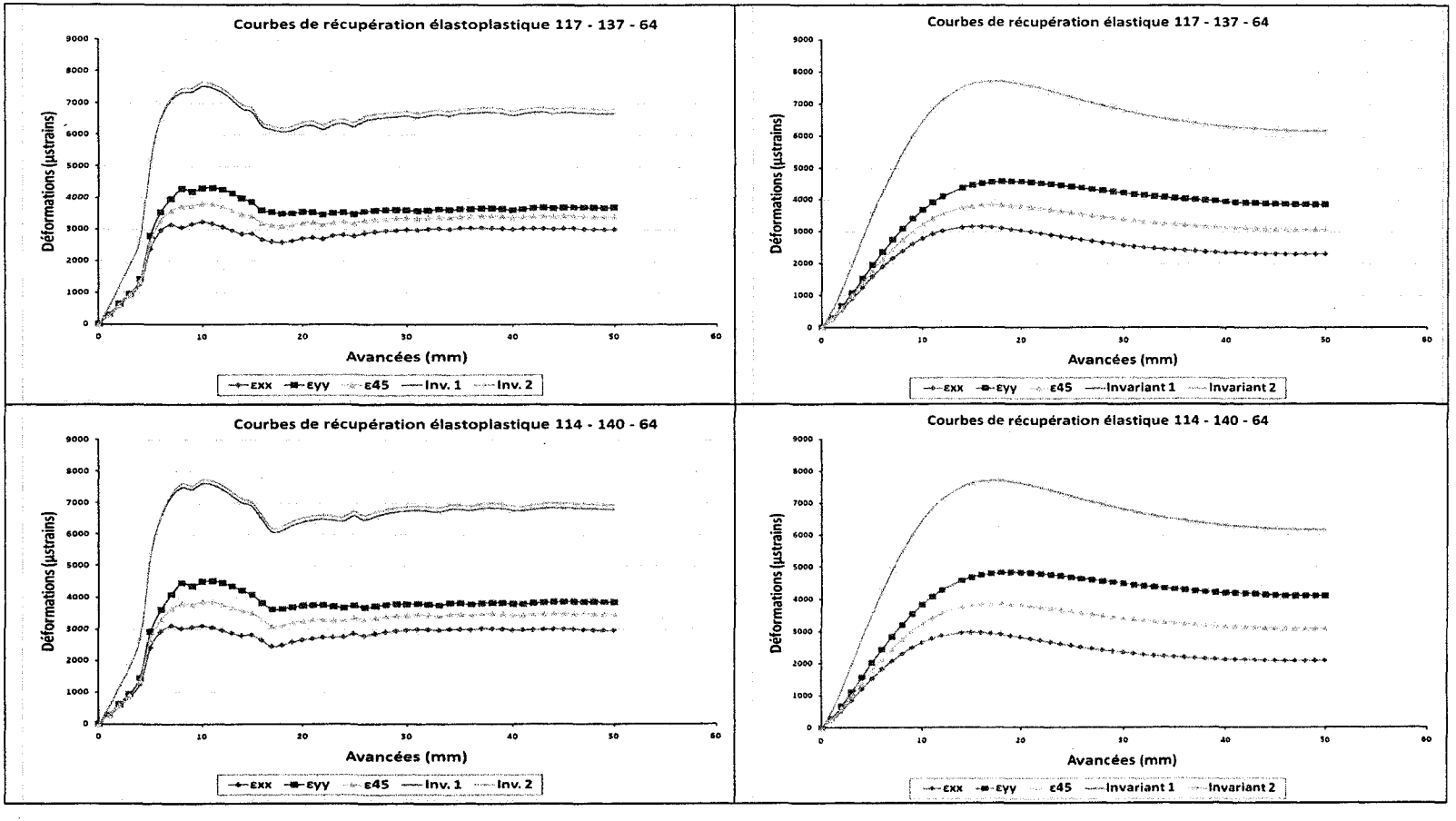


Figure 6.19 : σ_3 parallèle à l'axe du trou : courbes de récupération du cas 117-137-64 et du cas 114-140-64

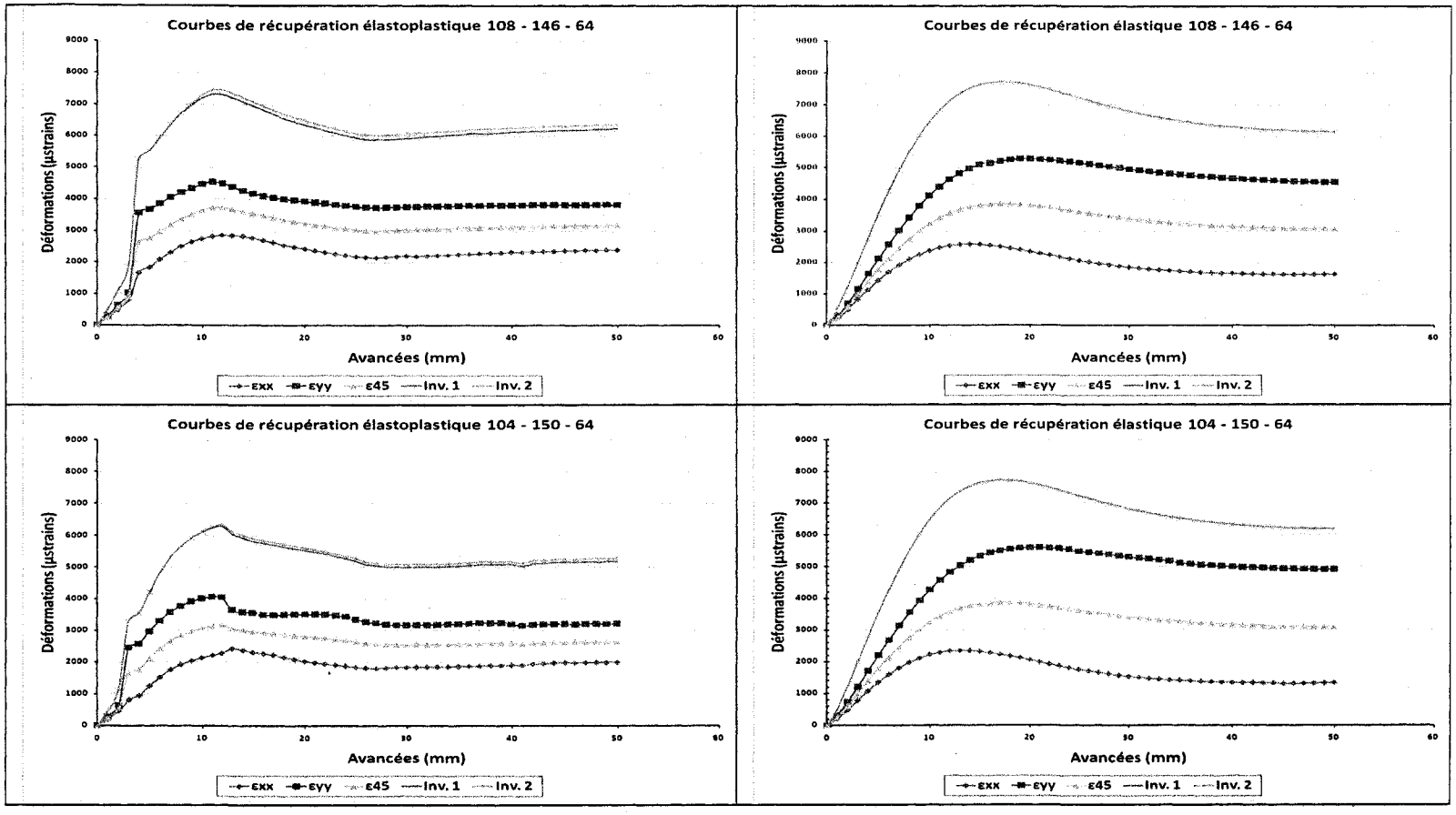


Figure 6.20 : σ_3 parallèle à l'axe du trou : courbes de récupération du cas 108-146-64 et du cas 104-150-64

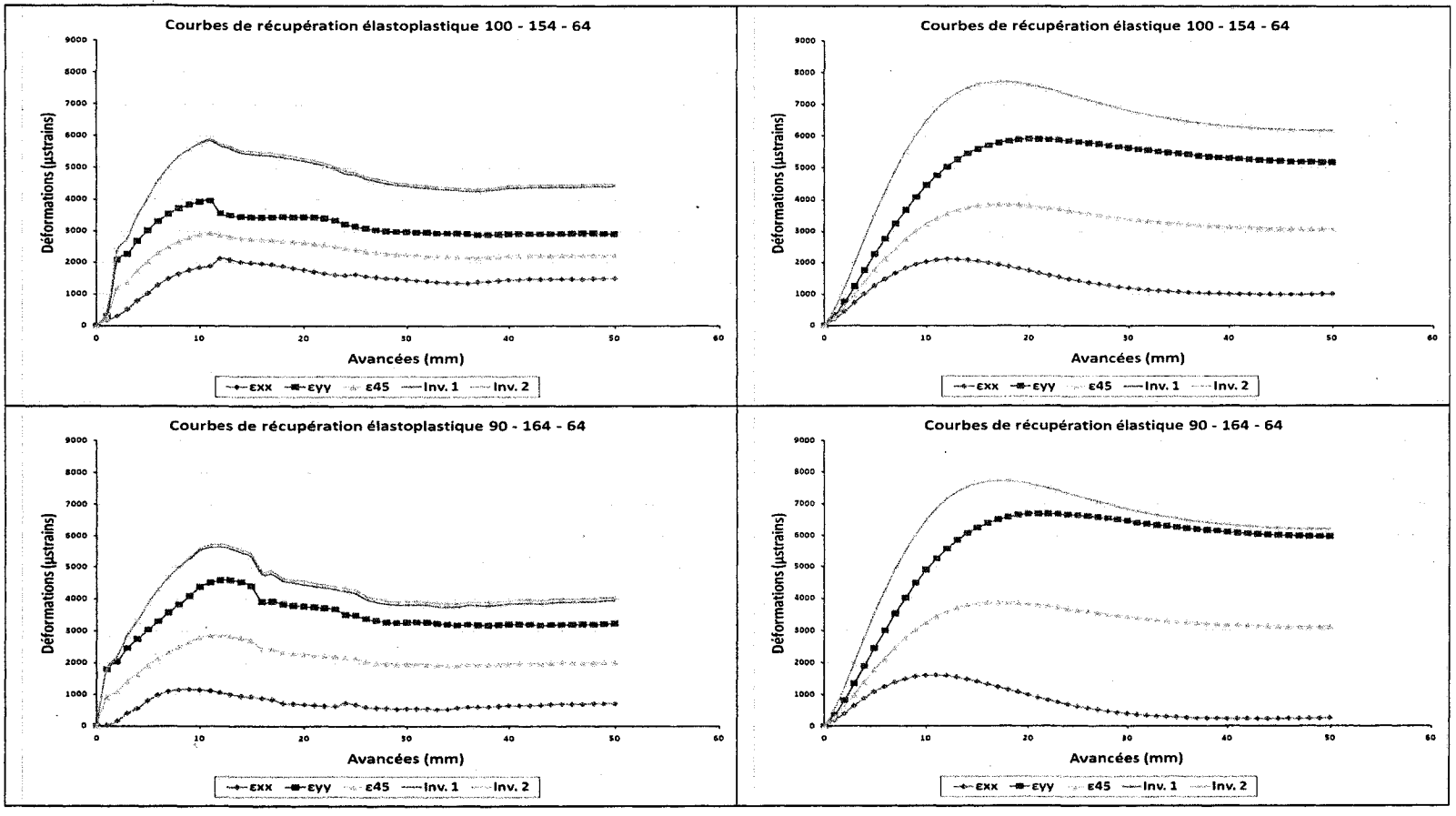


Figure 6.21 : σ_3 parallèle à l'axe du trou : courbes de récupération du cas 100-154-64 et du cas 90-164-64

Les figures 6.14 à 6.21 comparent les courbes de récupération des analyses élastoplastiques et élastiques de tous les cas qui ont été étudiés. Le but de cette comparaison est d'examiner la possibilité de déduire l'occurrence d'un endommagement ainsi que l'état du fond de trou et de la carotte récupérée seulement à partir des courbes.

Pour les cas où la contrainte principale majeure préalable est parallèle à l'axe du trou de forage (figures 6.14 et 6.15), on note que les invariants de déformation ont un écart de près de 400 microdéformations en mode élastoplastique alors qu'ils sont parfaitement confondus en mode élastique. Comme dans ces cas le fond de trou et la carotte sont endommagés en tension, l'écart des invariants peut constituer un trait caractéristique que le géomécanicien pourrait utiliser pour détecter l'endommagement. Il faudrait néanmoins demeurer conscient du fait que si les ruptures se passent à l'emplacement de la rosette, cette dernière pourrait se décoller physiquement et les courbes pourraient ne plus avoir les mêmes allures. En plus, comme il a été dit dans les études sur l'hétérogénéité, la défectuosité de jauges conduit elle aussi à des invariants non confondus (partie 5.4.2), ce qui pourrait masquer un éventuel endommagement. L'examen de la paroi du trou pour confirmer l'endommagement est une possible alternative qui pourrait aider à poser un jugement éclairé sur l'allure des courbes de récupération de ce type de chargement.

Dans le scénario où la contrainte principale intermédiaire préalable est parallèle à l'axe du trou de forage (figures 6.16 et 6.17), les courbes de récupération ne montrent pas une irrégularité particulière, mis à part le fait qu'elles ne sont pas les mêmes en mode élastique et élastoplastique. En rappel, pour ces cas, l'emplacement de la rosette n'était pas directement atteint par l'endommagement en fond de trou. Mais, comme la rupture observée le long de la ligne centrale lors de la saignée est probablement irréaliste d'après les concepteurs de FLAC^{3D},

les courbes de récupération ont pu être biaisées : ceci pourrait expliquer le fait qu'aucune observation particulière ne puisse être faite.

Pour le dernier groupe d'analyses, on remarque que lorsqu'on il y a discage dans la carotte (figures 6.18 et 6.19), les courbes élastoplastique et élastiques sont très semblables quoiqu'assez irrégulières. Pour ces cas, l'endommagement en fond de trou n'atteint pas directement la rosette, et le discage prend naissance horizontalement à une certaine distance des jauges (au moins 5 mm). On peut donc penser que le relâchement des contraintes se déroule comme dans un cas élastique. Les irrégularités des courbes élastoplastiques sont probablement dues à l'écoulement plastique en tension dans les zones de ruptures. Effectivement, comme l'auteur utilise un milieu continu pour simuler de possibles discontinuités, les déplacements dans les zones de ruptures en tension s'épandent indéfiniment et affectent les courbes de récupération. Pour en arriver à cette explication et la justifier, des analyses pour lesquelles les zones en rupture de tension sont retirées du modèle ont été effectuées pour simuler un détachement physique. Au fur et à mesure que la saignée prend place, un code FISH balaie tout le modèle et détecte les éléments dont les déformations plastiques dépassent une certaine valeur prise dans les résultats antérieurs (figures A9.8 à A9.11). Ces éléments sont retirés selon un processus qui suppose que si la moitié d'une rangée atteint le seuil, alors toute la rangée est retirée. Cette façon de faire qui simule la propagation instable des fissures en mécanique de la rupture, est basée sur le fait que lorsque les ruptures atteignent une certaine longueur critique, elles vont se propager violemment. Et pour éviter que le bloc isolé ne tombe sur les autres éléments et crée un choc dans le modèle, la gravité demeure nulle pendant toute l'analyse. Les résultats ont montré que non seulement cette technique embellit la courbe de récupération sans vraiment en changer les valeurs, mais aussi que le discage est effectivement un phénomène

répétitif (figures 6.22 et 6.23). On remarque aussi une plus grande stabilité puisque la rosette est isolée du reste du modèle.

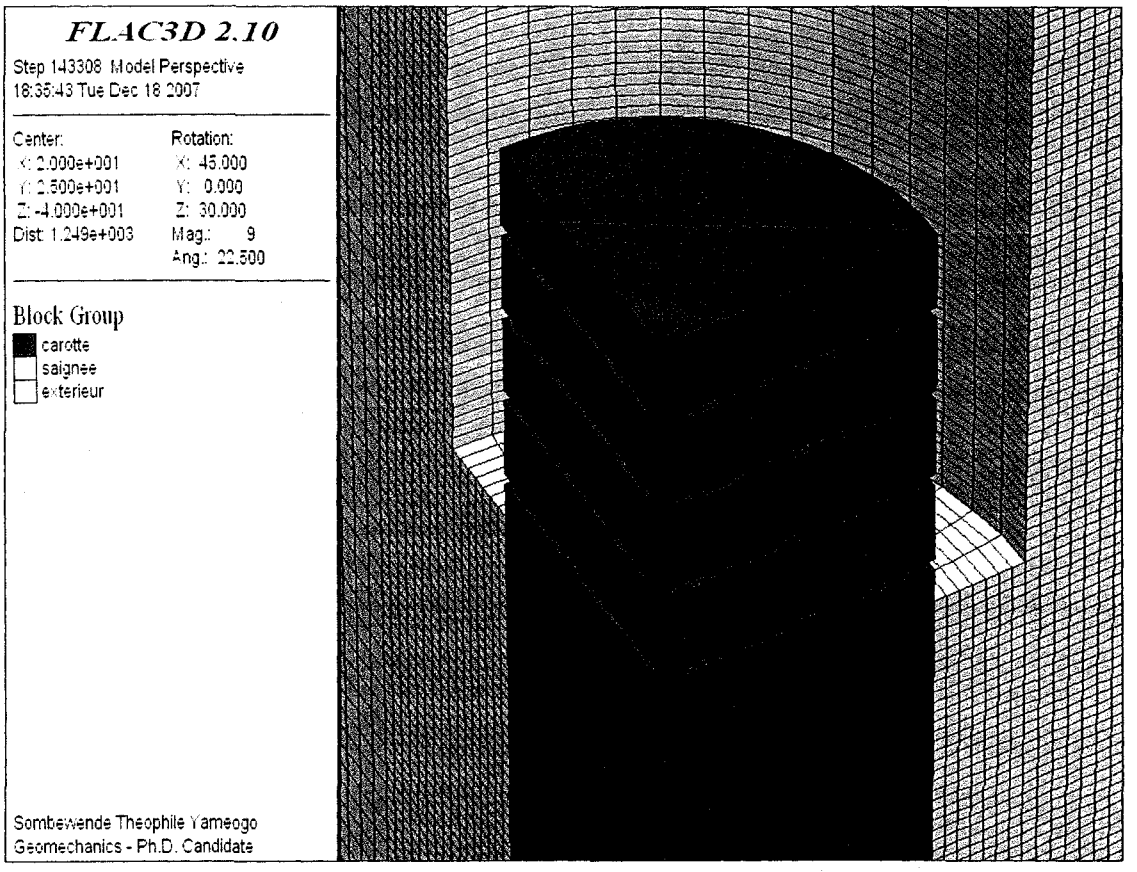


Figure 6.22 : État de la carotte en fin de saignée avec le retrait progressif des zones en rupture

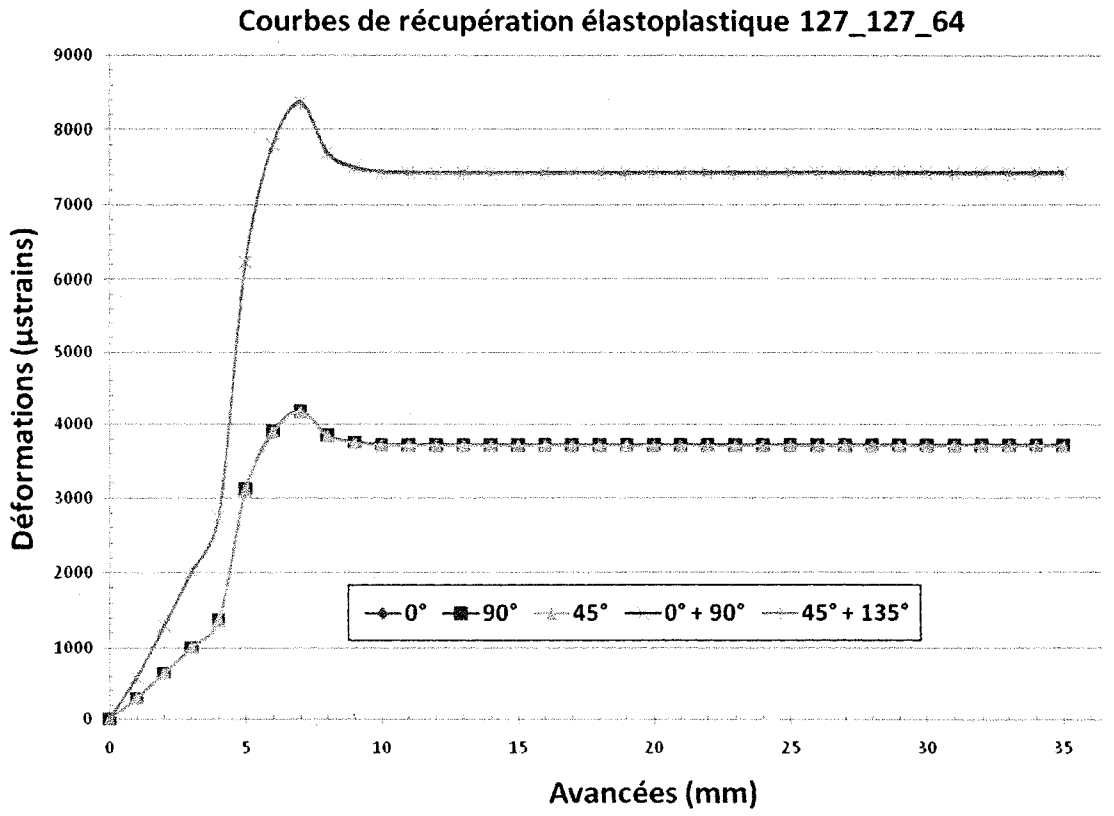


Figure 6.23 : Courbes de récupération en mode élastoplastique avec retrait des zones en rupture en tension pour le triplet 127-127-64

Quant aux cas où on observe de l'endommagement en cisaillement dans tout le fond de trou, les courbes de récupération indiquent que, contrairement au discage, les ruptures en cisaillement dans la carotte récupérée s'accompagnent de courbes plus douces aux allures distinctes entre les modes élastiques et élastoplastiques (figures 6.20 et 6.21). À cause de la redistribution de contraintes dues aux ruptures en cisaillement, les courbes en mode élastoplastique présentent des déformations plus faibles que celles en mode élastique, car la rosette est placée dans une zone perturbée, à contraintes plus faibles que celles appliquées. Ces écarts atteignent 2000 microdéformations dans certains cas, mais les invariants restent égaux. La différence entre les cas de discage et les cas présents s'explique par le fait que pour les cas

où on observe des ruptures en tension dans la carotte, les déplacements en fond de trou sont peu influencés par les ruptures car celles-là se propagent parallèlement à la rosette à une certaine distance du fond de trou. Par conséquent, comme les lectures en fond de trou se font dans le plan horizontal, elles seront peu affectées. Par contre, pour les ruptures en cisaillement, la propagation oblique a induit des déplacements horizontaux dans le plan du fond de trou : par conséquent, la rosette va en subir l'influence. En plus, le fond de trou dans le cas du cisaillement est déjà endommagé avant le début des mesures.

En résumé, l'analyse des courbes de récupération des simulations qui ont été effectuées en mode élastique et élastoplastique démontre qu'il existe des indices qui permettraient de détecter des situations où le fond de trou ou la carotte sont endommagés. Les effets de l'endommagement et du mode de comportement sont vraiment visibles dans les cas où des ruptures sont présentes à l'emplacement de la rosette, que ce soit en fond de trou ou dans la carotte récupérée. Pour les cas de discage, les allures des courbes en mode élastique et élastoplastique sont semblables. Cependant, l'application de ces indices sur le terrain n'est pas évidente car plusieurs autres facteurs tels que l'hétérogénéité et la défectuosité des jauges peuvent produire des courbes semblables.

6.4.2 Le calcul des contraintes

Contrairement à l'approche utilisée dans l'étude de l'hétérogénéité, le calcul de contraintes préalables dans l'étude de l'endommagement est seulement effectué à titre indicatif. En effet, plusieurs raisons portent à croire que les valeurs des contraintes recalculées ne seront pas réalistes. La première tient au fait que l'endommagement éventuel de l'endroit où est placée la rosette devrait, en réalité, décoller cette dernière et/ou arrêter l'acquisition des

données; pourtant, la simulation numérique permet de recueillir des déplacements. Une seconde raison concerne l'endommagement de la carotte sous forme de discage ou de rupture en cisaillement : la réalité voudrait qu'il y ait séparation physique dans la carotte, seulement, FLAC^{3D} modélise un milieu continu et est incapable de reproduire cette séparation physique. En plus, le modèle d'interprétation suppose que la roche est isotrope, homogène et élastique; Or, elle est élastoplastique dans les cas étudiés, et les déformations récupérées ne sont pas dissociables en composantes élastiques et plastiques. Les hypothèses ne sont donc pas compatibles et les contraintes recalculées pourraient ne pas être réalistes. Toutefois, dans le but de pouvoir comparer les situations entre elles ainsi que les scénarii couverts par l'étude, les contraintes ont été recalculées en supposant que le milieu est homogène et isotrope, que la contrainte σ_{zz} parallèle à l'axe du trou est connue, que le module de Young et le coefficient de Poisson sont ceux du matériau intact, et que la méthode d'interprétation du Doorstopper modifié est valide pour les situations d'endommagement. Ces hypothèses ont permis de faire les calculs de contraintes et de tirer les conclusions suivantes.

Tout d'abord, il est important de mentionner que, compte tenu du fait que les contraintes de cisaillement sont faibles, le calcul des orientations des contraintes peut être négligé car ces dernières correspondent bien aux contraintes principales. En se référant au tableau 6.1, lorsque la contrainte principale majeure préalable est appliquée selon l'axe du trou de forage, les erreurs sur le calcul des contraintes sont les plus élevées et empirent lorsqu'on augmente la contrainte dans l'axe du trou et qu'on diminue une des contraintes dans le plan du trou. Ces erreurs sont moins élevées dans le cas où la contrainte préalable selon l'axe du trou est σ_2. Quant au dernier scénario (σ_3 parallèle à l'axe du trou), les erreurs sont faibles dans le cas du discage mais elles augmentent dans les cas où on a des ruptures en cisaillement. Ainsi,

plus la rosette est directement affectée par l'endommagement, plus les erreurs sur le calcul de contraintes sont grandes. En effet, les disparités entre les déformations des modes élastiques et élastoplastiques sont importantes lorsque la rosette est placée dans une zone endommagée ou qui s'endommagera.

Ce constat présente des similitudes avec les états de contraintes en fond de trou pour les analyses élastiques (figure 6.5). Dans le tableau 6.1, les erreurs sur les contraintes calculées sous les hypothèses énoncées dans le présent paragraphe indiquent que pour les analyses élastiques, ces erreurs en valeur absolue restent inférieures ou égales à 2%. Une erreur positive indique une surestimation des contraintes et une erreur négative montre une sous-estimation des contraintes.

Tableau 6.1 : Erreurs de calcul de contraintes pour tous les cas étudiées

Orientation des contraintes principales préalables	$\sigma_{xx} - \sigma_{yy} - \sigma_{zz}$	Analyse élastique		Analyse élastoplastique	
		σ_{xx}	σ_{yy}	σ_{xx}	σ_{yy}
σ_1 parallèle à l'axe du trou	64_122_132	- 2.0%	0.0%	19.2%	0.8%
	64_117_137	- 1.9%	0.2%	19.4%	1.4%
	64_114_140	- 1.7%	0.4%	25.4%	3.4%
σ_2 parallèle à l'axe du trou	64_127_127	- 1.2%	- 0.3%	16.2%	- 0.6%
	64_132_122	- 1.1%	- 0.3%	13.3%	- 1.9%
	64_137_117	- 1.9%	- 0.2%	12.1%	- 2.5%
	64_140_114	- 1.7%	- 0.1%	8.3%	- 3.7%
σ_3 parallèle à l'axe du trou Cas de ruptures en tension	127_127_64	- 0.2%	- 0.2%	6.9%	6.9%
	122_132_64	- 0.3%	- 0.1%	0.9%	- 1.9%
	117_137_64	- 0.4%	0.0%	5.3%	1.1%
	114_140_64	- 0.4%	0.1%	5.3%	1.2%
σ_3 parallèle à l'axe du trou Cas de ruptures en cisaillement	108_146_64	- 0.5%	0.3%	3.3%	- 3.0%
	104_150_64	- 0.7%	0.4%	0.1%	- 11.5%
	100_154_64	- 0.8%	0.5%	- 3.4%	- 17.1%
	90_164_64	- 0.9%	0.8%	- 5.1%	- 20.8%

En comparant la figure 6.5 avec les données du tableau 6.1 pour le mode élastoplastique, les erreurs sur les calculs de contraintes sont généralement considérables pour les cas où les points (σ_1,σ_3) sont au-delà de la courbe enveloppe : il s'agit par exemple de tous les cas où σ_1 préalable est parallèle à l'axe du trou de forage (surestimation) et des trois derniers cas (cas 104_150_64, 100_154_64 et 90_164_64) où σ_3 préalable est parallèle à l'axe du trou de forage (sous-estimation). Pour les points en-dessous de la courbe, deux tendances sont observées : les points à droite de la courbe (cas 64_127_127, 64_132_122 et 64_137_117 où σ_3 est en tension) exhibent toujours des erreurs de calcul de contraintes globalement plus élevées que ceux pour

lesquels σ_3 est nulle. Sous les hypothèses qui ont été énoncées, les erreurs de calcul de contraintes donneraient une surestimation de 25% sur la plus petite des contraintes appliquées (64MPa) et une sous-estimation de 21% sur la plus grande des contraintes appliquées (164 MPa).

On pourrait aussi effectuer le calcul des contraintes en se basant sur le fait que certains triplets de chargement correspondraient à des mesures dans trois trous orthogonaux : ainsi, on regrouperait les cas suivants :

- 127_127_64 et 64_127_127 et 64_127_127
- 122_132_64, 64_132_122 et 64_122_132
- 117_137_64, 64_137_117 et 64_117_137
- 114_140_64, 64_140_114 et 64_114_140

Un code Q-basic élaboré par Corthésy et Leite (2007) permet de retrouver le tenseur de contraintes. Comme les contraintes de cisaillement sont faibles, les orientations des contraintes recalculées restent presque confondues aux axes principaux x, y et z.

Le tableau 6.2 présente les résultats des contraintes recalculées pour des combinaisons de trois trous orthogonaux dans les analyses élastiques et élastoplastiques.

Tableau 6.2 : Contraintes recalculées pour des combinaisons de trois trous orthogonaux

Contraintes appliquées	Analyses élastiques				Analyses élastoplastiques			
$\sigma_{xx} - \sigma_{yy} - \sigma_{zz}$	σ_{xx}	σ_{yy}	σ_{zz}	Ecart-type	σ_{xx}	σ_{yy}	σ_{zz}	Ecart-type
127 – 127 – 64	125.0	125.0	60.8	0.4	158.4	157.8	105.8	15.4
122 – 132 – 64	119.6	129.9	60.0	1.1	138.0	143.0	99.0	8.0
117 – 137 – 64	114.3	135.0	59.4	1.1	142.4	154.9	101.6	11.7
114 – 140 – 64	111.8	138.6	60.2	1.3	142.1	157.5	107.1	22.4

Le tableau 6.2 indique pour que les analyses élastiques, les écarts-types de la régression est faible par rapport à ceux des analyses élastoplastiques. Ce constat démontre que les ruptures qui sont présentes en élastoplasticité engendrent des redistributions de contraintes qui pourraient rendre inadéquat le modèle d'interprétation élastique actuel. L'une des conséquences immédiates de cette incompatibilité est la surestimation des contraintes recalculées en élastoplasticité, alors qu'en élasticité, les contraintes recalculées sont proches des valeurs appliquées.

Néanmoins, les ordres de grandeurs sont conservés malgré la surestimation des valeurs de contraintes. En effet, la contrainte σ_{zz} reste la plus faible et σ_{yy} est la plus élevée. Par ailleurs, la surestimation des contraintes place les résultats du côté conservateur, ce qui ajoute un certain facteur de sécurité au design des ouvrages.

Des contraintes résiduelles de compression ont été aussi enregistrées, variant entre 10 et 30 MPa. Comme elles ont toutes été lues à l'endroit où la jauge est placée, on peut dire que les contraintes n'ont pas été complètement relâchées et que la carotte pourrait subir un endommagement ultérieur en étant au repos. Ce phénomène qui a cours dans les matériaux à comportement élastoplastique a d'ailleurs été décrit par certains auteurs (Corthésy & Gill,

1990b; Corthésy & Leite, 2008; Leite *et al*, 1998) comme étant une source d'erreurs dans la technique du Doorstopper modifié. Mais, malgré la présence de ces contraintes résiduelles, les erreurs sur les valeurs de contraintes calculées demeurent inférieures à 7% dans les cas de discage.

L'endommagement est donc un phénomène qui pourrait, à divers degrés, influencer l'interprétation des mesures de contraintes in situ. Dans le paragraphe qui suit, des solutions sont proposées pour aider à réduire l'endommagement ou à y remédier.

6.5 Les solutions suggérées pour réduire l'endommagement

Les solutions suggérées pour réduire l'endommagement passent par l'orientation des trous de forage, l'utilisation d'un fluide sous pression dans le trou de forage et la forme du fond de trou. L'auteur a étudié la possibilité d'accroître la pression de l'outil dans la saignée mais les résultats ont montré que cette approche n'avait pas d'effet sur l'endommagement : c'est à cette conclusion qu'étaient d'ailleurs arrivés Corthésy et Leite (2008) avec des analyses axisymétriques.

6.5.1 L'orientation de l'axe de trou

Tous les scenarii qui ont été créés par rapport à l'axe du trou de forage démontrent que l'orientation de ce dernier a une influence considérable sur le type d'endommagement et son étendue. Dans les conditions des simulations présentes, on note que les pires cas sont observés lorsque la contrainte principale majeure préalable est parallèle à l'axe du trou. Éventuellement, si l'orientation des contraintes est connue a priori, il serait judicieux de choisir les points de mesures de telle façon que l'axe des trous de forage ne coïncident pas directement avec σ_1 et σ_2.

De cette façon, on évitera les ruptures en fond de trou et les ruptures dans la carotte à l'emplacement des jauges. L'orientation selon σ_3 est moins critique même si des ruptures sont observées. Pour les études qui ont été réalisées sur ce modèle en particulier, le discage représente une solution au phénomène d'endommagement car il en minimise l'effet. Une autre approche possible est l'utilisation de fluide de forage sous pression.

6.5.2 L'utilisation de fluide sous pression

Dans les forages pétroliers et géothermaux, il est courant d'utiliser des fluides sous forte pression ou des boues à haute densité pour parer à l'endommagement des parois et l'effondrement des puits (McDonald *et al*, 1981; Offshore-Technology.com, 2007; Wellstream International, 2003). Il a été donc décidé de simuler l'emploi de fluide sous pression pendant le forage du trou pilote et au cours du relâchement des contraintes. Pour bien comprendre l'influence du fluide sous pression, deux séries d'analyses pour lesquelles la pression est différente (10 MPa et 20 MPa) ont été menées. Ces pressions sont d'ailleurs courantes pour les pompes utilisées dans ces circonstances. Trois cas de chargement ont été choisis pour l'étude :

- le chargement 64-122-132 pour lequel on a des ruptures en tension en fond de trou et dans la carotte récupérée, et qui donne des grandes erreurs dans le calcul des contraintes
- le chargement 127-127-64 pour lequel on retrouve le discage et qui est le moins influencé par l'endommagement
- le chargement 100-154-64 dont le fond de trou est endommagé en cisaillement et qui a des ruptures en cisaillement dans la carotte.

Les résultats confirment que l'usage de fluide sous forte pression a des effets sur l'état de l'endommagement (figures 6.24 à 6.26).

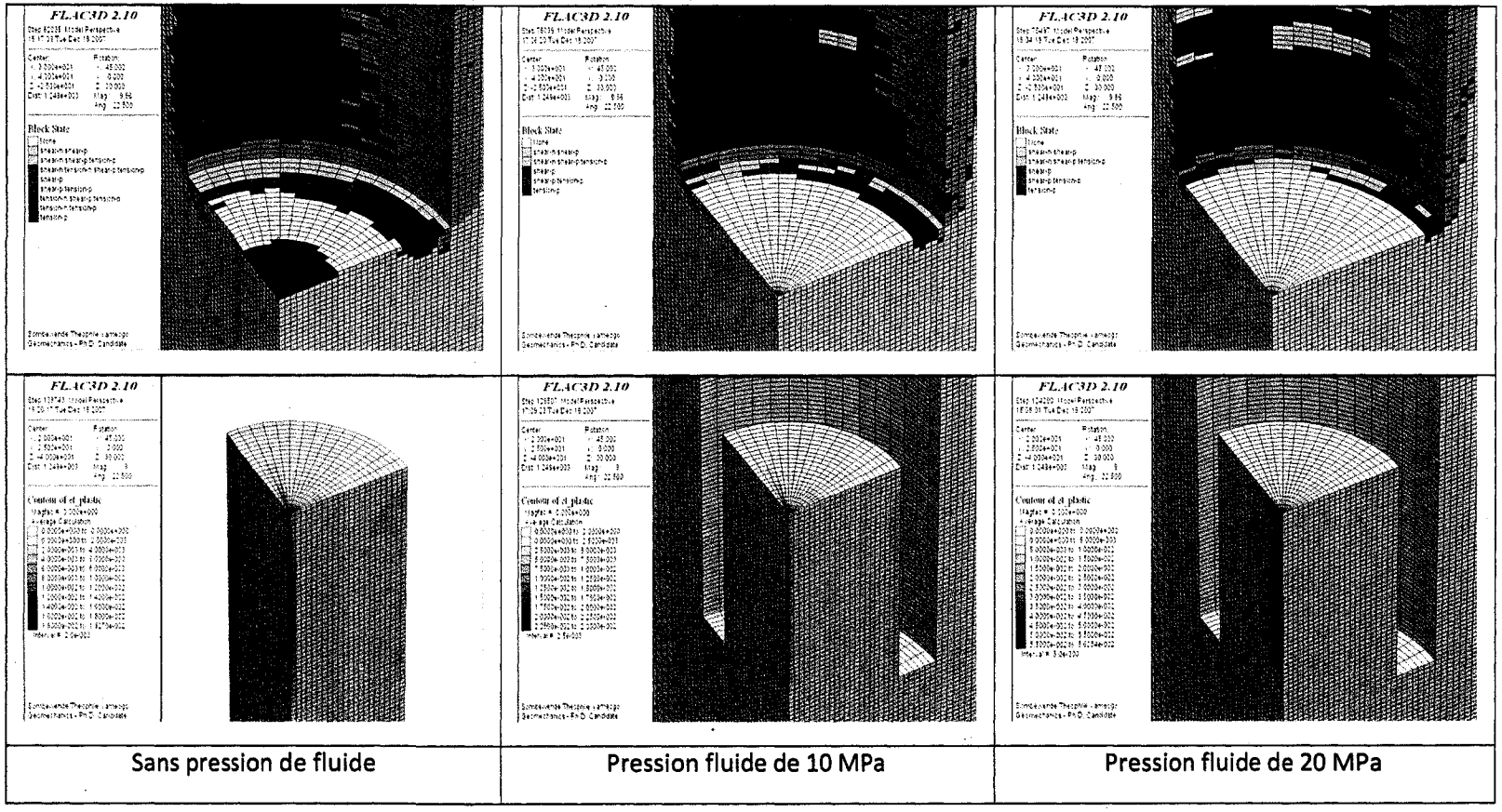


Figure 6.24 : Influence de la pression fluide en fond du trou (état plastique des zones) et dans la carotte (et_plastic) – 64-122-132

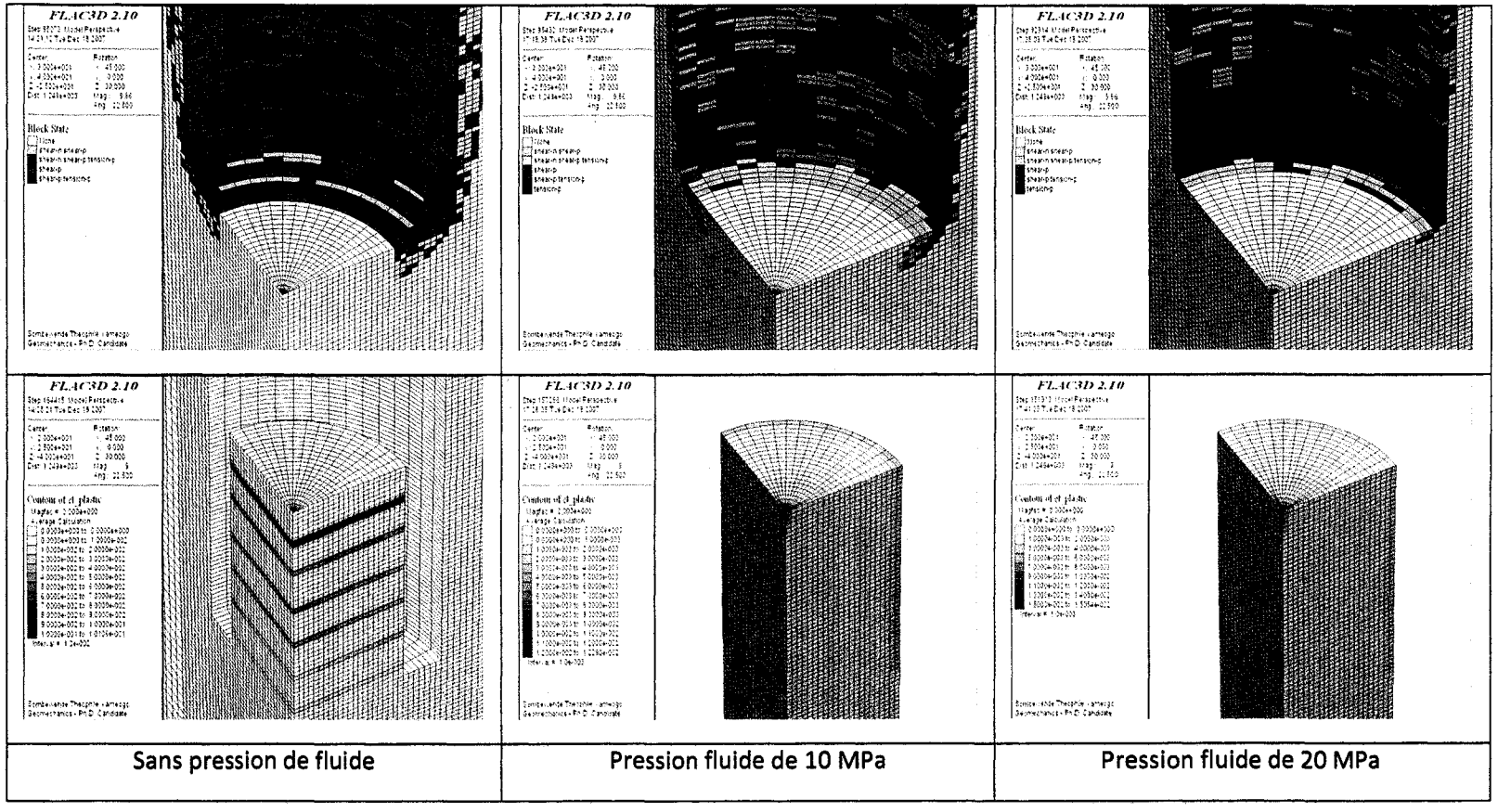


Figure 6.25 : Influence de la pression fluide en fond du trou (état plastique des zones) et dans la carotte (et_plastic) – 127-127-64

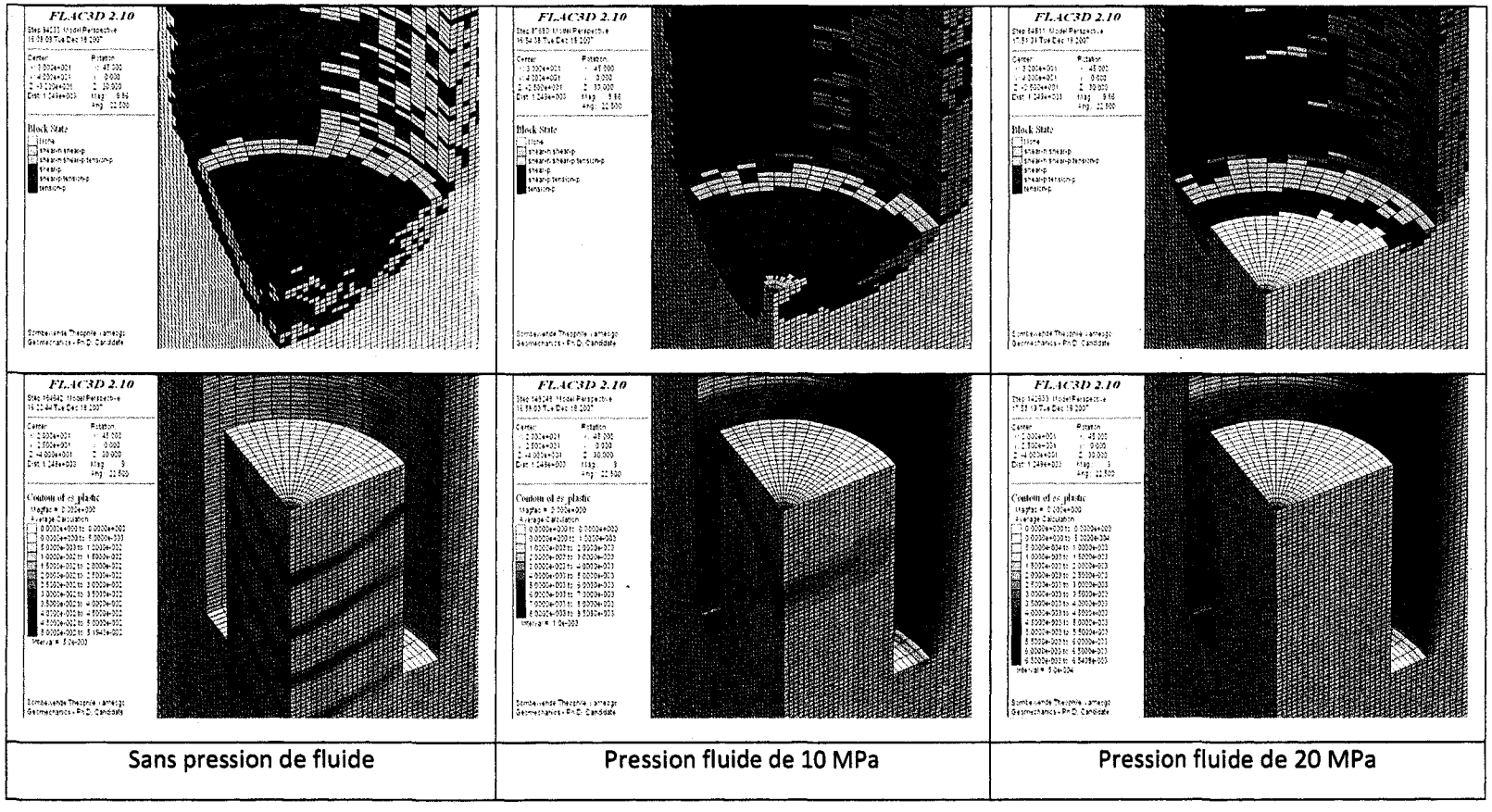


Figure 6.26 : Influence de la pression fluide en fond du trou (état plastique des zones) et dans la carotte (et_plastic) – 100-154-64

Pour les trois cas, l'augmentation de la pression du fluide réduit l'étendue de l'endommagement en fond de trou. On remarque que pour le cas 100-154-64, plus de pression est nécessaire pour diminuer l'endommagement en fond de trou (figure 6.26). À la figure 6.24, l'endommagement qui paraît se concentrer plus au centre de la carotte libérée n'est pas réaliste parce que la rupture coïncide avec une frontière qui n'est pas physique (Itasca, 2002, p. 3.100). Il en est de même pour les ruptures au centre de la carotte dans les figures 6.25 et 6.26.

En définitive, pour les conditions particulières simulées dans ces analyses, l'application d'une pression de fluide de 20 MPa pourrait suffire à résorber l'endommagement en fond de trou avant la pose de la rosette. Ceci permettrait d'empêcher la redistribution des contraintes en fond de trou avant le début des mesures. Cette technique pourrait aussi servir aux techniques de mesures à la paroi du trou car on note que la présence du fluide sous pression réduit l'endommagement de la paroi à cause de l'effet de compensation de l'excavation du trou pilote.

6.5.3 La forme du fond de trou

Une troisième approche a été envisagée pour venir à bout de l'endommagement en changeant la forme du fond de trou. L'idée vient du fait que les géométries douces sans arêtes vives ont tendance à créer des gradients de contraintes plus faibles et donc moins de ruptures. Une tentative d'implémentation de ces types de formes dans $FLAC^{3D}$ a été vaine car le logiciel n'accepte pas de géométrie particulière en fond de trou. Il a donc été décidé d'utiliser $FLAC^{2D}$ pour effectuer des analyses axisymétriques car il s'y prête mieux. Il est important de noter que dans les analyses axisymétriques dans $FLAC^{2D}$, l'axe y est vertical tandis que les axes x et z sont horizontaux. Dans le but de conserver la consistance de la thèse, un modèle en 2D axisymétrique correspondant au modèle 3D a été reproduit. En plus, en utilisant le même

processus d'excavation, il a été vérifié que deux cas qui ont été analysés en 3D produisaient des résultats similaires sans être identiques en 2D : les figures 6.27 et 6.28 permettent de comparer les ruptures dans la carotte pour les cas suivants :

- 127-64-124 : chargement $\sigma_{xx} = \sigma_{zz} = 127$ MPa et $\sigma_{yy} = 64$ MPa qui correspond en 3D au chargement $\sigma_{xx} = \sigma_{yy} = 127$ MPa et $\sigma_{zz} = 64$ MPa.
- 154-64-154 : chargement $\sigma_{xx} = \sigma_{zz} = 154$ MPa et $\sigma_{yy} = 64$ MPa qui correspond en 3D au chargement $\sigma_{xx} = 100$ MPa $\sigma_{yy} = 154$ MPa et $\sigma_{zz} = 64$ MPa.

On remarquera que pour une même longueur de carotte, le nombre de ruptures n'est pas identique : pour la figure 6.27 par exemple, le modèle 3D présente 6 ruptures alors que le modèle axisymétrique en a 8. L'explication de cette différence provient probablement de la modélisation du *strain softening* qui est liée à la taille des éléments : en axisymétrie, la dimension de l'élément dans l'axe z est infinie alors qu'en 3D, elle est bien délimitée par la présence d'autres éléments qui vont influencer le comportement du matériau.

En axisymétrie, les indicateurs de plasticité qui affichent le mieux les zones en ruptures sont les incréments de déformations (*shear strain increments*). Ces incréments dans FLAC^{2D} représentent la somme des déformations élastiques et plastiques (cisaillement et tension). Mais les déformations élastiques doivent bien être négligeables car elles n'arrivent pas à masquer les localisations de zones en rupture obtenues en 3D.

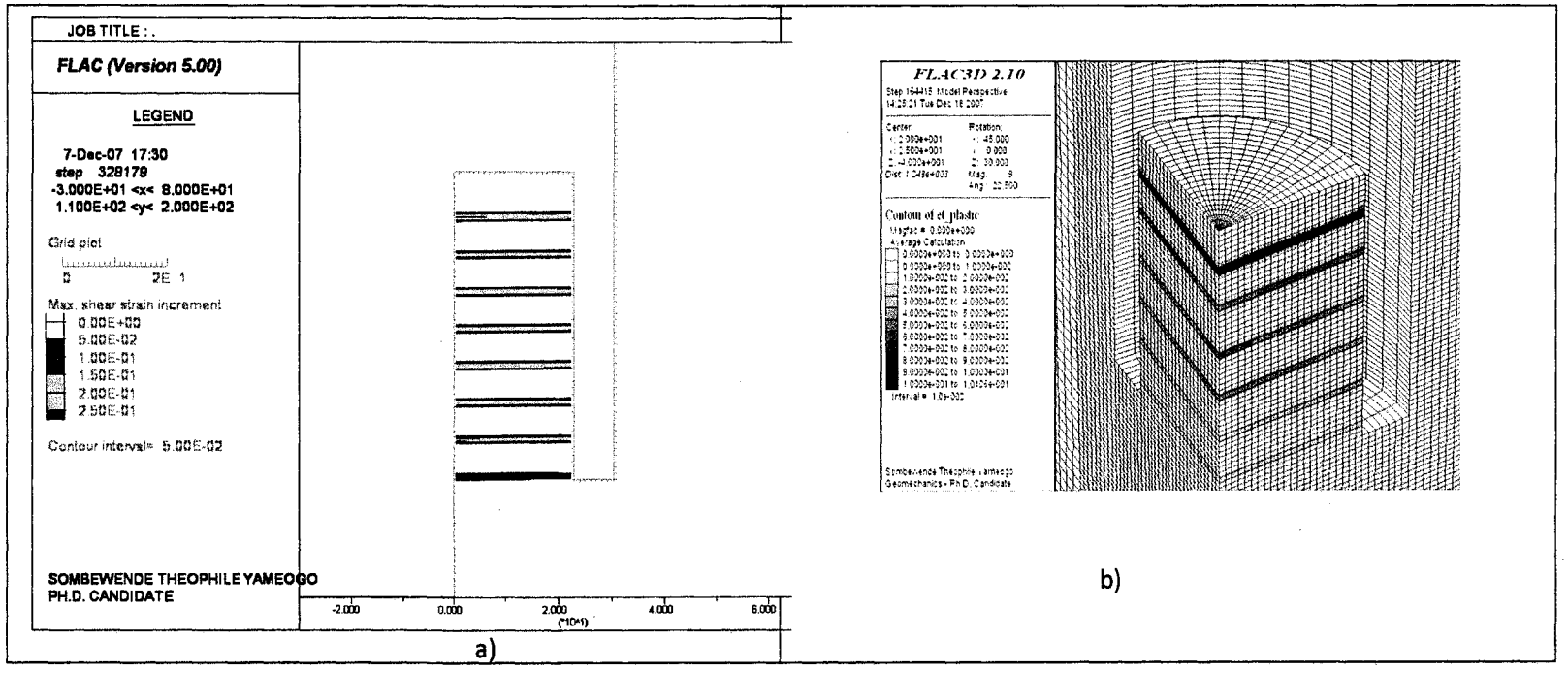


Figure 6.27 : Discage observé a) en axisymétrie (127-64-127) et b) en 3D pour le chargement 127-127-64

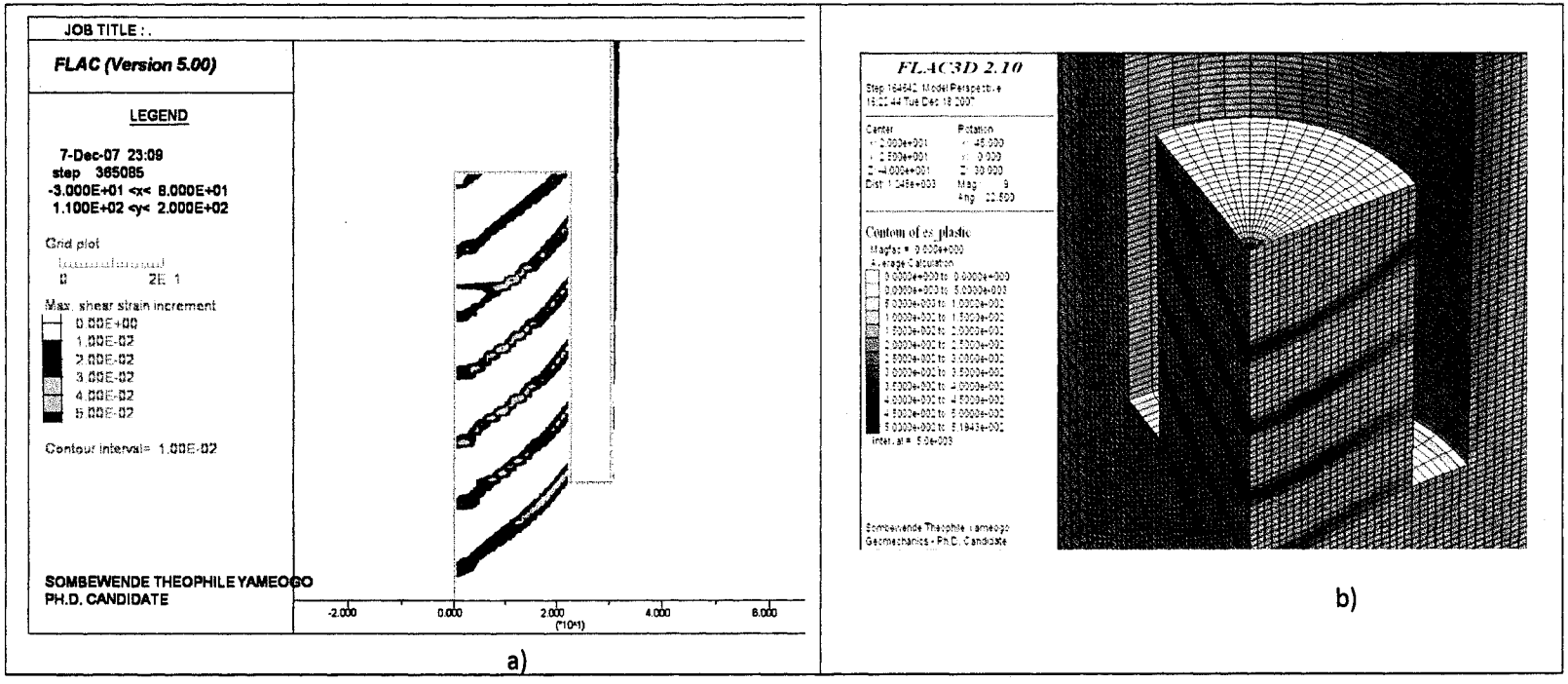


Figure 6.28 : Ruptures observées a) en 2D axisymétrique (chargement 154-64-154) et b) en 3D (chargement 100-154-64)

Pour cette partie des analyses, cinq formes de fond de trou ont être examinées pour un cas de ruptures en cisaillement en fond de trou et dans la carotte (chargement 154-64-154). Ce choix se justifie par le fait que dans ce type de rupture, le fond de trou est endommagé avant le début de la saignée. Une forme de fond de trou sera considérée comme acceptable si les contraintes en fond de trou sont réduites (moins de ruptures) et semblables pour les analyses élastique et élastoplastique. Par exemple, la forme plate du fond de trou dans le cas du discage a montré qu'on n'observait pas de ruptures à l'emplacement de la rosette : en reprenant l'analyse en axisymétrie pour le cas à la figure 6.27 (127-64-127), on constate que les contraintes pour les analyses élastique et élastoplastique sont semblables (figure 6.29).

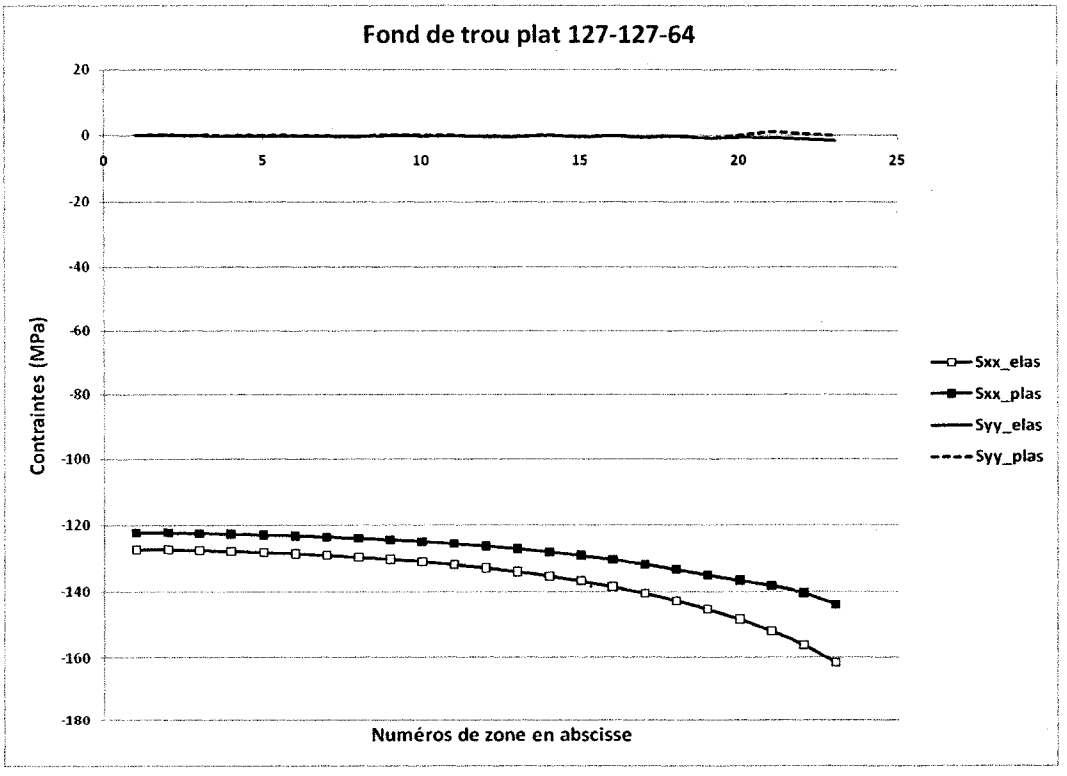
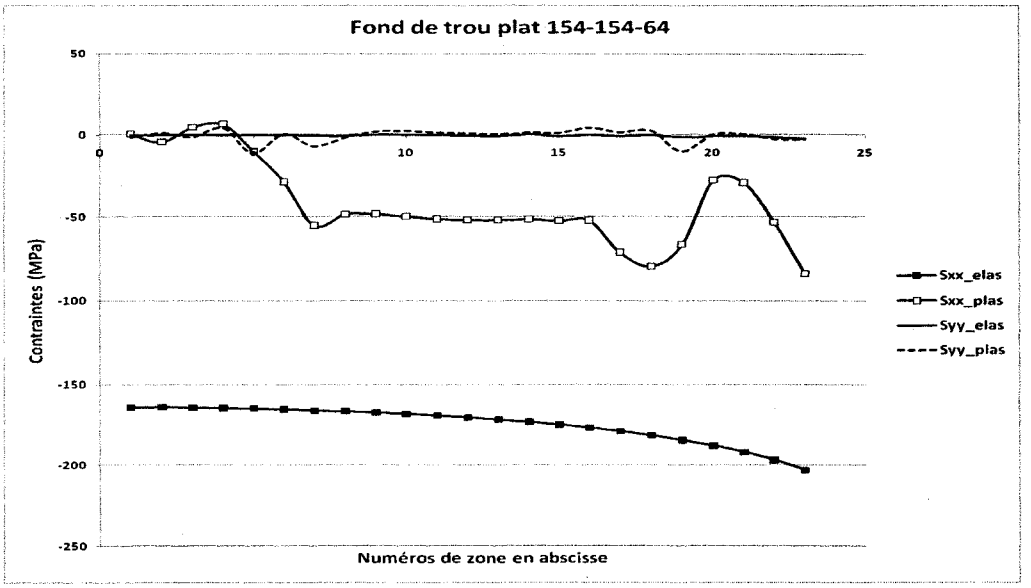


Figure 6.29 : Contraintes en fond de trou pour le chargement 127-64-127

À l'opposé, les ruptures observées à l'emplacement de la rosette pour le cas 154-64-154 ont conduit à des écarts importants (plus de 100MPa) entre les contraintes σ'_{xx} élastique et élastoplastique pour le fond de trou plat (figure 6.30). σ'_{yy} est nulle à cause du fond de trou libre.



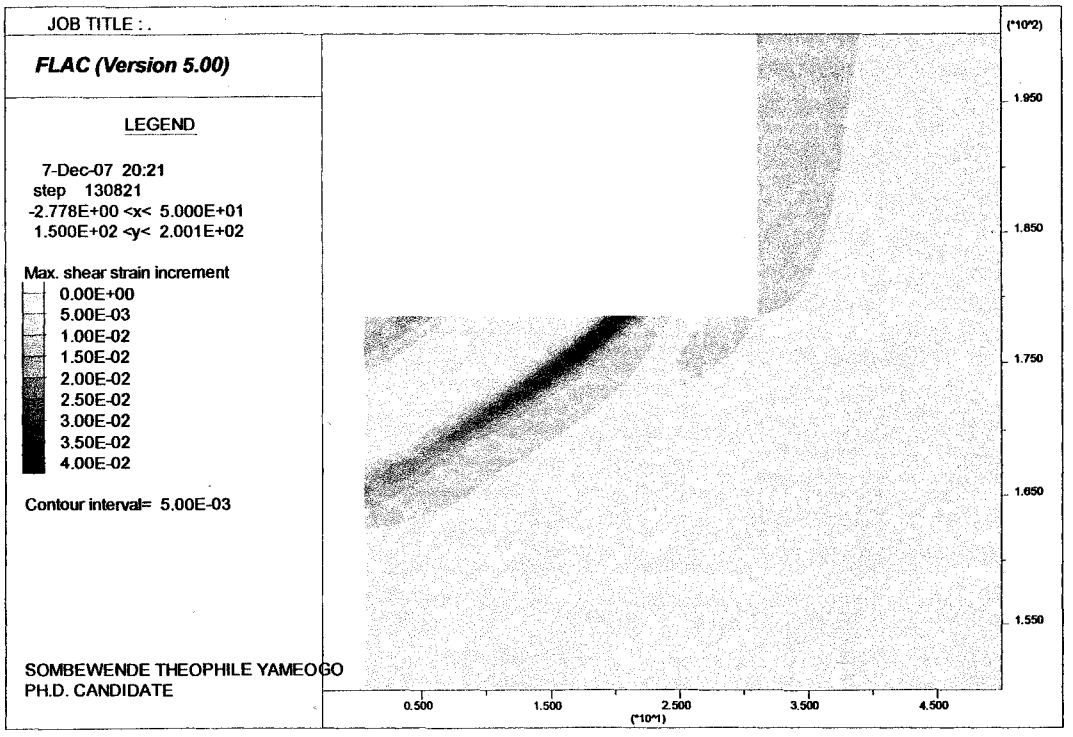
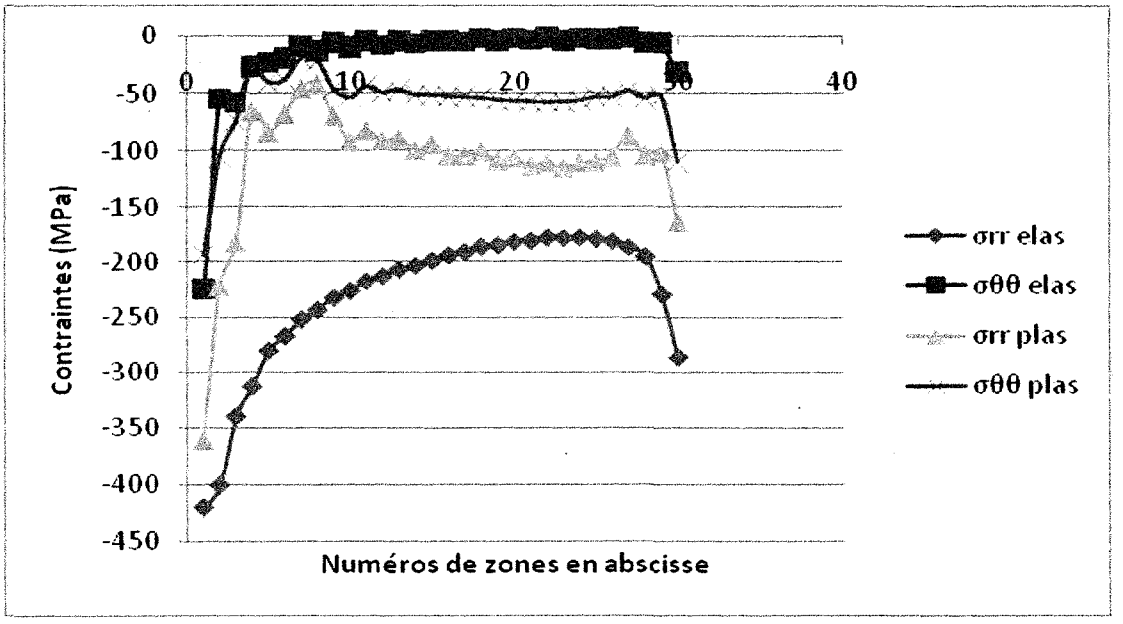


Figure 6.30 : Contraintes en fond de trou et incréments de déformations pour le fond de trou plat – chargement 154-64-154

Pour chaque forme de fond de trou, les figures 6.31 à 6.35 présentent les contraintes selon que l'analyse est élastique ou élastoplastique et montrent les incréments de déformations en fond de trou. Les suffixes « elas » et « plas » correspondent respectivement aux analyses élastique et élastoplastiques. Les cinq formes sont :

- Le fond de trou conique (figure 6.31) dont la forme aurait pu permettre de réduire l'effet de la première rupture de cisaillement, ce qui aurait pour conséquence de donner une plus grande longueur de carotte intacte et un relâchement plus complet des contraintes.
- Le fond de trou sphérique (figure 6.32) a été choisi pour voir si la forme courbe empêcherait ou diminuerait les ruptures en fond de trou.
- Le fond de trou sphéroïde qui est une combinaison des fonds de trou plat et sphérique (figure 6.33) : cette forme a été étudiée pour voir si l'effet de la courbe dans la partie de la future saignée pourrait empêcher l'apparition de la rupture en cisaillement
- Le fond de trou spécial sphéroïde qui combine des fonds de trou de plat, sphérique et circulaire (figure 6.34) : cette forme avait pour but d'arrêter ou de réduire la propagation de la rupture en cisaillement sous l'emplacement des jauges.
- Le fond de trou spécial qui combine des fonds de trou de plat et sphérique (figure 6.35) a été analysé pour les mêmes raisons que le fond de trou précédent.

Dans le cas de la forme conique, les contraintes en coordonnées polaires sont présentées pour faciliter la comparaison avec le fond de trou plat. Pour les autres formes géométriques, les contraintes sont en coordonnées cartésiennes car seule la partie horizontale ou subhorizontale près du centre de la carotte est prise en compte.



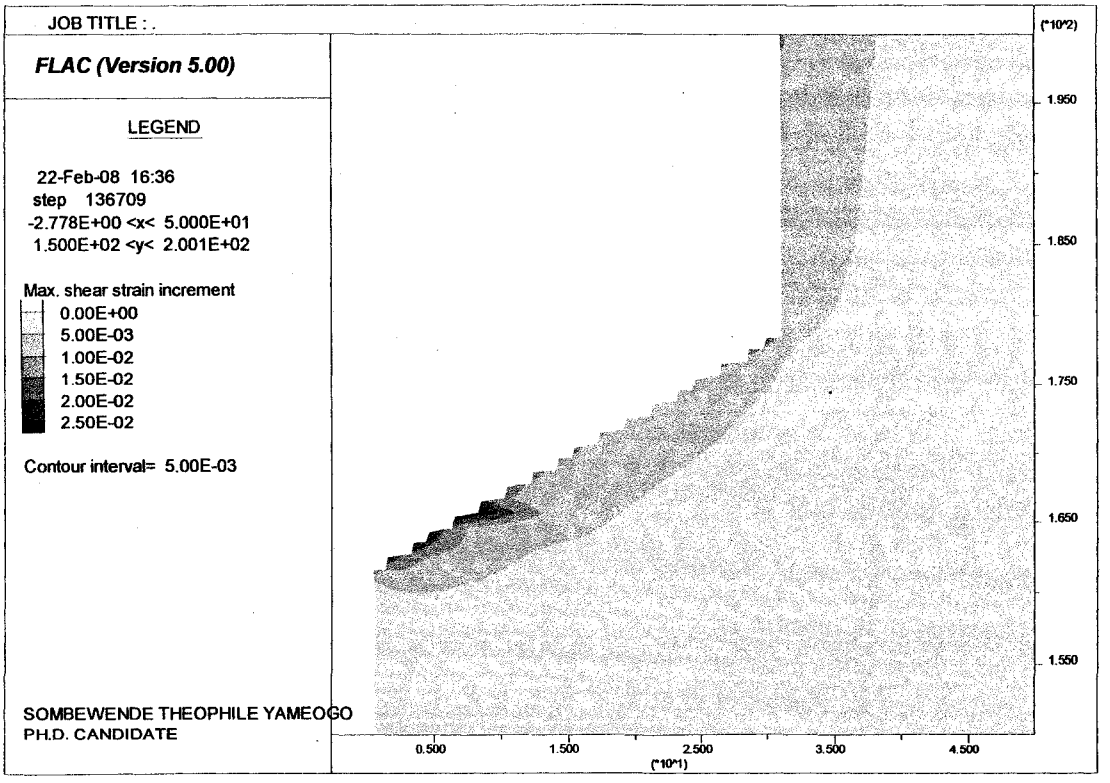
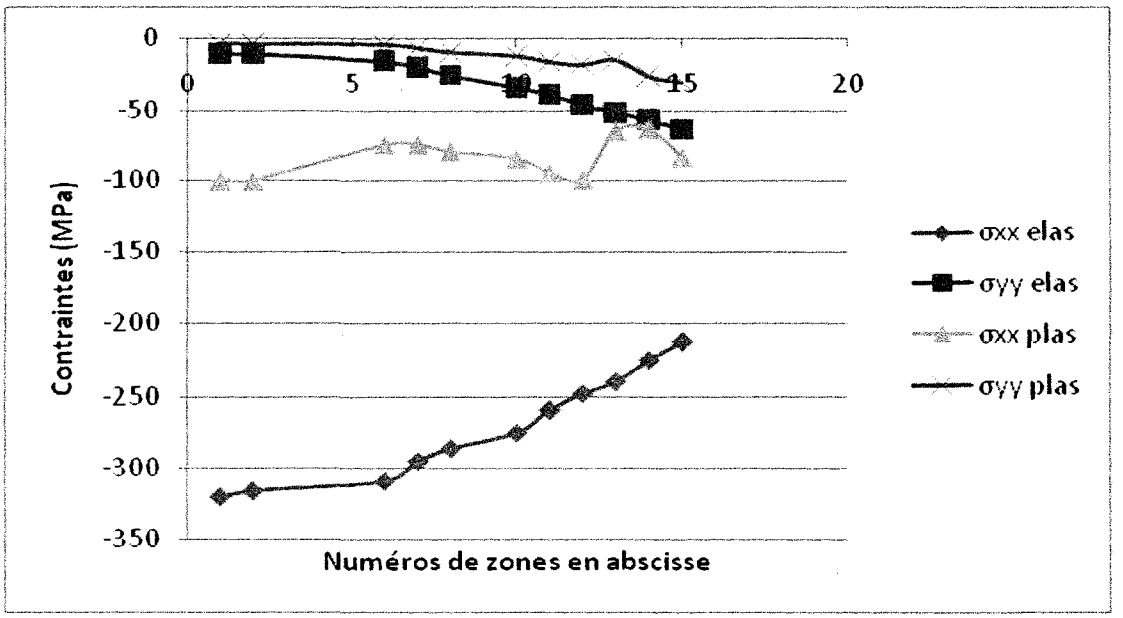


Figure 6.31 : Contraintes en fond de trou et incréments de déformations pour le fond de trou conique



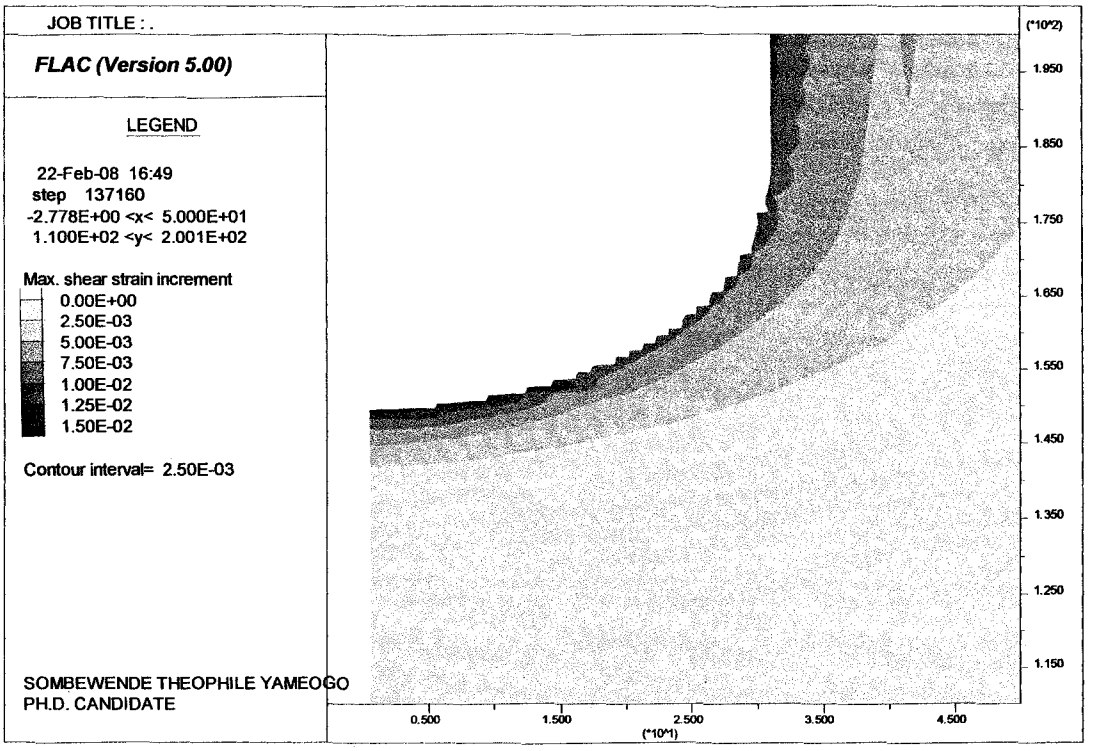


Figure 6.32 : Contraintes en fond de trou et incréments de déformations pour le fond de trou sphérique

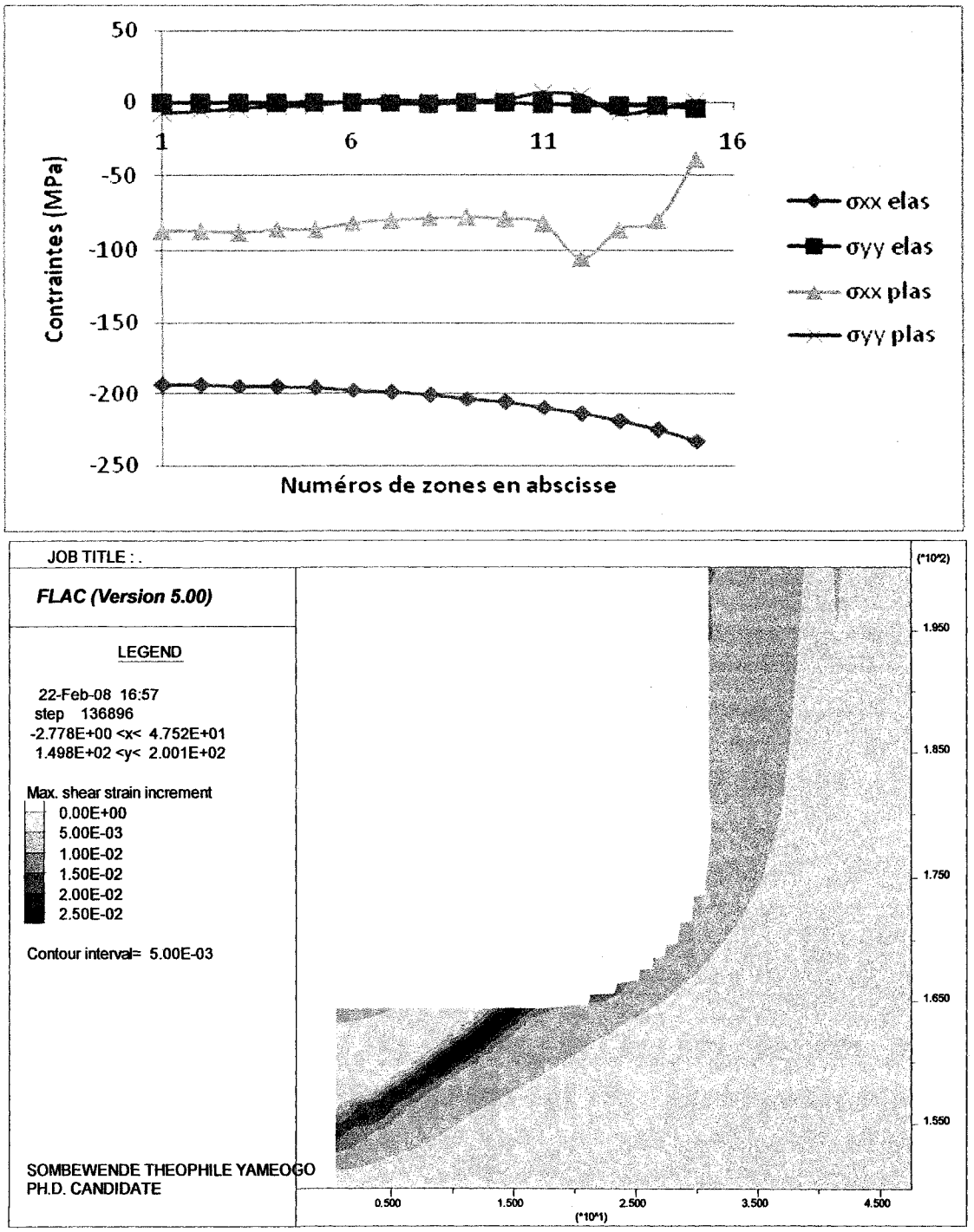
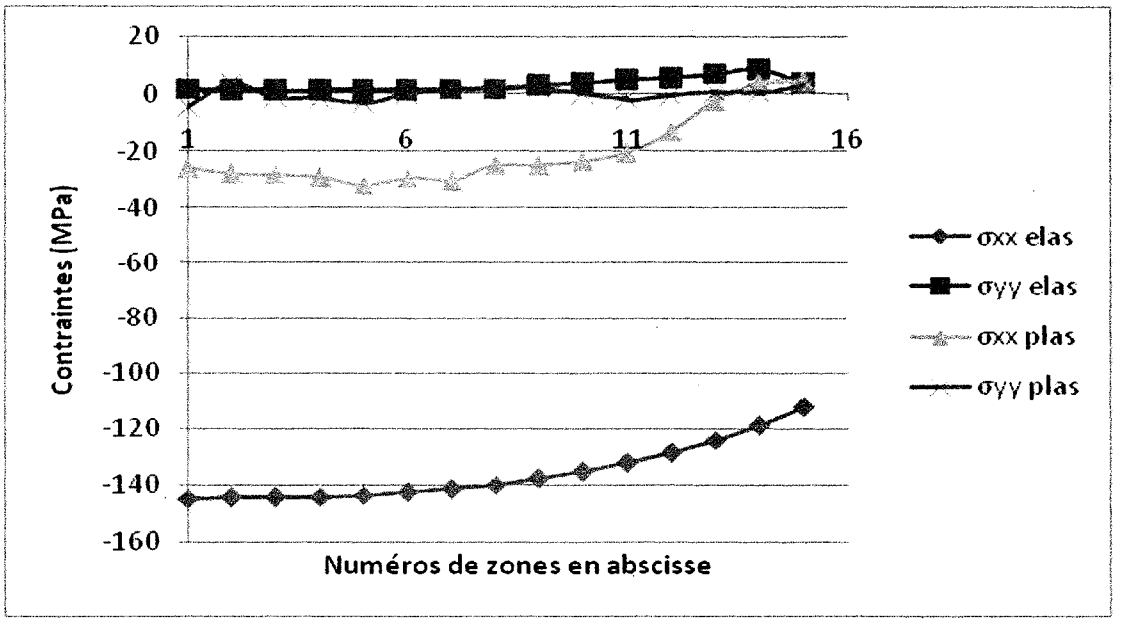


Figure 6.33 : Contraintes en fond de trou et incréments de déformations pour le fond de trou sphéroïde



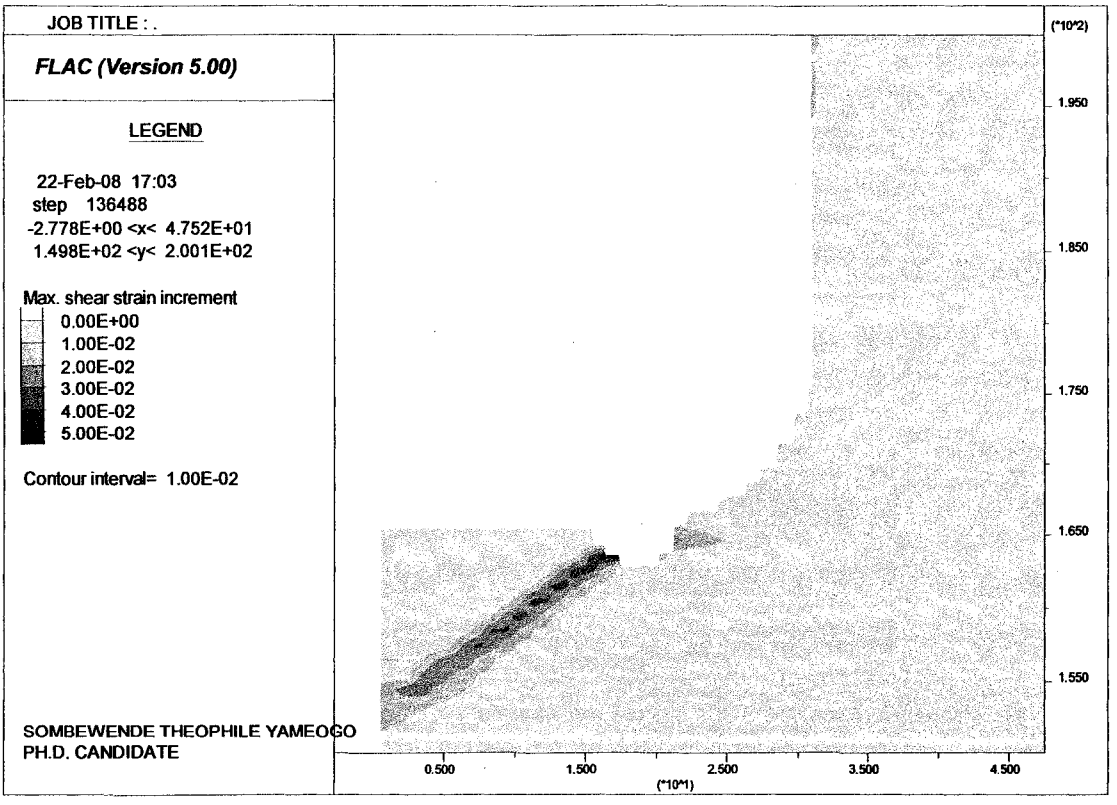
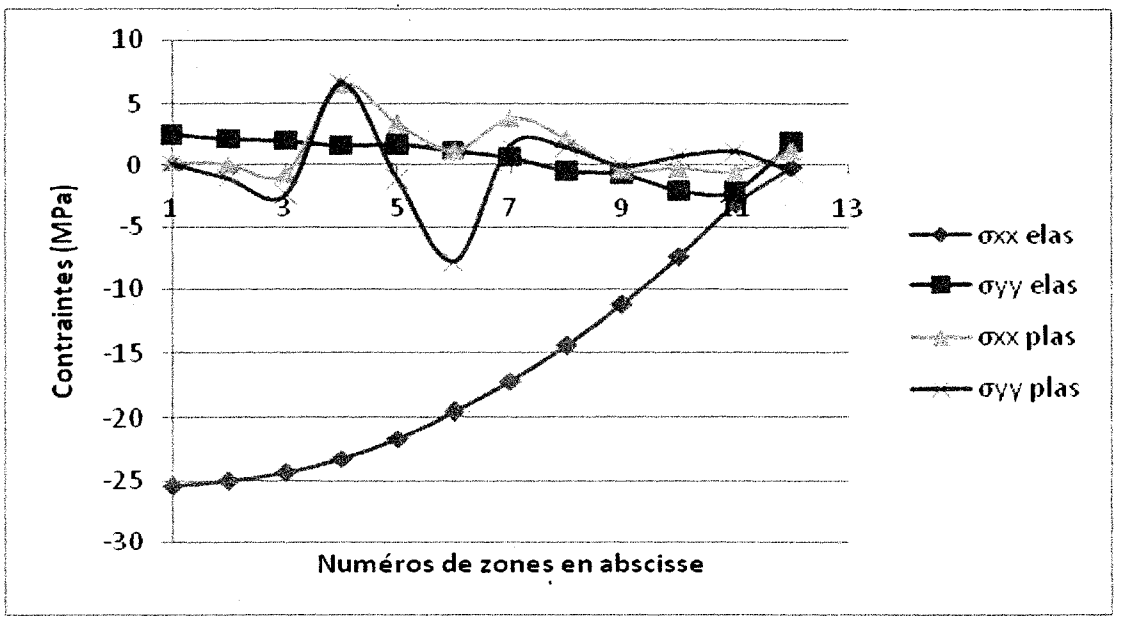


Figure 6.34 : Contraintes en fond de trou et incréments de déformations pour le fond de trou spécial sphéroïde.



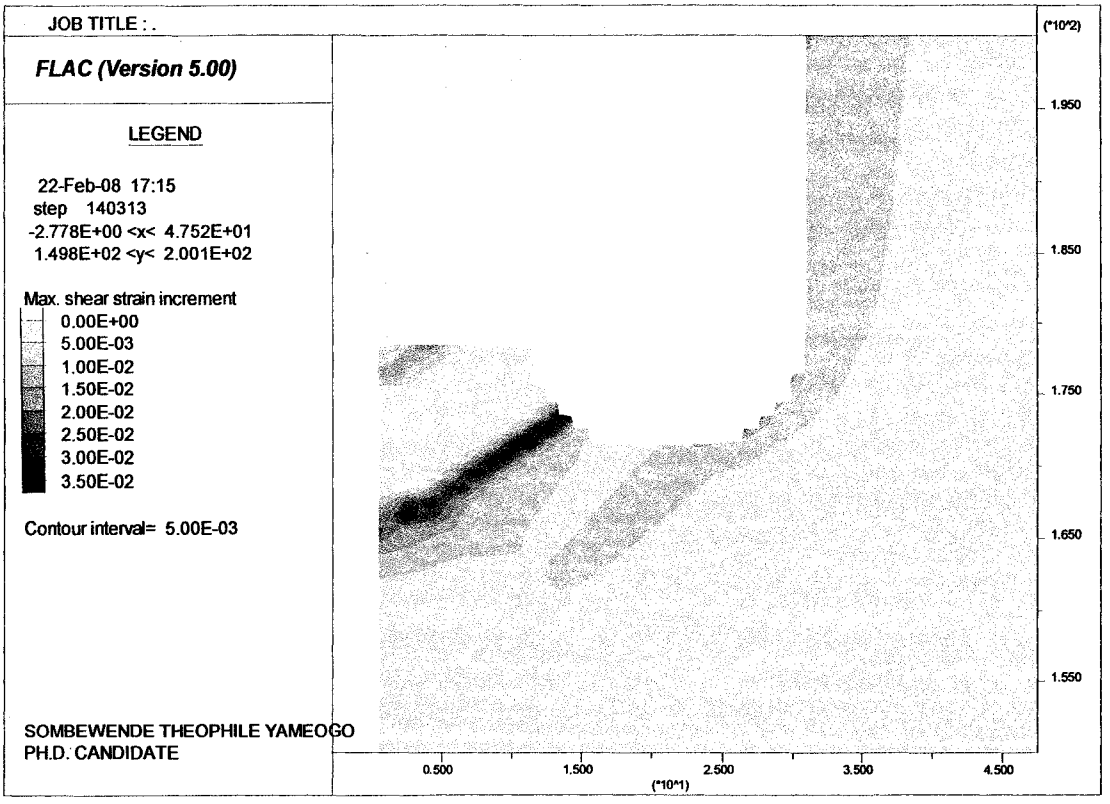


Figure 6.35 : Contraintes en fond de trou et incréments de déformations pour le fond de trou spécial

Au final, on peut dire que le changement de la forme du fond de trou pour les géométries ci-proposées n'est pas une alternative prometteuse qui permettrait de réduire l'endommagement à l'emplacement des jauges pour le cas de chargement étudié. Cette technique n'aurait donc pas pour conséquence d'empêcher ou de diminuer considérablement le relâchement des contraintes in situ avant même le début des mesures. D'une part, les ruptures à l'emplacement de la rosette demeurent présentes sauf à la figure 6.34. D'autre part, les allures des contraintes en fond de trou des analyses élastique et élastoplastique sont très différentes de l'allure souhaitée de la figure 6.29. Toutefois, comme les formes alternatives ont été excavées d'un seul coup, il se pourrait que les résultats proviennent du choc subit par le modèle. Cela signifie qu'un polissage plus lent ou un maillage différent pourraient éventuellement donner de meilleurs résultats.

Au terme de toutes ces analyses sur l'endommagement, que peut-on dire de la performance des techniques de mesures, notamment celle du Doorstopper modifié ?

6.6 L'endommagement et les techniques de mesures de contraintes

6.6.1 La technique du Doorstopper modifié

Comme toutes les analyses ont été menées en supposant l'utilisation de la technique du Doorstopper modifié, les résultats la concernent directement. On peut d'ores et déjà dire que si la loi de comportement n'est pas élastique dans le matériau où les mesures sont effectuées, les conséquences sur l'interprétation peuvent ne pas être négligeables pour les situations et les conditions qui ont été modélisées.

Tout d'abord, toutes les simulations indiquent que l'orientation du trou de forage par rapport aux contraintes principales préalables qui ont été simulées décidera de l'état du fond de trou. En général, pour les cas élastiques, la cellule de la rosette est collée dans un fond de trou qui n'a pas subi de redistribution de contraintes : les courbes récupérées sont alors le résultat seul du relâchement des contraintes en place lors du dégagement de la carotte par la saignée. Mais dans les cas élastoplastiques étudiés, lorsque les contraintes principales préalables sont orientées parallèlement à l'axe du trou de forage, des ruptures en tension et en tension et cisaillement peuvent endommager le fond de trou. Cet endommagement conduit à un relâchement partiel des contraintes avant même le collage de la rosette pour réaliser les mesures. Les contraintes ainsi recalculées ne représentent plus les contraintes in situ sauf dans les cas de discage. En effet, pour les cas étudiés où le phénomène de discage est observé dans la carotte, la perte de contraintes en fond de trou est moindre car on n'a pas vraiment d'endommagement à l'emplacement des jauges avant le début des mesures. En plus, la première rupture en tension dans la carotte n'empêche pas la récupération des déformations, comme l'avait anticipé Corthésy et al (1993c) à partir d'observations sur le terrain. D'ailleurs, les courbes de récupération des cas de discage ressemblent à s'y méprendre à celles d'analyses élastiques. Par conséquent, les mesures de contraintes avec le Doorstopper modifié dans des zones de discage seraient correctes dans les conditions qui ont été examinées dans cette thèse.

Ensuite, lorsque l'endommagement a lieu en fond de trou, il est presque impossible d'en connaître l'existence avant la pose de la rosette. Certaines anomalies sur les courbes de récupération peuvent néanmoins permettre de détecter les ruptures à l'emplacement des jauges. Effectivement, lorsque la contrainte principale majeure préalable est orientée parallèlement à l'axe du forage, des écarts importants entre les invariants sont visibles sur les courbes de

récupération. Malheureusement, d'autres sources d'erreurs pourraient expliquer ces écarts, notamment l'hétérogénéité et la défectuosité des jauges. Pour les cas où des ruptures mixtes endommagent tout le fond de trou, les courbes présentent des irrégularités qui pourraient être de bons indicateurs de ce type d'endommagement dans les conditions qui ont été analysées dans la présente recherche.

De surcroît, les contraintes résiduelles présentes dans la carotte récupérée posent un problème à la validité des mesures de contraintes in situ. La technique du Doorstopper modifié s'appuie sur le fait que le dégagement de la carotte relâche toutes les contraintes in situ, ce qui permet d'utiliser les déformations récupérées pour retrouver ces contraintes préalables. Or, dans le cas où le matériau se comporte de façon élastoplastique, des contraintes résiduelles variant entre 10 et 30 MPa sont observées dans la carotte récupérée. Une partie de ces contraintes peut provenir des contraintes in situ, alors qu'une autre partie peut découler des concentrations qui traversent la carotte pendant le forage. On ne peut donc pas conclure que 100% des contraintes résiduelles ont été retranchées à celles qui auraient été relâchées. Dans les cas de discage, il a été remarqué que les contraintes résiduelles sont faibles, ce qui pourrait expliquer pourquoi les déformations récupérées en mode élastoplastique sont semblables à celles obtenues en mode élastique.

Certaines des solutions proposées peuvent améliorer la performance de la technique du Doorstopper modifié. Pour des situations où l'orientation des contraintes principales est connue a priori, un choix éclairé de l'orientation des axes de trous de forage devrait permettre de résoudre le problème de l'endommagement en fond de trou. En évitant d'avoir σ_1 et σ_2 directement parallèles aux trous, l'endommagement serait considérablement réduit. D'ailleurs, dans des situations semblables, comme la méthode RPR en a fait les preuves, seuls deux trous

de forages, ou même un selon le cas, seront nécessaires. En plus, la solution de l'utilisation de fluides ou de boues sous pression dans l'excavation du trou pilote a montré son efficacité pour minimiser la rupture en fond de trou avant le début des mesures. Le changement de la forme géométrique du fond de trou n'a pas donné les résultats escomptés pour les situations simulées, mais cela pourrait être dû en partie à des problèmes d'ordre numérique.

Somme toute, dans les conditions des analyses de la présente thèse, la technique du Doorstopper modifié est applicable dans les zones à très fortes contraintes où le discage de la carotte est présent. Selon l'orientation de l'axe du trou de forage, cette technique n'est pas adaptée à d'autres cas d'endommagement en fond de trou et dans la carotte pour lesquels les déformations récupérées sont faussées. Pour ces cas-là, l'orientation judicieuse des trous de forage et l'utilisation de fluides et boues sous pression sont des solutions viables qui permettraient à la technique d'être utilisée dans les situations propices à l'endommagement qui ont été étudiées. Le paragraphe suivant va s'intéresser aux conséquences de l'endommagement sur d'autres techniques de mesures de contraintes in situ.

6.6.2 Autres techniques de mesures

Les techniques de mesures dont la performance sera influencée par les résultats de la présente étude sont surtout celles pour lesquelles un trou de forage doit être réalisé et/ou une carotte doit être récupérée. La loi de comportement non élastique et les ruptures enregistrées à la paroi, en fond de trou et dans la carotte, vont influencer la qualité des mesures et la validité de leur interprétation. Dans l'analyse qui suit et qui suppose que les conditions de la présente thèse sont respectées, les cas sont regroupés selon le principe utilisé par la méthode de mesures (tableau 2.1).

Pour les techniques basées sur le principe de récupération, les méthodes de mesure de déformations en fond de trou plat seront probablement affectées par l'endommagement. L'absence de courbes de récupération (pas d'enregistrement continu) dans la technique du Doorstopper conventionnel ne facilitera la détection de l'endommagement du fond de trou et de la carotte. Comme la méthode RPR lui est aussi inconnue, la nécessité d'orienter les trois axes de trous de forage de façon à éviter les contraintes principales rend son exécution encore plus complexe. Quant aux mesures de déformations à la paroi du trou comme le CSIR ou le CSIRO, les ruptures mixtes qui ont été observées à la paroi prédisent que les déformations ne seront pas nécessairement utilisables si le matériau est élastoplastique. Pour ces techniques, tous les cas étudiés montrent que la paroi est fortement endommagée tout le long du trou. L'approche de l'utilisation de fluides ou de boues sous pression dans le trou de forage a démontré que les ruptures et leur étendue dans la paroi peuvent être réduites, ce qui serait proche des conditions idéales pour ces mesures. Mais, comme ces techniques requièrent aussi une longueur de carotte récupérée plus importante que celle du Doorstopper modifié, leur application dans des zones de discage poserait problème. Les mêmes arguments sont valables pour les mesures de variation de diamètre de forage comme la cellule USBM.

En ce qui concerne les techniques fondées sur le principe de fracturation, la fracturation hydraulique pourrait avoir besoin de l'utilisation de fluides ou de boues sous pression pour forer le trou de mesure. Sans cela, dans les conditions qui ont été étudiées, l'endommagement pourrait affaiblir la paroi à cause des ruptures, et cet état conduirait à une sous-estimation de la résistance réelle du massif à la fracturation. En forant sous pression, on permettrait à la paroi de rester le plus possible à l'état « vierge », situation idéale pour réussir la

mesure qui suppose une loi de comportement homogène élastique linéaire. D'autres hypothèses demanderaient aussi à être vérifiées mais elles dépassent le cadre de la présente thèse.

L'analyse du discage est aussi une technique que certains auteurs espèrent utiliser pour calculer les contraintes in situ. Les résultats de l'étude montrent à plus d'un titre que cette méthode n'est pas fiable. Selon les analyses qui ont été simulées, le discage est présent si l'axe du trou de forage est parallèle à la direction de la contrainte principale mineure préalable : c'est une condition nécessaire mais pas suffisante car des ruptures mixtes en tension et en cisaillement peuvent aussi se développer. L'axe du creux de la rupture pourrait alors être orienté parallèlement à la contrainte horizontale majeure si les ruptures sont en tension, ou parallèlement à la contrainte horizontale mineure si les ruptures sont en tension et en cisaillement.

CHAPITRE 7 : CONCLUSIONS ET RECOMMANDATIONS

7.1 Contributions originales de la thèse

Comme annoncé à l'introduction, le but de la présente recherche était d'étudier l'influence de l'hétérogénéité et de l'endommagement de la roche dans l'interprétation des mesures de contraintes in situ réalisées avec la technique du Doorstopper modifiée. Dans un premier temps, des modèles numériques tridimensionnels de configurations d'inclusions hétérogènes aléatoires simulant la présence d'agrégats dans une matrice homogène ont été créés pour analyser la performance du Doorstopper modifié dans le calcul des contraintes appliquées à travers quatre méthodes d'obtention des paramètres de déformabilité. Dans un deuxième temps, les types de ruptures et leurs effets sur l'interprétation des mesures ont été examinés en simulant l'endommagement éventuel de la roche lors des mesures de contraintes in situ avec le Doorstopper modifié. La présente thèse aura permis non seulement de combler certaines insuffisances, mais encore de mettre en lumière des aspects qui étaient jusque-là peu compris ou inconnus.

À la différence des modèles bidimensionnels et axisymétriques, la simulation numérique tridimensionnelle avec le logiciel FLAC^{3D} aura permis de créer des modèles qui ressemblent beaucoup plus à des cas physiques réalistes. Que ce soit par la création des configurations hétérogènes avec des agrégats de différentes tailles, formes et volumes, ou par la simulation de vrais chargements triaxiaux, le présent travail s'est attaché à reproduire des

phénomènes et des cas pour lesquels la tridimensionnalité était indispensable pour une bonne analyse et une meilleure compréhension.

À partir des études sur l'influence de l'hétérogénéité pour les conditions analysées, il appert que la technique du Doorstopper modifié donne de très bons résultats dans les milieux hétérogènes. Tout d'abord, les courbes de récupération ne montrent aucune irrégularité qui trahirait la présence locale des agrégats, leur taille, leur disposition aléatoire ou tout simplement le milieu hétérogène et ce pour deux séries de tailles d'agrégats différentes.

Ensuite, il a été démontré dans les analyses effectuées, que les trois nouvelles approches de détermination des paramètres de déformabilité donnent de bons résultats de calcul de contraintes, semblables à ceux de l'approche anisotrope équivalente. Cette conclusion signifie, d'une part que l'une ou l'autre des approches pourrait être utilisée, et d'autre part que l'on pourrait vérifier les calculs obtenus par une approche donnée en se référant à une autre. En plus, il a été montré que la méthode anisotrope équivalente conventionnelle serait peu sensible au coefficient de Poisson : lors du calcul des contraintes, des variations de ± 40% de ce paramètre (sur la valeur exacte entrée dans la simulation) ont donné des variations inférieures à 5% sur les contraintes calculées. Par conséquent, l'obtention des paramètres de déformabilité de la méthode d'interprétation du Doorstopper modifié deviendrait alors plus flexible et moins susceptible de causer des erreurs dans le calcul des contraintes. Cette constatation est d'ailleurs très importante car elle permettrait de maintenir la qualité des résultats obtenus de la méthode d'interprétation et d'économiser du temps et des coûts en omettant éventuellement de réaliser l'essai de compression diamétrale.

Les cas étudiés dans la thèse ont aussi permis de confirmer que la méthode RPR serait applicable dans les milieux hétérogènes élastiques et donnerait d'excellents résultats. Cela

signifie que pour ces milieux, comme dans le cas des milieux homogènes, le nombre de trous de forage nécessaires pourrait être réduit à deux ou un, en fonction des composantes de tenseurs recherchées et/ou de la connaissance de l'orientation des contraintes principales préalables. Ceci est particulièrement important pour la mesure des contraintes dans les structures en béton où les problèmes d'espace ne permettent pas nécessairement de réaliser plusieurs sondages d'orientations différentes.

Si pour les milieux hétérogènes à grands contrastes de module de Young qui ont été analysés ($E_{matrice}$ = 35 GPa et $E_{agrégats}$ = 65 GPa), la technique du Doorstopper modifié a été performante, alors elle devrait l'être aussi pour des milieux hétérogènes moins contrastés. En effet, pour un milieu hétérogène d'agrégats de tailles et formes plus variées et avec une gradation plus importante de valeurs de déformabilité (distribution gaussienne plutôt que bimodale donnant un contraste de déformabilité moindre), l'auteur s'attend à ce que les résultats d'analyse soient encore plus précis que ceux présentés dans la présente thèse.

Dans l'étude sur l'influence de l'endommagement de la roche, plusieurs simulations tridimensionnelles de discage, de ruptures en cisaillement et mixtes (tension et cisaillement) en série ont été observées : ceci aura permis de valider l'utilisation de la loi de comportement élastoplastique du *strain softening* appelée CWFS pour reproduire avec un modèle 3D des résultats expérimentaux simulés en axisymétrie à l'aide de $FLAC^{2D}$ par Corthésy et Leite (2008). Ceci met en lumière une contribution originale de la thèse puisque peu d'auteurs se sont aventurés dans les analyses numériques élastoplastiques en 3D pour modéliser l'endommagement des roches.

Les analyses ont aussi montré que les types de ruptures dans la carotte récupérée sont liés aux types de ruptures en fond de trou qui, elles, dépendent non seulement des propriétés

mécaniques de la roche mais aussi de l'orientation de l'axe du trou de forage par rapport aux orientations des contraintes principales préalables. Pour les cas analysés dans les conditions de la présente thèse, cette conclusion permet de comprendre le processus de l'endommagement et met en relief l'importance de l'état du fond de trou avant le début des mesures. De ces résultats, il serait logique de prédire que, pour plusieurs autres techniques de mesures, les situations d'endommagement en fond de trou ou à la paroi avant le début des mesures devraient conduire à de mauvaises estimations des contraintes in situ.

Un autre aspect important de ce présent travail est l'observation de formes particulières d'endommagement comme le discage et les ruptures en selle de cheval (saddle-shaped). En effet, le discage et les ruptures en selle de cheval ont été observés dans des conditions de chargements où l'axe du trou est parallèle à la contrainte principale mineure (σ_3) préalable. L'utilisation de la forme de la rupture dans la carotte pour déduire de l'orientation des contraintes horizontales dépendrait de la nature de ces ruptures : pour des ruptures en tension, σ_H est parallèle à l'axe du creux de la forme en selle à cheval tandis que pour des ruptures mixtes, c'est σ_h qui est parallèle à l'axe du creux. Comme l'ont mentionné Corthésy et Leite (2008), il faut souligner ici que l'observation de ruptures en cisaillement causant la séparation physique de morceaux de carotte n'a pas été présentée dans la littérature. Il est possible que ce mode de rupture puisse causer un endommagement de la roche qui ne soit pas observable à l'œil nu.

Ces conclusions, qui demeurent valables dans les conditions qui ont été étudiées, amènent à penser que la technique du Doorstopper modifié pourrait être appliquée dans les situations où la roche se comporte de façon élastoplastique, même si des ruptures endommagent le fond de trou et la carotte à l'emplacement de la rosette pour les cas l'axe du

trou de forage est parallèle aux contraintes principales préalables σ_1 ou σ_2. Pour les cas où le discage est présent, le Doorstopper modifié donne des résultats acceptables si les conditions qui ont été simulées prévalent. L'orientation judicieuse des axes de forage et l'utilisation de fluides et de boues sous pression pendant le forage sont des alternatives qui ont été proposées et analysées pour réduire ou empêcher l'endommagement en fond de trou, à la paroi et dans la carotte. Les quelques tentatives de modification de la géométrie du fond de trou n'ont pas donné de résultats satisfaisants.

En résumé, les résultats de la présente étude auront permis de confirmer la bonne performance de la technique du Doorstopper modifié dans les milieux hétérogènes et de proposer de nouvelles approches d'obtention des paramètres de déformabilité de calcul des contraintes qui pourraient augmenter la fiabilité des mesures de contraintes in situ, tout en minimisant les effets d'une défectuosité de jauges et de présence locale d'hétérogénéité. La compréhension de l'endommagement et de ses effets dans les zones de très fortes contraintes a permis d'étudier la réponse du Doorstopper modifié dans de telles circonstances. Il ne faudrait toutefois pas perdre de vue que ces résultats sont valides à l'intérieur du cadre de la présente thèse. Certaines hypothèses ont dues être faites pour respecter les délais de temps, car, pour les études sur l'hétérogénéité comme pour celles sur l'endommagement, de longs temps de calcul ont été requis. Malgré l'utilisation d'ordinateurs spécialement conçus pour la simulation numérique, une analyse sur l'hétérogénéité dure cinq jours, tandis qu'une analyse sur l'endommagement requiert environ deux semaines. Ces temps sont probablement dus aux contrastes de paramètres de déformabilité (études sur l'hétérogénéité), à l'utilisation d'une loi de comportement élastoplastique (études sur l'endommagement), de même qu'au nombre

important d'éléments requis dans les modèles 3D (245 000 zones et 353 000 zones respectivement pour les études sur l'hétérogénéité et l'endommagement).

7.2 Limites de la présente recherche

Dans l'étude de l'influence de l'hétérogénéité, les analyses ont été limitées aux milieux hétérogènes à deux phases distinctes, soit une matrice homogène et un seul type d'agrégats. Comme le montrent la majorité des études publiées sur l'influence de l'hétérogénéité à travers la simulation numérique ou l'approche analytique, cette façon de faire permet de simplifier les calculs et de mieux saisir l'influence de la présence des agrégats. Les formes des agrégats simulés ne sont pas lisses et arrondies comme on en retrouve dans les bétons fabriqués avec des cailloux de rivière, mais présentent plutôt des surfaces rugueuses comme le sont celles produites avec des agrégats provenant de matériaux concassés, avec comme résultat des concentrations ou des gradients de contraintes plus importants aux contacts agrégats-mortier. Par conséquent, les milieux hétérogènes qui ont été analysés peuvent être considérés comme des cas extrêmes, étant donné qu'en plus des arêtes vives de la géométrie des agrégats, ces derniers et la matrice ont un rapport de modules de Young d'environ 2. Ces conclusions sont valables si ces matériaux hétérogènes ont un comportement élastique. Il est clair que si l'hétérogénéité avait été combinée aux analyses d'endommagement, des phénomènes de rupture beaucoup plus complexes auraient été observés à cause des concentrations de contraintes propres aux matériaux hétérogènes.

L'absence de variation des paramètres de déformation élastiques constitue une autre limite à la présente thèse. Lorsque la roche s'endommage, le module de Young et le coefficient de Poisson devraient subir des variations qui vont affecter le processus d'endommagement et

de récupération des déformations avec le Doorstopper modifié. Dans les analyses présentées, les paramètres élastiques de la roche intacte ont été utilisés en tout temps. Cette simplification a permis de faire des gains en temps de calcul. Pour les cas de discage, le fait que des disques de carotte restent intacts pourrait justifier l'utilisation de E et ν de la roche intacte : dans ces cas, la modification de E et ν peut ne pas être nécessaire pour interpréter les résultats, étant donné que la rosette reste collée dans une partie intacte de la carotte. En d'autres mots, si les phénomènes d'endommagement se traduisent par une localisation de la rupture, seules ces zones endommagées devraient voir leurs paramètres de déformabilité modifiés alors que les zones où la rupture ne s'est pas manifestée conservent leurs propriétés originales.

Par ailleurs, l'utilisation d'un logiciel de milieu continu pour analyser des ruptures en tension et en cisaillement a ses limites. Effectivement, FLAC^{3D} ne simule pas les dissociations physiques dues aux ruptures. De même, les irrégularités sur certaines courbes de récupération démontrent l'existence d'un écoulement plastique en tension continu, dû à l'incapacité du logiciel de séparer les zones en rupture. Le maillage a pu aussi influencer la propagation des ruptures dans le modèle numérique parce que la taille des zones joue un rôle important dans l'apparition des zones de ruptures (Bazant *et al*, 1984; Pietruszczak & Stolle, 1985, 1987). En effet, dans les logiciels d'éléments finis, les incréments de déformations qui affectent l'évolution des paramètres de résistance post-pic sont liés à la taille de la zone. Si on devait augmenter la taille des zones du modèle qui a été analysé, on pourrait observer des ruptures moins importantes et une diminution de leur taille créerait l'effet inverse, tel que l'ont démontré Corthésy et Leite (2008) pour le discage et l'endommagement en cisaillement. Pour ces mêmes raisons, le lien entre l'épaisseur des disques et les contraintes préalables est un autre aspect de la simulation numérique qui ne peut être analysé dans FLAC^{3D} (Itasca, 2002).

Finalement, toute simulation numérique reste une simplification ou une exagération de la réalité. Ainsi, tous les résultats auxquels l'auteur de la présente thèse est arrivé mériteraient d'être comparés à des études expérimentales ou des mesures sur le terrain. Malgré ces limites, les contributions apportées ont tout de même permis de dégager la voie pour de futures recherches.

7.3 Recommandations

En dépit des quelques réserves qui viennent d'être énoncées, la présente recherche a démontré l'importance de connaître les caractéristiques du matériau dans lequel les mesures sont faites, dans le but de mieux comprendre et analyser la performance de la technique du Doorstopper modifié. C'est pourquoi la première recommandation serait d'appliquer expérimentalement les quatre approches de détermination des paramètres de déformabilité et de calcul des contraintes dans des mesures de contraintes en milieu hétérogène. Pour s'assurer de la validité de l'expérience, il serait souhaitable que les mesures soient menées au laboratoire sur des modèles physiques dont la composition est connue mais dont la forme, la taille et la disposition des agrégats demeurent aléatoires. Peut-être que ces résultats sur modèles physiques qui incluent les effets des erreurs expérimentales, permettraient de déterminer si une méthode d'estimation des paramètres de déformabilité se distingue parmi celles qui ont été proposées.

Pour compléter les résultats de l'étude sur l'influence de l'hétérogénéité, de nouvelles simulations numériques devraient être effectuées en augmentant le nombre de phases en présence. En effet, une composition avec plus de deux phases serait beaucoup plus représentative de la réalité qui souvent produit des configurations très complexes et variées. En plus, dans le but de donner sa raison d'être à la méthode homogène anisotrope équivalente et de

profiter des avantages des méthodes numériques tridimensionnelles, de vrais milieux anisotropes homogènes pourraient être simulés puisque le logiciel FLAC^{3D} permet d'introduire des lois de comportement élastiques anisotropes (anisotropie transversale et orthotropie).

En ce qui concerne l'endommagement de la roche, il est recommandé que les expériences au laboratoire commencées par El Madani (2004) soient poursuivies pour compléter la caractérisation de la réponse de la rosette du Doorstopper modifié dans un milieu endommagé. Ces futurs travaux pourraient permettre de valider les conclusions tirées des analyses numériques de la présente étude. En plus, l'auteur pense que les recherches futures à l'aide de la simulation numérique devraient être poursuivies de façon tridimensionnelle afin de permettre d'analyser les ruptures dans le plan du fond de trou. Le choix du code de calcul pour milieu continu FLAC^{3D} pour étudier l'endommagement a, en partie, été motivé par la commodité de l'utilisation d'un même logiciel pour traiter les deux volets de la présente thèse. Pour les simulations tridimensionnelles futures, un code de calcul prenant en compte les dissociations physiques dans le maillage serait préférable. Le choix pourrait par exemple se porter sur le programme PFC (Particle Flow Code) du groupe Itasca ou sur Abaqus du groupe Dassault Systèmes S.A.

RÉFÉRENCES

Abe, T. (1979a). Elastic deformation of inhomogeneous materials including polycrystals under multi-axial stress. 1. Constraint ratio under multi-axial stress. *Bulletin of the JSME, 22*(166), 461-468.

Abe, T. (1979b). Elastic deformation of inhomogeneous materials including polycrystals under multi-axial stress. 2. On analytical expression of inhomogeneous deformation. *Bulletin of the JSME, 22*(171), 1182-1189.

Amadei, B., & Stephansson, O. (1997). *Rock stress and its measurements*. London, UK: Chapman & Hall.

Barton, N. (2003). Failure around tunnels and boreholes and other problems in rock mechanics. In ISRM News Journal (Ed.).

Batugin, S., & Nirenburg, R. (1972). Approximate relation between the elastic constants of anisotropic rocks and the anisotropy parameters. *Journal of Mining Science, 8*(1), 5-9.

Bazant, Z. P., Belytschko, T. B., & Chang, T.-P. (1984). Continuum Theory For Strain-Softening. *Journal of Engineering Mechanics, 110*(12), 1666-1692.

Boivin, V. (2005). *Micro-hétérogénéités des paramètres de déformabilité des roches et mesures de contraintes in situ* Mémoire inédit, École Polytechnique, Montréal, Canada.

Brady, B. H. G., & Brown, E. T. (2004). *Rock Mechanics for Underground Mining* (3^{e} éd.). London, UK: Kluwer Academic Publishers.

Brown, E. T. (2002). Rock mechanics in Australia. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 39*(5), 529-538.

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, 32*(4), 375-384.

Cai, M., & Thomas, L. J. (1993). Performance of overcoring stress measurement devices in various rock types and conditions. *Transactions of the Institution of Mining & Metallurgy, Section A: Mining Industry, 102*, 134-140.

Christiansson, R., & Janson, T. (2003). A test of different stress measurement methods in two orthogonal bore holes in Aspo Hard Rock Laboratory (HRL), Sweden. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 40*(7-8), 1161-1172.

Corkum, A. G., & Martin, C. D. (2006). The mechanical behaviour of weak mudstone (Opalinus Clay) at low stresses. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, In Press*.

Corthésy, R. (1982). *Développement d'une méthode analytique d'interprétation des mesures de pressions de terrains par la technique du "doorstopper" pour des roches anisotropes et non linéaires.* Mémoire inédit, École Polytechnique Montreal.

Corthésy, R. (1989). *La mesure des contraintes dans le sel gemme.* Ph.D. inédit, École Polytechnique, Montréal.

Corthésy, R., & Gill, D. E. (1990a). An Integrated approach to rock stress measurement using the doorstopper cell. *43rd Canadian Geotechnical Conference, Québec, Canada* (Vol. 2, pp. 463-469)Canadian Geotechnical Society.

Corthésy, R., & Gill, D. E. (1990b). Novel approach to stress measurements in rocksalt. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts, 27*(2), 95-107.

Corthésy, R., Gill, D. E., & Leite, M. H. (1991). Effect of heterogeneity on pointwise stress measurements. *International Conference on Residual Stresses, Tokushima, Japan* (Vol. 1, pp. 405)Elsevier Science Publ Ltd, Barking, Engl.

Corthésy, R., Gill, D. E., & Leite, M. H. (1993a). Integrated approach to rock stress measurement in anisotropic non-linear elastic rock. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts, 30*(4), 395-411.

Corthésy, R., Gill, D. E., Leite, M. H., & Nefzaoui, A. (1993b). Stress measurements and micro-heterogeneity effects. *2nd International Workshop on Scale Effects in Rock Masses, Lisbon, Portugal* (pp. 295)A.A. Balkema, Rotterdam, Neth.

Corthésy, R., Gill, D. E., Leite, M. H., & Thompson, P. M. (1993c). Stress Measurements in High-Stress Zones using the Modified Doorstopper Technique. *Canadian Geotechnical Journal, 30*(6), 991-1002.

Corthésy, R., Gill, D. E., & Ouellet, J. (1993d). *Méthodes de mesure des contraintes dans les massifs de roches dures.* Sainte-Foy, Québec: Centre de recherche minérales - Ministère de l'Énergie et des Ressources.

Corthésy, R., & Leite, M. H. (2007). Communication personnelle. In T. Yaméogo (Ed.). Montreal, Canada.

Corthésy, R., & Leite, M. H. (2008). A strain-softening numerical model of core discing and damage. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 45*(3), 329-350.

Corthésy, R., Leite, M. H., & Gill, D. E. (1997). Les mesures de contraintes in-situ : comment en assurer la qualité. *Colloque de contrôle de terrain de l'Association Minière du Québec, Val d'Or, Canada.*

Corthésy, R., Leite, M. H., Gill, D. E., & Gaudin, B. (2003). Stress measurements in soft rocks. *Engineering Geology, 69*(3-4), 381-397.

Corthésy, R., Leite, M. H., He, G., & Gill, D. E. (1994). RPR method for the doorstopper technique: Four or six stress components from one or two boreholes. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 31*(5), 507-516.

Cyrul, T. (1983). Notes on stress determination in heterogeneous rocks. *International Symposium on Field Measurements in Geomechanics, Zurich, Switzerland.*

Dantu, P. (1958). Études des contraintes dans les milieux hétérogènes - Application au béton. *Annales de l'Institut du Bâtiment et des Travaux Publics. Series Essais et Mesures, 40*(121), 55-77.

Diederichs, M. S., Kaiser, P. K., & Eberhardt, E. (2004). Damage initiation and propagation in hard rock during tunnelling and the influence of near-face stress rotation. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 41*(5), 785-812.

Durelli, A. J., Obert, L., & Parks, V. J. (1968). Stress required to initiate core discing. *Society of Mining Engineers of AIME -- Transactions, 241*(3), 269-276.

El Madani, F. (2004). *Etude experimentale de l'influence de l'endommagement sur les mesures de contraintes au doorstopper modifie.* Mémoire inédit, École Polytechnique Montréal,Canada.

Eshelby, J. D. (1957). The determination of the elastic field of an ellipsoidal inclusion. *Proceedings of the Royal Society of London, Series A (Mathematical and Physical Sciences), 241*(1226), 376-396.

Eshelby, J. D. (1959). The elastic field outside an ellipsoidal inclusion. *Proceedings of the Royal Society of London, Series A (Mathematical and Physical Sciences), 252*(1271), 561-569.

Fairhurst, C. (2003). Stress estimation in rock: a brief history and review. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 40*(7-8), 957-973.

Feng, X.-Q., Tian, Z., Liu, Y.-H., & Yu, S.-W. (2004). Effective Elastic and Plastic Properties of Interpenetrating Multiphase Composites. *Applied Composite Materials, 11*(1), 33-55.

Feng, X.-T., Katsuyama, K., Wang, Y. J., & Lin, Y. M. (1997). A new direction--Intelligent rock mechanics and rock engineering. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 34*(1), 135-141.

Gill, D. E. (1980). Notes du cours GML 6002 - Mécanique des roches II. Montréal: École Polytechnique de Montréal.

Giraud, A., Homand, F., Shao, J. F., & Nechnech, A. (1997). Numerical simulations of overcoring measurements in elastoplastic rocks. *International Symposium on Rock stress, Kumamoto, Japan* A.A. Balkema.

Glaser, S. D., & Doolin, D. M. (2000). New directions in rock mechanics -- report on a forum sponsored by the American Rock Mechanics Association. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 37*(4), 683-698.

Grob, H., Kovari, K., & Amstad, C. (1975). Sources of error in the determination of in-situ stresses by measurements. *Tectonophysics, 29*(1-4), 29-39.

Guo, R., & Thompson, P. (2004). Influences of changes in mechanical properties of an overcored sample on the far-field stress calculation. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 41*(7), 1153-1166.

Gustkiewicz, J. (1975). Strain fluctuations in heterogeneous rocks. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts, 12*(5-6), 181-189.

Haecker, C. J., Garboczi, E. J., Bullard, J. W., Bohn, R. B., Sun, Z., Shah, S. P., et al. (2005). Modeling the linear elastic properties of Portland cement paste. *Cement and Concrete Research, 35*(10), 1948-1960.

Haimson, B. C. (1997). Borehole breakouts and core disking as tools for estimating in situ stress in deep holes. *International Symposium on Rock Stress, Kumamoto, Japan* A.A. Balkema.

Hajiabdolmajid, V., & Kaiser, P. (2003). Brittleness of rock and stability assessment in hard rock tunneling. *Tunnelling and Underground Space Technology, 18*(1), 35-48.

Hajiabdolmajid, V., Kaiser, P., & Martin, C. D. (2003). Mobilised strength components in brittle failure of rock. *Geotechnique, 53*(3), 327-336.

Hajiabdolmajid, V., Kaiser, P. K., & Martin, C. D. (2002). Modelling brittle failure of rock. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 39*(6), 731-741.

Hakala, M., Hudson, J. A., & Christiansson, R. (2003). Quality control of overcoring stress measurement data. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 40*(7-8), 1141-1159.

Harrison, J. P., & Hudson, J. A. (1997). *Engineering Rock Mechanics - Part 2 : Illustratrive Worked Examples*. London, UK: Elsevier Science Publ. Co.

Hoek, E., & Brown, E. T. (1980). *Underground Excavations in Rock.* London, UK: The Institution of Mining and Metallurgy.

Hudson, J. A., & Harrison, J. P. (1997). *Engineering Rock Mechanics - An Introduction to the Principles.* London, UK: Elsevier Science Publ. Co.

Hyett, A. J., Dyke, C. G., & Hudson, J. A. (1986). A critical examination of basic concepts associated with the existence and measurement of in situ stress. *International Symposium on Rock Stress and Rock Stress Measurements, Stockholm, Norvège* (pp. 387-396).

Itasca. (2002). *FLAC ^{3D} (Fast Lagrangian Analysis of Continua in 3 Dimensions) User's Guide.* Minneapolis: Itasca Consulting Group, Inc.

Jaeger, J. C., & Cook, N. G. W. (1963). Pinching-off and disking of rocks. *Journal of Geophysical Research, 68*(6), 1759-1765.

Kaga, N., Matsuki, K., & Sakaguchi, K. (2003). The in situ stress states associated with core discing estimated by analysis of principal tensile stress. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 40*(5), 653-665.

Kang, S. S., Ishiguro, Y., & Obara, Y. (2006). Evaluation of core disking rock stress and tensile strength via the compact conical-ended borehole overcoring technique. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 43*(8), 1226-1240.

Leeman, E. R. (1971). The C.S.I.R. "Doorstopper" and triaxial rock stress measuring instruments. *Rock Mechanics, 3*(1), 25-50.

Leite, M. H., & Corthésy, R. (2001). Stress measurements in concrete structures with modified doorstopper technique. *ACI Structural Journal, 98*(5), 619-628.

Leite, M. H., Corthésy, R., & Gill, D. E. (1993). Stress and strain measurement scales - influence of micro-heterogeneity. *24th Conference APCOM, Montreal, Canada* (Vol. 3, pp. 277-283).

Leite, M. H., Corthésy, R., Gill, D. E., St-Onge, M., & Nguyen, D. (1996). The IAM - A down-the-hole conditioner/data logger for the modified Doorstopper technique. *Rock Mechanics, Tools & Techniques : Proceedings of the 2nd North American Rock Mechanics Symposium, NARMS '96, Montreal* (Vol. 1, pp. 897-904).

Leite, M. H., Gill, D. E., & Corthésy, R. (1998). Experimental and numerical evaluation of stress redistribution in thick-walled rocksalt cylinders. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 35*(3), 367-383.

Li, Y. (1997). *Drilling induced core damage and its relationship to crustal in situ stress states and rock properties.* Thèse inédite, University of Alberta, Edmonton, Canada.

Li, Y., & Schmitt, D. R. (1997). Effects of Poisson's ratio and core stub length on bottomhole stress concentrations. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 34*(5), 761-773.

Lim, S. S., Martin, C. D., & Christiansson, R. (2006). Estimating in-situ stress magnitudes from core discing. *In-Situ Rock Stress, Trondheim, Norway* (pp. 159-166)Taylor & Francis.

Martin, C. D., Read, R. S., & Chandler, N. A. (1990). Does scale influence in situ stress measurements? - Some findings at the Underground Research Laboratory. *Scale effects in rock masses, Loen, Norway* A.A. Balkema.

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.

McDonald, C. M., Reichmann, M. J., & Theimer, K. J. (1981). *Evaluation of High-Pressure Drilling-Fluid Supply System* (SAND81-7142). Albuquerque, NM: Sandia National Laboratories.

Mori, T., & Tanaka, K. (1973). Average stress in matrix and average elastic energy of materials with misfitting inclusions. *Acta Materialia, 21*, 571-574.

Neville, A. M. (1991). *Properties of Concrete* (3e éd.). New York: Longman Scientific & Technical.

Ng, A. (2006). *Modélisation de la rupture lors d'une mesure au doorstopper modifié dans une roche synthétique élastoplastique.* Mémoire inédit, École Polytechnique de Montréal, Montréal.

Obara, Y., & Ishiguro, Y. (2004). Measurements of induced stress and strength in the near-field around a tunnel and associated estimation of the Mohr-Coulomb parameters for rock mass strength. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 41*(5), 761-769.

Obert, L., & Stephenson, D. E. (1965). Stress conditions under which core discing occurs. *Transactions of the Society of Mining Engineers of American Institute of Mining, Metallurgical and Petroleum Engineers, Incorporated (AIME), 223*(3), 227-235.

Offshore-Technology.com. (2007). Phoenix Beattie - Fluid Handling Systems, High Pressure Hoses, Hose and Couplings. Consulté le 27 décembre 2007, tiré de http://www.offshore-technology.com/contractors/cables/phoenix-beattie/.

Pellerin, F. (1982). Validité d'une modélisation du béton par une inclusion unique insérée dans une matrice infinie. *Mater. Constr. Mater Struct., 15*(86), 115-121.

Persson, B. (1999). Poisson's ratio of high-performance concrete. *Cement and Concrete Research, 29*(10), 1647-1653.

Pietruszczak, S., & Stolle, D. F. E. (1985). Deformation of strain softening materials : Part I: Objectivity of finite element solutions based on conventional strain softening formulations. *Computers and Geotechnics, 1*(2), 99-115.

Pietruszczak, S., & Stolle, D. F. E. (1987). Deformation of strain softening materials Part II: Modelling of strain softening response. *Computers and Geotechnics, 4*(2), 109-123.

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.

Ramsey, J. M., & Chester, F. M. (2004). Hybrid fracture and the transition from extension fracture to shear fracture. *Nature, 428*(6978), 63-66.

Sakaguchi, K., Lino, W., & Matsuki, K. (2002). Damage in a rock core caused by induced tensile stress and its relation to differential strain curve analysis. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 39*(3), 367-380.

Song, I., & Haimson, B. C. (1999). Core disking in Westerley granite and its potential use for in situ stress estimation. *37th U.S. Rock Mechanics Symposium, Vail, Colorado (USA)* (Vol. 2, pp. 1173-1180)A.A. Balkema.

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.

Vasconcelos, G., Lourenco, P. B., Alves, C. A. S., & Pamplona, J. (2008). Experimental characterization of the tensile behaviour of granites. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 45*(2), 268-277.

Venet, V., Henry, J. P., & Fourmaintraux, D. (1993). Contribution à l'optimisation du carottage par modélisation de l'initialisation du discage. *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), 1-64.

Wellstream International. (2003). Wellstream International Score a First in High Pressure Drilling Applications. Consulté le 27 décembre 2007, tiré de http://www.wellstream.com/news/detail.php?newsid=5.

Winkler, K. W. (2005). Borehole damage indicator from stress-induced velocity variations. *Geophysics, 70*(1), 11-16.

ANNEXES

ANNEXE 1 : Code de génération du modèle homogène

```
;=============================================================
; Création d'un quart de modèle
;=============================================================
; Carotte
gen zone cyl size 10 100 10 p0 0 0 0        &
              p1 17.625 0 0 p2 0 0 -200     &
              p3 0 17.625 0
;=============================================================
; Saignée
gen zone cshell p0 0 0 0     p1 21.375 0 0                  &
                p2 0 0 -200  p3 0 21.375 0                  &
                p8 17.625 0 0   p9 0 17.625 0               &
                p10 17.625 0 -200  p11 0 17.625 -200        &
                size 2 100 10  ratio 1 1 1                  &
                dim 17.625 17.625 17.625
;=============================================================
; Trou pilote
; Zone en regard de la carotte
gen zone cyl size 10 75 10  p0 0 0 150   &
              p1 17.625 0 150  p2 0 0 0  &
              p3 0 17.625 150
; Zone en regard de la saignée
gen zone cshell p0 0 0 150  p1 21.375 0 150             &
                p2 0 0 0  p3 0 21.375 150               &
                p8 17.625 0 150  p9 0 17.625 150        &
```

```
                p10 17.625 0 0   p11 0 17.625 0          &
                size 2 75 10    ratio 1 1 1              &
                dim 17.625 17.625 17.625
;=============================================================
; Bloc externe
; Bloc proche à maillage progressif de fin à moyen
gen zone radc   p0 0 0 150    p1 71.5 0 150       &
                 p2 0 0 -200    p3 0 71.5 150      &
                p6 71.5 71.5 150  p7 71.5 71.5 -200      &
                p8 21.375 0 150   p9 0 21.375 150        &
                p10 21.375 0 -200   p11 0 21.375 -200    &
                size 10 175 10 15 ratio 1 1 1 1.1        &
                dim 21.375 21.375 21.375 21.375

; Bloc extérieur à maillage progressif de moyen à gros
gen zone radtunnel p0 0 0 150    p1 180 0 150            &
                p2 0 0 -200   p3 0 180 150               &
                p8 71.5 0 150   p9 0 71.5 150            &
                p12 71.5 71.5 150   p10 71.5 0 -200      &
                p11 0 71.5 -200   p13 71.5 71.5 -200     &
                size 5 175 5 8   ratio 1 1 1 1
;=============================================================
; Reproduction par symétrie pour former un modèle entier
;=============================================================
gen zone reflect dip 90 dd 90 ori 0 0 0
gen zone reflect dip 90 dd 0  ori 0 0 0
```

```
;=============================================================

; Assignation de noms de groupes

group carotte range cyl end1 0 0 0 end2 0 0 -100 rad 17.625

group saignee range cyl end1 0 0 0 end2 0 0 -100 rad 21.375   &

                        cyl end1 0 0 0 end2 0 0 -100 rad 17.625   not

group exterieur range cyl end1 0 0 150 end2 0 0 -350 rad 300 &

                         cyl end1 0 0 110 end2 0 0 -100 rad 21.375 not

group troupil range cyl end1 0 0 150 end2 0 0 0 rad 21.375
```

ANNEXE 2 : Code de génération d'une configuration à petits agrégats

```
; ==========================================================================
; Paramètres de déformabilité
macro Agregat 'bulk 4.33e10 shear 2.6e10'
macro Matrix 'bulk 2.33e10 shear 1.4e10'
mo elas
prop Matrix      ; attribuation de la matrice à toutes les zones (modèle homogène)
set log on
; ==========================================================================
; Première vague des agrégats
; ==========================================================================
def gen_agregats
mval = 1
pnt = zone_head
loop while pnt# null                    ; lecture de toutes les zones pour acquérir
        coord_id = z_id(pnt)            ; les coordonnées des centroïdes et leur
identité
        coord_x = z_xcen(pnt)
        coord_y = z_ycen(pnt)
        coord_z = z_zcen(pnt)
if coord_x > -50                        ; circonscription au bloc x = -50 à x = 50
if coord_x < 50                         ; y = -50 à y = 50 et z = -150 à z = 50
        if coord_y > -50
        if coord_y < 50
                if coord_z > -150
                if coord_z < 50
```

```
unite = urand                                ; FISH donne un nombre aléatoire entre
un_ray = urand + 0.75                        ; 0 et 1 auquel on ajoute 0.75
rayon = 2.5*un_ray                           ; rayon entre 2.5 et 4.375
blk_ag = 4.33e10
if unite > 0.4                               ; rayon entre 2.8 et 4.375
        if z_prop(pnt,'bulk') < blk_ag
array var(100000,5)
        var(1,1) = 0.0
        var(1,2) = 0.0
        var(1,3) = 0.0
        var(1,4) = 0.0
        var(1,5) = 0.0
compt = 0
loop n (1,mval)
prec_x = var(n,1)
prec_y = var(n,2)
prec_z = var(n,3)
prec_r = var(n,4)
prec_r_r = var(n,5)
distcarr_sph1_sph2 = (coord_x - prec_x)*(coord_x - prec_x) + (coord_y - prec_y)*(coord_y -
prec_y) + (coord_z - prec_z)*(coord_z - prec_z)
dist_sph1_sph2 = sqrt(distcarr_sph1_sph2)
dist_sph = coord_x*coord_x + coord_y*coord_y
rayon_ref = 35*35
if dist_sph > rayon_ref
d_rayons = rayon + prec_r + 4.0
else
```

```
d_rayons = rayon + prec_r + 1.0
endif
                    if distcarr_sph1_sph2 > prec_r_r
                            if dist_sph1_sph2 > d_rayons
                                    compt = compt + 1
                    endif
                            endif
endloop
if compt = mval
command
group agregats range annulus center coord_x coord_y coord_z radius 0 rayon
prop Agregat range group agregats
print mval
endcommand
mval = mval + 1
        var(mval,1) = coord_x
        var(mval,2) = coord_y
        var(mval,3) = coord_z
        var(mval,4) = rayon
        var(mval,5) = rayon*rayon
endif
        endif
endif
endif
endif
        endif
        endif
```

```
                endif
                endif
pnt = z_next(pnt)
endloop
;=============================================================================
=
; Seconde vague d'agrégats
;=============================================================================
=
mval = mval
pnt = zone_head
loop while pnt# null
        coord_id = z_id(pnt)
        coord_x = z_xcen(pnt)
        coord_y = z_ycen(pnt)
        coord_z = z_zcen(pnt)
if coord_x > -50
if coord_x < 50
        if coord_y > -50
        if coord_y < 50
                if coord_z > -150
                if coord_z < 50
unite = urand
un_ray = urand
rayon = 1.5*un_ray
blk_ag = 4.33e10
if unite > 0.4
```

```
        if z_prop(pnt,'bulk') < blk_ag
compt = 0
loop n (1,mval)
prec_x = var(n,1)
prec_y = var(n,2)
prec_z = var(n,3)
prec_r = var(n,4)
prec_r_r = var(n,5)
distcarr_sph1_sph2 = (coord_x - prec_x)*(coord_x - prec_x) + (coord_y - prec_y)*(coord_y -
prec_y) + (coord_z - prec_z)*(coord_z - prec_z)
dist_sph1_sph2 = sqrt(distcarr_sph1_sph2)
dist_sph = coord_x*coord_x + coord_y*coord_y
rayon_ref = 35*35
if dist_sph > rayon_ref
d_rayons = rayon + prec_r + 2.0
else
d_rayons = rayon + prec_r + 2.0
endif

                if distcarr_sph1_sph2 > prec_r_r
                        if dist_sph1_sph2 > d_rayons
                                compt = compt + 1
                endif
                        endif
endloop
if compt = mval
command
```

```
group agregats2 range annulus center coord_x coord_y coord_z radius 0 rayon
prop Agregat range group agregats2
print mval
endcommand
mval = mval + 1
        var(mval,1) = coord_x
        var(mval,2) = coord_y
        var(mval,3) = coord_z
        var(mval,4) = rayon
        var(mval,5) = rayon*rayon
endif
        endif
endif
endif
endif
        endif
        endif
                endif
                endif
pnt = z_next(pnt)
endloop
end
gen_agregats
print mval
```

ANNEXE 3 : Code du mode opératoire (hétérogénéité)

```
;=============================================
; Écriture du fichier log
;=============================================
set log on
set logfile analyse
;=============================================
; fixation des deplacements
;=============================================
        fix z range  z -198.0 -200.1        ; plaque du dessous
        fix x y range x -.1 .1 y -.1 .1 z -.1 .1
set small ; petites deformations ne necessitant pas de mise a jour de coord.
;=============================================
; application des contraintes
apply sxx = -10.0e6 range x 178 180.1              ; compression de 10.0 MPa
apply syy = -20.0e6 range y 178 180.1              ; compression de 20.0 MPa
apply szz = -21.0e6  range z 148.0 150.1           ; compression de 21.0 MPa
apply sxx = -10.0e6 range x -178 -180.   1         ; compression de 10.0 MPa
apply syy = -20.0e6 range y -178 -180.1            ; compression de 20.0 MPa
;=============================================
; test de l'equilibre
solve
save mod_entier.sav
;=============================================
; historiques a sauvegarder
hist ratio
```

```
hist gp xdisp (5.29 0.0 -0.1)      ;1
hist gp xdisp (3.74 -3.74 -0.1)
hist gp xdisp (0.0 -5.29 -0.1)
hist gp xdisp (-3.74 -3.74 -0.1)
hist gp xdisp (-5.29 0.0 -0.1)
hist gp xdisp (-3.74 3.74 -0.1)
hist gp xdisp (0.0 5.29 -0.1)
hist gp xdisp (3.74 3.74 -0.1)

hist ratio
hist gp ydisp (5.29 0.0 -0.1)      ;10
hist gp ydisp (3.74 -3.74 -0.1)
hist gp ydisp (0.0 -5.29 -0.1)
hist gp ydisp (-3.74 -3.74 -0.1)
hist gp ydisp (-5.29 0.0 -0.1)
hist gp ydisp (-3.74 3.74 -0.1)
hist gp ydisp (0.0 5.29 -0.1)
hist gp ydisp (3.74 3.74 -0.1)

hist ratio
hist gp zdisp (5.29 0.0 -0.1)      ;19
hist gp zdisp (3.74 -3.74 -0.1)
hist gp zdisp (0.0 -5.29 -0.1)
hist gp zdisp (-3.74 -3.74 -0.1)
hist gp zdisp (-5.29 0.0 -0.1)
hist gp zdisp (-3.74 3.74 -0.1)
hist gp zdisp (0.0 5.29 -0.1)
```

```
hist gp zdisp (3.74 3.74 -0.1)
                ;=============================
                ; Séquence d'exacavation
;=============================================
; CODE FISH POUR EXTRAIRE LES DONNEES - Premieres lignes
def extraction
command
        set logfile deplacement_x_cadran1
        set log on
endcommand
cadre = '-----------------------------------------------'
entete = 'step      pt1      pt2      pt3      pt4      pt5      pt6      pt7      pt8 '
ligne1 = out(cadre)
ligne2 = out(entete)
ligne3 = out(cadre)
pt1 = gp_near(5.29,0.0,-0.1)
pt2 = gp_near(3.74,-3.74,-0.1)
pt3 = gp_near(0.0,-5.29,-0.1)
pt4 = gp_near(-3.74,-3.74,-0.1)
pt5 = gp_near(-5.29,0.0,-0.1)
pt6 = gp_near(-3.74,3.74,-0.1)
pt7 = gp_near(0.0,5.29,-0.1)
pt8 = gp_near(3.74,3.74,-0.1)

num = step
depl_x1 = gp_xdisp(pt1)
depl_x2 = gp_xdisp(pt2)
```

```
depl_x3 = gp_xdisp(pt3)

depl_x4 = gp_xdisp(pt4)

depl_x5 = gp_xdisp(pt5)

depl_x6 = gp_xdisp(pt6)

depl_x7 = gp_xdisp(pt7)

depl_x8 = gp_xdisp(pt8)


donne1 = string(num)

donne2 = string(depl_x1)

donne3 = string(depl_x2)

donne4 = string(depl_x3)

donne5 = string(depl_x4)

donne6 = string(depl_x5)

donne7 = string(depl_x6)

donne8 = string(depl_x7)

donne9 = string(depl_x8)


ligne4 = out(donne1 +'    '+ donne2 +'  '+ donne3 +'     '+ donne4 +'    '+ donne5 +'    '
+ donne6 +'  '+ donne7 +'     '+ donne8 +'    '+ donne9)

command

        set log off

endcommand

;=============================================================================

command

        set logfile deplacement_y_cadran1

        set log on

endcommand
```

```
donne3a = string(depl_y2)

donne4a = string(depl_y3)

donne5a = string(depl_y4)

donne6a = string(depl_y5)

donne7a = string(depl_y6)

donne8a = string(depl_y7)

donne9a = string(depl_y8)


ligne4 = out(donne1a + '     ' + donne2a + '  ' + donne3a + '      ' + donne4a + '     ' + donne5a
        +'    ' + donne6a + '  ' + donne7a + '      ' + donne8a + '     ' + donne9a)

command

        set log off

endcommand

;=============================================================================
=

command

        set logfile deplacement_x_cadran2

        set log on

endcommand

cadre = '-----------------------------------------------'

entete = 'step       pt11       pt12       pt13       pt14       pt15       pt16       pt17
pt18 '

ligne1 = out(cadre)

ligne2 = out(entete)

ligne3 = out(cadre)


pt11 = gp_near(10.6,0.0,-0.1)

pt12 = gp_near(7.5,-7.5,-0.1)
```

```
pt13 = gp_near(0.0,-10.6,-0.1)
pt14 = gp_near(-7.5,-7.5,-0.1)
pt15 = gp_near(-10.6,0.0,-0.1)
pt16 = gp_near(-7.5,7.5,-0.1)
pt17 = gp_near(0.0,10.6,-0.1)
pt18 = gp_near(7.5,7.5,-0.1)
num = step
depl_x11 = gp_xdisp(pt11)
depl_x12 = gp_xdisp(pt12)
depl_x13 = gp_xdisp(pt13)
depl_x14 = gp_xdisp(pt14)
depl_x15 = gp_xdisp(pt15)
depl_x16 = gp_xdisp(pt16)
depl_x17 = gp_xdisp(pt17)
depl_x18 = gp_xdisp(pt18)

donne11 = string(num)
donne12 = string(depl_x11)
donne13 = string(depl_x12)
donne14 = string(depl_x13)
donne15 = string(depl_x14)
donne16 = string(depl_x15)
donne17 = string(depl_x16)
donne18 = string(depl_x17)
donne19 = string(depl_x18)
ligne4 = out(donne11 +'    '+ donne12 +'  '+ donne13 +'     '+ donne14 +'    '+ donne15
        +'    '+ donne16 +'  '+ donne17 +'     '+ donne18 +'    '+ donne19)
```

```
command
        set log off
endcommand
;=============================================================================
=command
        set logfile deplacement_y_cadran2
        set log on
endcommand
cadre = '-----------------------------------------------'
entete = 'step      pt11      pt12      pt13      pt14      pt15      pt16      pt17
pt18 '
ligne1 = out(cadre)
ligne2 = out(entete)
ligne3 = out(cadre)

pt11 = gp_near(10.6,0.0,-0.1)
pt12 = gp_near(7.5,-7.5,-0.1)
pt13 = gp_near(0.0,-10.6,-0.1)
pt14 = gp_near(-7.5,-7.5,-0.1)
pt15 = gp_near(-10.6,0.0,-0.1)
pt16 = gp_near(-7.5,7.5,-0.1)
pt17 = gp_near(0.0,10.6,-0.1)
pt18 = gp_near(7.5,7.5,-0.1)

num = step
depl_y11 = gp_ydisp(pt11)
depl_y12 = gp_ydisp(pt12)
```

```
depl_y13 = gp_ydisp(pt13)
depl_y14 = gp_ydisp(pt14)
depl_y15 = gp_ydisp(pt15)
depl_y16 = gp_ydisp(pt16)
depl_y17 = gp_ydisp(pt17)
depl_y18 = gp_ydisp(pt18)

donne11a = string(num)
donne12a = string(depl_y11)
donne13a = string(depl_y12)
donne14a = string(depl_y13)
donne15a = string(depl_y14)
donne16a = string(depl_y15)
donne17a = string(depl_y16)
donne18a = string(depl_y17)
donne19a = string(depl_y18)

ligne4 = out(donne11a + '     ' + donne12a + '  ' + donne13a + '      ' + donne14a + '     ' +
donne15a      +'    ' + donne16a + '  ' + donne17a + '     ' + donne18a + '    ' + donne19a)
command
        set log off
endcommand
end
;=============================================================================
=
; CODE FISH POUR EXTRAIRE LES DONNEES - Suite
def extractions
```

```
command
        set logfile deplacement_x_cadran1
        set log on
endcommand

pt1 = gp_near(5.29,0.0,-0.1)
pt2 = gp_near(3.74,-3.74,-0.1)
pt3 = gp_near(0.0,-5.29,-0.1)
pt4 = gp_near(-3.74,-3.74,-0.1)
pt5 = gp_near(-5.29,0.0,-0.1)
pt6 = gp_near(-3.74,3.74,-0.1)
pt7 = gp_near(0.0,5.29,-0.1)
pt8 = gp_near(3.74,3.74,-0.1)

num = step
depl_x1 = gp_xdisp(pt1)
depl_x2 = gp_xdisp(pt2)
depl_x3 = gp_xdisp(pt3)
depl_x4 = gp_xdisp(pt4)
depl_x5 = gp_xdisp(pt5)
depl_x6 = gp_xdisp(pt6)
depl_x7 = gp_xdisp(pt7)
depl_x8 = gp_xdisp(pt8)

donne1 = string(num)
donne2 = string(depl_x1)
donne3 = string(depl_x2)
```

```
donne4 = string(depl_x3)

donne5 = string(depl_x4)

donne6 = string(depl_x5)

donne7 = string(depl_x6)

donne8 = string(depl_x7)

donne9 = string(depl_x8)


ligne4 = out(donne1 +'    '+ donne2 +'  '+ donne3 +'     '+ donne4 +'    '+ donne5 +'    '
+ donne6 +'  '+ donne7 +'     '+ donne8 +'    '+ donne9)


command

        set log off

endcommand

;=============================================================================
=command

        set logfile deplacement_y_cadran1

        set log on

endcommand


pt1 = gp_near(5.29,0.0,-0.1)

pt2 = gp_near(3.74,-3.74,-0.1)

pt3 = gp_near(0.0,-5.29,-0.1)

pt4 = gp_near(-3.74,-3.74,-0.1)

pt5 = gp_near(-5.29,0.0,-0.1)

pt6 = gp_near(-3.74,3.74,-0.1)

pt7 = gp_near(0.0,5.29,-0.1)

pt8 = gp_near(3.74,3.74,-0.1)
```

```
num = step

depl_y1 = gp_ydisp(pt1)

depl_y2 = gp_ydisp(pt2)

depl_y3 = gp_ydisp(pt3)

depl_y4 = gp_ydisp(pt4)

depl_y5 = gp_ydisp(pt5)

depl_y6 = gp_ydisp(pt6)

depl_y7 = gp_ydisp(pt7)

depl_y8 = gp_ydisp(pt8)


donne1a = string(num)

donne2a = string(depl_y1)

donne3a = string(depl_y2)

donne4a = string(depl_y3)

donne5a = string(depl_y4)

donne6a = string(depl_y5)

donne7a = string(depl_y6)

donne8a = string(depl_y7)

donne9a = string(depl_y8)


ligne4 = out(donne1a + '    ' + donne2a + '  ' + donne3a + '      ' + donne4a + '    ' + donne5a
         + '    ' + donne6a + '  ' + donne7a + '     ' + donne8a + '    ' + donne9a)


command

        set log off

endcommand
```

```
;=============================================================================
=

command

        set logfile deplacement_x_cadran2

        set log on

endcommand


pt11 = gp_near(10.6,0.0,-0.1)

pt12 = gp_near(7.5,-7.5,-0.1)

pt13 = gp_near(0.0,-10.6,-0.1)

pt14 = gp_near(-7.5,-7.5,-0.1)

pt15 = gp_near(-10.6,0.0,-0.1)

pt16 = gp_near(-7.5,7.5,-0.1)

pt17 = gp_near(0.0,10.6,-0.1)

pt18 = gp_near(7.5,7.5,-0.1)


num = step

depl_x11 = gp_xdisp(pt11)

depl_x12 = gp_xdisp(pt12)

depl_x13 = gp_xdisp(pt13)

depl_x14 = gp_xdisp(pt14)

depl_x15 = gp_xdisp(pt15)

depl_x16 = gp_xdisp(pt16)

depl_x17 = gp_xdisp(pt17)

depl_x18 = gp_xdisp(pt18)
```

```
donne11 = string(num)

donne12 = string(depl_x11)

donne13 = string(depl_x12)

donne14 = string(depl_x13)

donne15 = string(depl_x14)

donne16 = string(depl_x15)

donne17 = string(depl_x16)

donne18 = string(depl_x17)

donne19 = string(depl_x18)


ligne4 = out(donne11 +'    '+ donne12 +'  '+ donne13 +'     '+ donne14 +'    '+ donne15
        +'    '+ donne16 +'  '+ donne17 +'     '+ donne18 +'    '+ donne19)

command

        set log off

endcommand

;=============================================================================
=command

        set logfile deplacement_y_cadran2

        set log on

endcommand

pt11 = gp_near(10.6,0.0,-0.1)

pt12 = gp_near(7.5,-7.5,-0.1)

pt13 = gp_near(0.0,-10.6,-0.1)

pt14 = gp_near(-7.5,-7.5,-0.1)

pt15 = gp_near(-10.6,0.0,-0.1)

pt16 = gp_near(-7.5,7.5,-0.1)

pt17 = gp_near(0.0,10.6,-0.1)
```

```
pt18 = gp_near(7.5,7.5,-0.1)

num = step
depl_y11 = gp_ydisp(pt11)
depl_y12 = gp_ydisp(pt12)
depl_y13 = gp_ydisp(pt13)
depl_y14 = gp_ydisp(pt14)
depl_y15 = gp_ydisp(pt15)
depl_y16 = gp_ydisp(pt16)
depl_y17 = gp_ydisp(pt17)
depl_y18 = gp_ydisp(pt18)

donne11a = string(num)
donne12a = string(depl_y11)
donne13a = string(depl_y12)
donne14a = string(depl_y13)
donne15a = string(depl_y14)
donne16a = string(depl_y15)
donne17a = string(depl_y16)
donne18a = string(depl_y17)
donne19a = string(depl_y18)

ligne4 = out(donne11a + '     ' + donne12a + '  ' + donne13a + '       ' + donne14a + '     ' +
donne15a        +'    ' + donne16a + '  ' + donne17a + '     ' + donne18a + '    ' + donne19a)
command
        set log off
```

```
endcommand
end
;=============================================================================
=
; Excavation trou pilote
mo null range cylinder end1 0 0 150 end2 0 0 0 radius 21.375
solve
extraction
save fdtelas.sav
;Initailisation des deplacements et des vitesses
ini xdis = 0 ydis = 0 zdis = 0
ini xvel = 0 yvel = 0 zvel = 0
                ;=================================
                ; Séquence d'exacavation
                ;=================================
; excavation par tranche de 2cm pour les 1ers 30 cm
mo null range cylinder end1 0 0 0 end2 0 0 -2. radius 21.375 &
            cylinder end1 0 0 0 end2 0 0 -2. radius 17.625 not
solve
extractions
save exc_z_2.sav
restore exc_z_2.sav
;=================================
mo null range cylinder end1 0 0 -2. end2 0 0 -4. radius 21.375 &
            cylinder end1 0 0 -2. end2 0 0 -4. radius 17.625 not
solve
extractions
```

```
save exc_z_4.sav
restore exc_z_4.sav
;=============================================
mo null range cylinder end1 0 0 -4. end2 0 0 -6. radius 21.375 &
            cylinder end1 0 0 -4. end2 0 0 -6. radius 17.625 not
solve
extractions
save exc_z_6.sav
restore exc_z_6.sav
;=============================================
mo null range cylinder end1 0 0 -6. end2 0 0 -8. radius 21.375 &
            cylinder end1 0 0 -6. end2 0 0 -8. radius 17.625 not
solve
extractions
save exc_z_8.sav
restore exc_z_8.sav
;=============================================
mo null range cylinder end1 0 0 -8. end2 0 0 -10. radius 21.375 &
            cylinder end1 0 0 -8. end2 0 0 -10. radius 17.625 not
solve
extractions
save exc_z_10.sav
restore exc_z_10.sav
;=============================================
mo null range cylinder end1 0 0 -10. end2 0 0 -12. radius 21.375 &
            cylinder end1 0 0 -10. end2 0 0 -12. radius 17.625 not
solve
```

```
extractions
save exc_z_12.sav
restore exc_z_12.sav
;=============================================
mo null range cylinder end1 0 0 -12. end2 0 0 -14. radius 21.375 &
        cylinder end1 0 0 -12. end2 0 0 -14. radius 17.625 not
solve
extractions
save exc_z_14.sav
restore exc_z_14.sav
;=============================================
mo null range cylinder end1 0 0 -14. end2 0 0 -16. radius 21.375 &
        cylinder end1 0 0 -14. end2 0 0 -16. radius 17.625 not
solve
extractions
save exc_z_16.sav
restore exc_z_16.sav
;=============================================
mo null range cylinder end1 0 0 -16. end2 0 0 -18. radius 21.375 &
        cylinder end1 0 0 -16. end2 0 0 -18. radius 17.625 not
solve
extractions
save exc_z_18.sav
restore exc_z_18.sav
;=============================================
mo null range cylinder end1 0 0 -18. end2 0 0 -20. radius 21.375 &
        cylinder end1 0 0 -18. end2 0 0 -20. radius 17.625 not
```

```
solve
extractions
save exc_z_20.sav
restore exc_z_20.sav
;=============================================
mo null range cylinder end1 0 0 -20. end2 0 0 -22. radius 21.375 &
            cylinder end1 0 0 -20. end2 0 0 -22. radius 17.625 not
solve
extractions
save exc_z_22.sav
restore exc_z_22.sav
;=============================================
mo null range cylinder end1 0 0 -22. end2 0 0 -24. radius 21.375 &
            cylinder end1 0 0 -22. end2 0 0 -24. radius 17.625 not
solve
extractions
save exc_z_24.sav
restore exc_z_24.sav
;=============================================
mo null range cylinder end1 0 0 -24. end2 0 0 -26. radius 21.375 &
            cylinder end1 0 0 -24. end2 0 0 -26. radius 17.625 not
solve
extractions
save exc_z_26.sav
restore exc_z_26.sav
;=============================================
mo null range cylinder end1 0 0 -26. end2 0 0 -28. radius 21.375 &
```

```
            cylinder end1 0 0 -26. end2 0 0 -28. radius 17.625 not
solve
extractions
save exc_z_28.sav
restore exc_z_28.sav
;=============================================

mo null range cylinder end1 0 0 -28. end2 0 0 -30. radius 21.375 &
            cylinder end1 0 0 -28. end2 0 0 -30. radius 17.625 not
solve
extractions
save exc_z_30.sav
restore exc_z_30.sav
;=============================================
        ; excavation par tranche de 10 cm entre 30cm et 60cm de profondeur
;=============================================
mo null range cylinder end1 0 0 -30. end2 0 0 -40. radius 21.375 &
            cylinder end1 0 0 -30. end2 0 0 -40. radius 17.625 not
solve
extractions
save exc_z_40.sav
restore exc_z_40.sav
;=============================================
mo null range cylinder end1 0 0 -40. end2 0 0 -50. radius 21.375 &
            cylinder end1 0 0 -40. end2 0 0 -50. radius 17.625 not
solve
extractions
```

```
save exc_z_50.sav
restore exc_z_50.sav
;=============================================
mo null range cylinder end1 0 0 -50. end2 0 0 -60. radius 21.375 &
        cylinder end1 0 0 -50. end2 0 0 -60. radius 17.625 not
solve
extractions
save exc_z_60.sav
restore exc_z_60.sav
;=============================================
    ; excavation par tranche de 20 cm entre 60cm et 100cm de profondeur
mo null range cylinder end1 0 0 -60. end2 0 0 -80. radius 21.375 &
        cylinder end1 0 0 -60. end2 0 0 -80. radius 17.625 not
solve
extractions
save exc_z_80.sav
restore exc_z_80.sav
;=============================================
mo null range cylinder end1 0 0 -80. end2 0 0 -100. radius 21.375 &
        cylinder end1 0 0 -80. end2 0 0 -100. radius 17.625 not
solve
extractions
save exc_z_100.sav
;=============================================
=
; Sauvegarde des historiques
his write 1 2 3 4 5 6 7 8 9 skip 1 begin 1 end 1000000 &
```

file deplselonxx.his

his write 10 11 12 13 14 15 16 17 18 skip 1 begin 1 end 1000000 &

file deplselonyy.his

his write 19 20 21 22 23 24 25 26 27 skip 1 begin 1 end 1000000 &

file deplselonzz.his

ANNEXE 4 : Les différentes configurations d'agrégats

N.B. : Dans les figures qui suivent, les agrégats sont toujours en couleur plus foncée que le reste des autres composantes du modèle qui constitue la matrice.

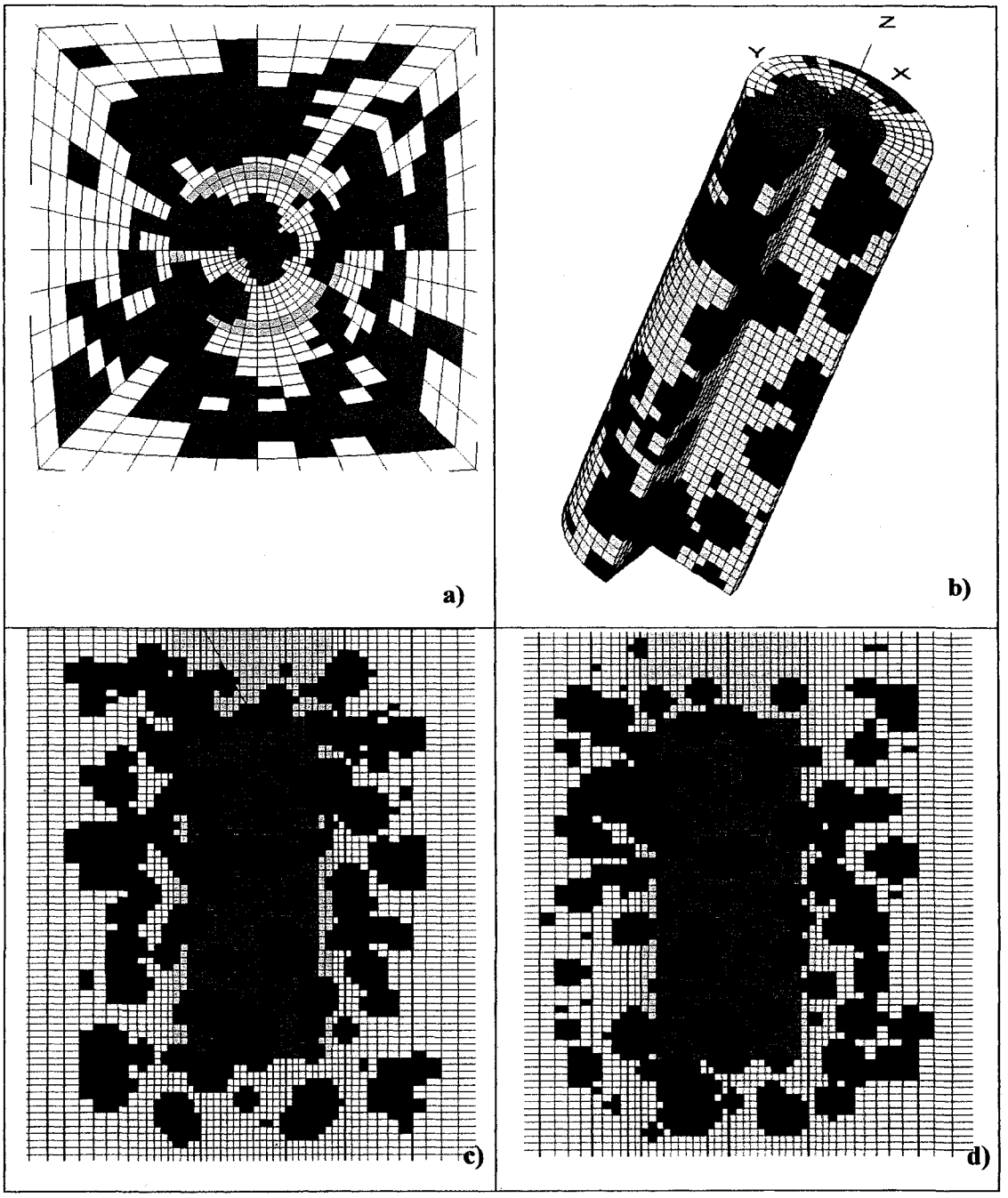


Figure A4.1 : Configuration 1. a) Coupe à z = 0 montrant le haut de la carotte où les jauges sont placées. b) Vue isométrique de la carotte avec une entaille montrant une partie de son intérieur. c) Coupe à y = 0. d) Coupe à x = 0.

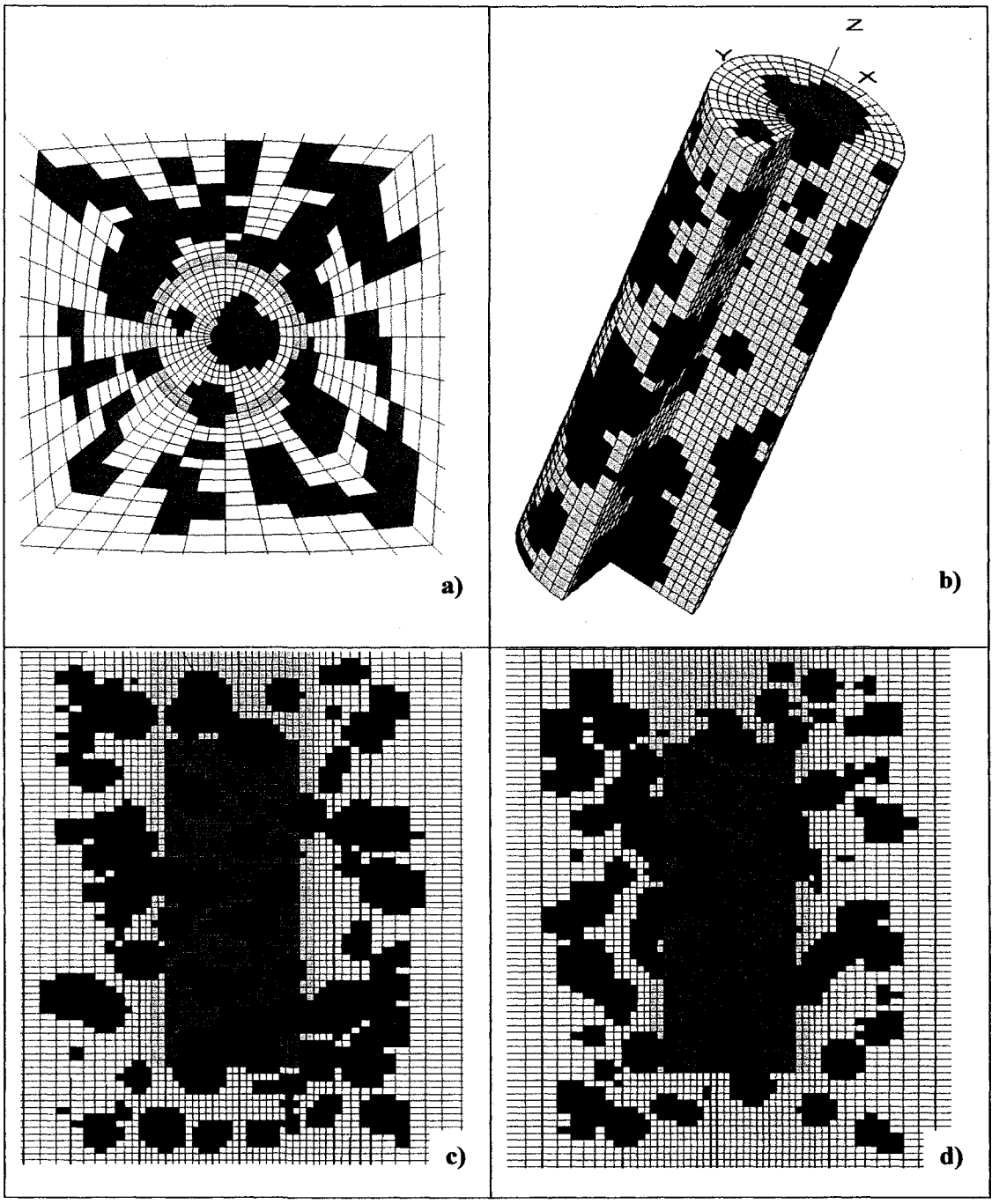

Z
Y
X
a)
b)
c)
d)

Figure A4.2 : Configuration 2. **a)** Coupe à z = 0 montrant le haut de la carotte où les jauges sont placées. **b)** Vue isométrique de la carotte avec une entaille montrant une partie de son intérieur. **c)** Coupe à y = 0. **d)** Coupe à x = 0.

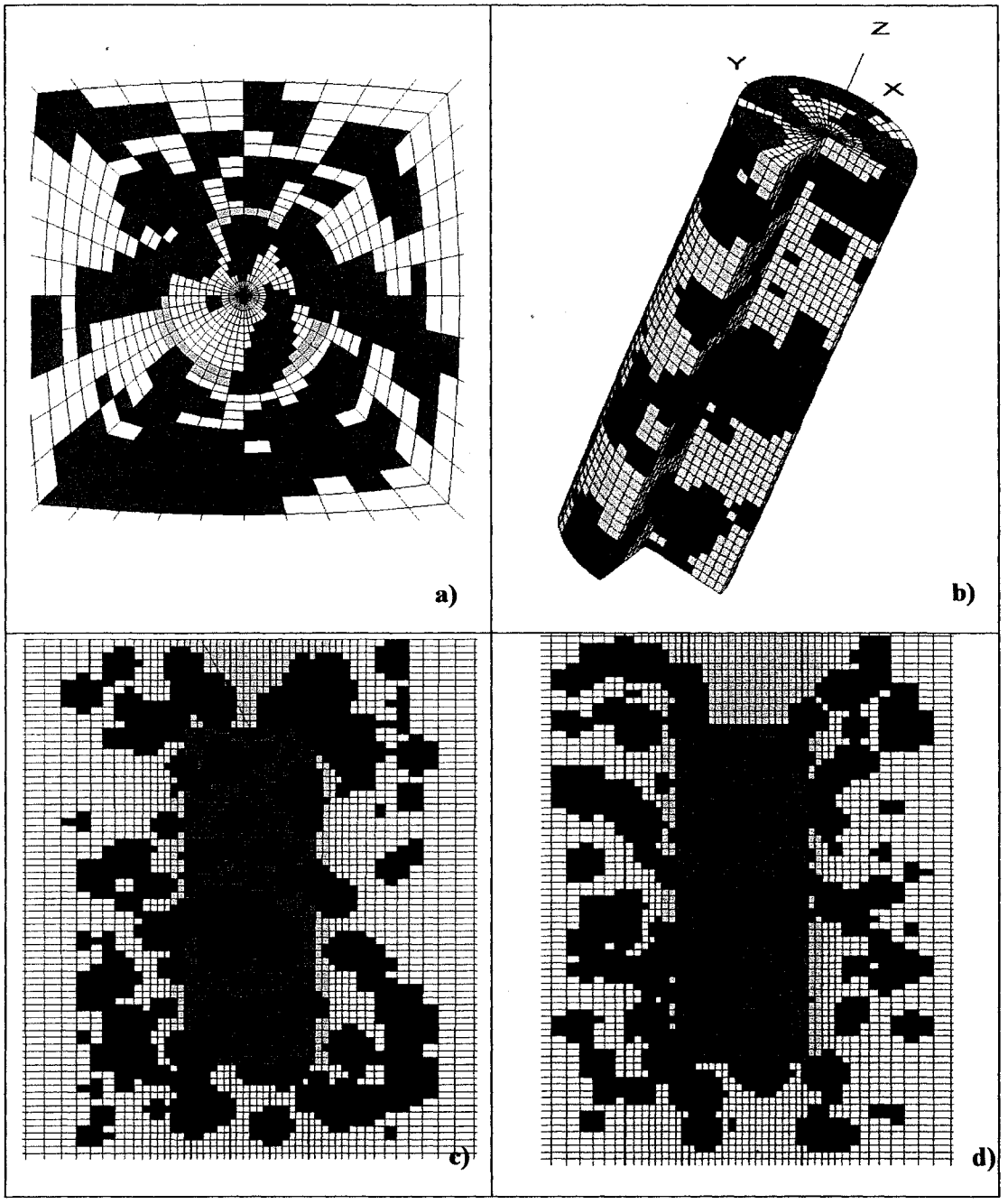


Figure A4.3 : Configuration 3. **a)** Coupe à z = 0 montrant le haut de la carotte où les jauges sont placées. **b)** Vue isométrique de la carotte avec une entaille montrant une partie de son intérieur. **c)** Coupe à y = 0. **d)** Coupe à x = 0.

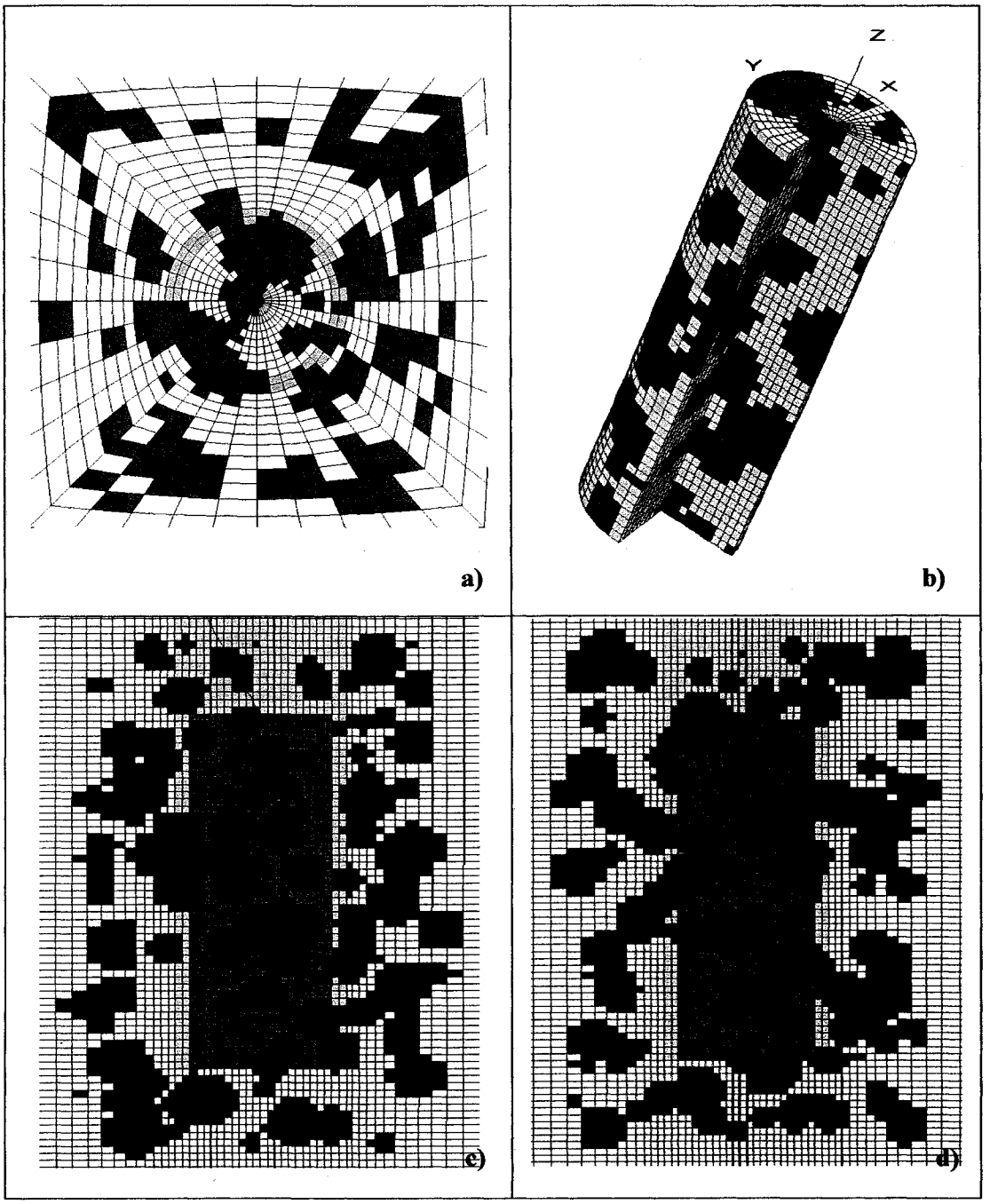
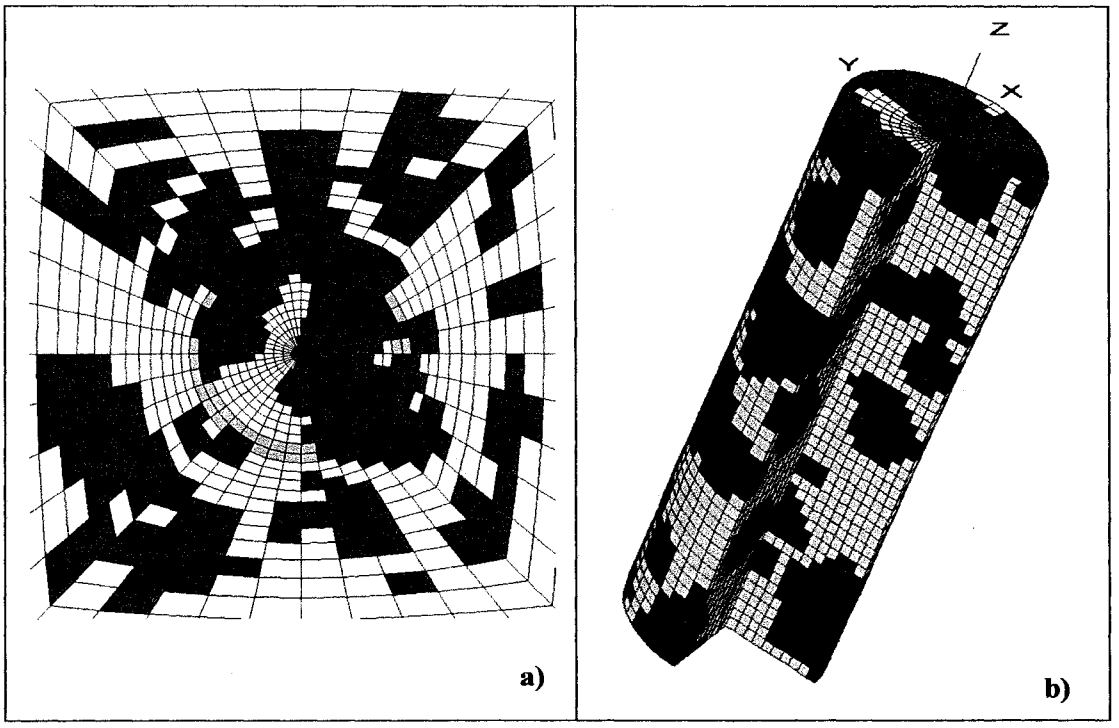


Figure A4.4 : Configuration 4. **a)** Coupe à z = 0 montrant le haut de la carotte où les jauges sont placées. **b)** Vue isométrique de la carotte avec une entaille montrant une partie de son intérieur. **c)** Coupe à y = 0. **d)** Coupe à x = 0.



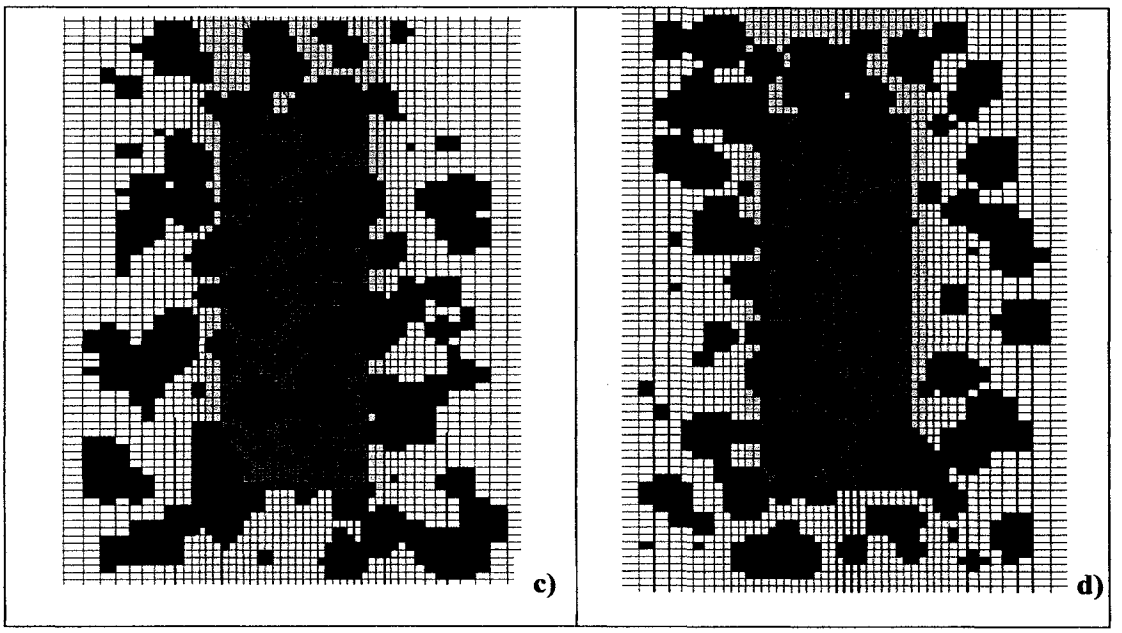
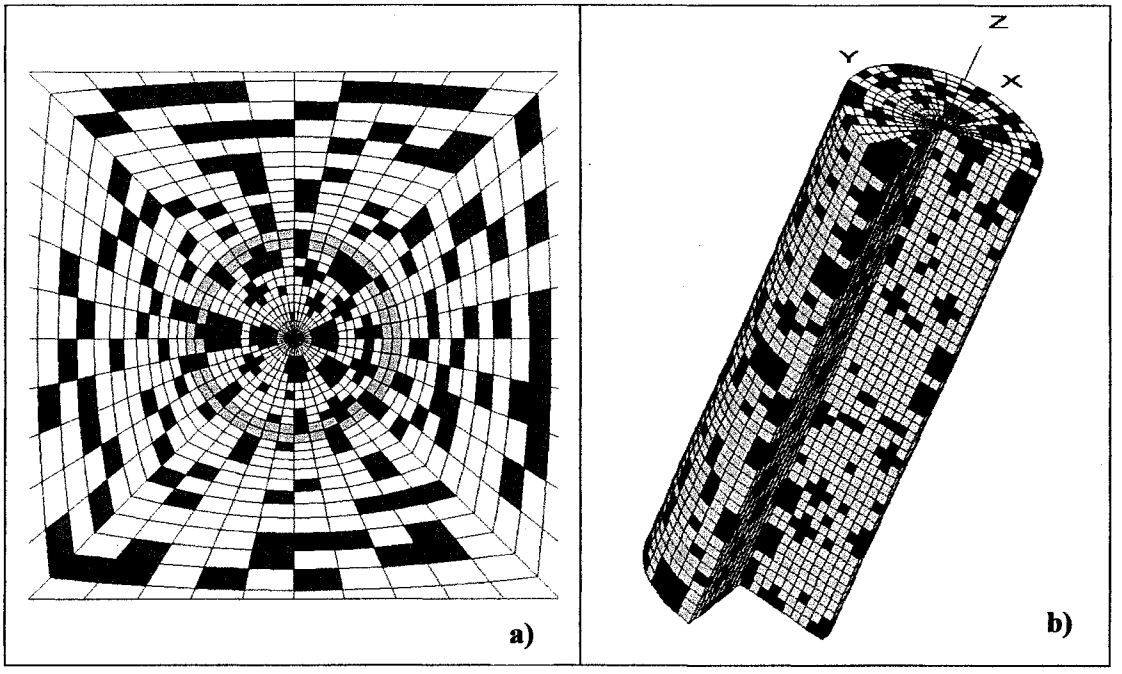


Figure A4.5 : Configuration 5. **a)** Coupe à z = 0 montrant le haut de la carotte où les jauges sont placées. **b)** Vue isométrique de la carotte avec une entaille montrant une partie de son intérieur. **c)** Coupe à y = 0. **d)** Coupe à x = 0.



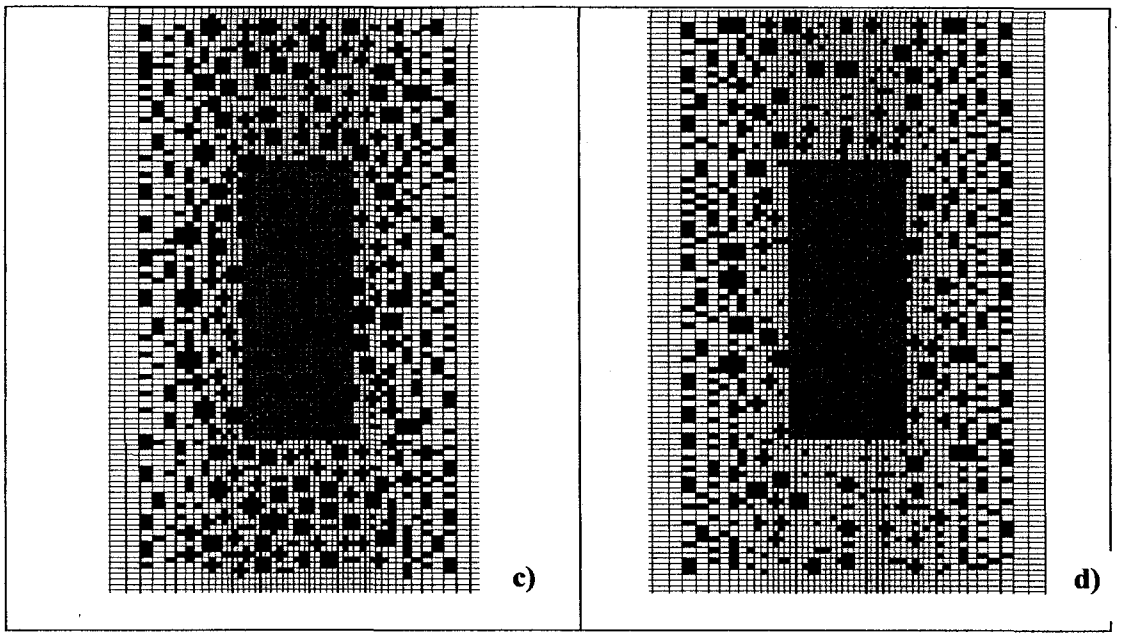
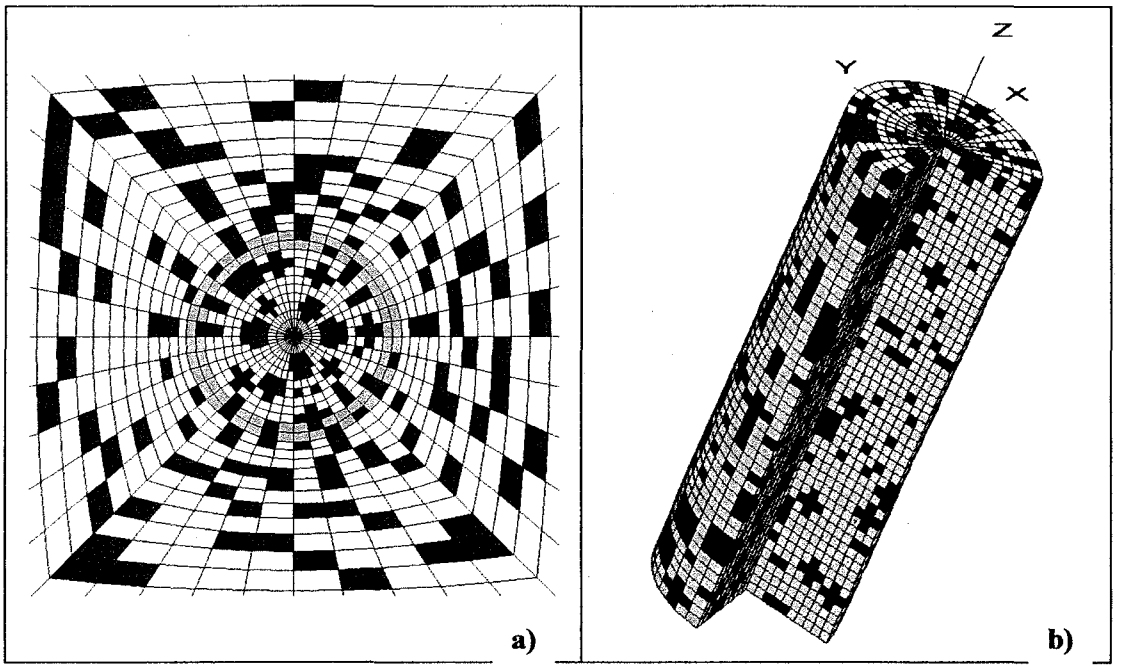


Figure A4.6 : Configuration 6. **a)** Coupe à z = 0 montrant le haut de la carotte où les jauges sont placées. **b)** Vue isométrique de la carotte avec une entaille montrant une partie de son intérieur. **c)** Coupe à y = 0. **d)** Coupe à x = 0.



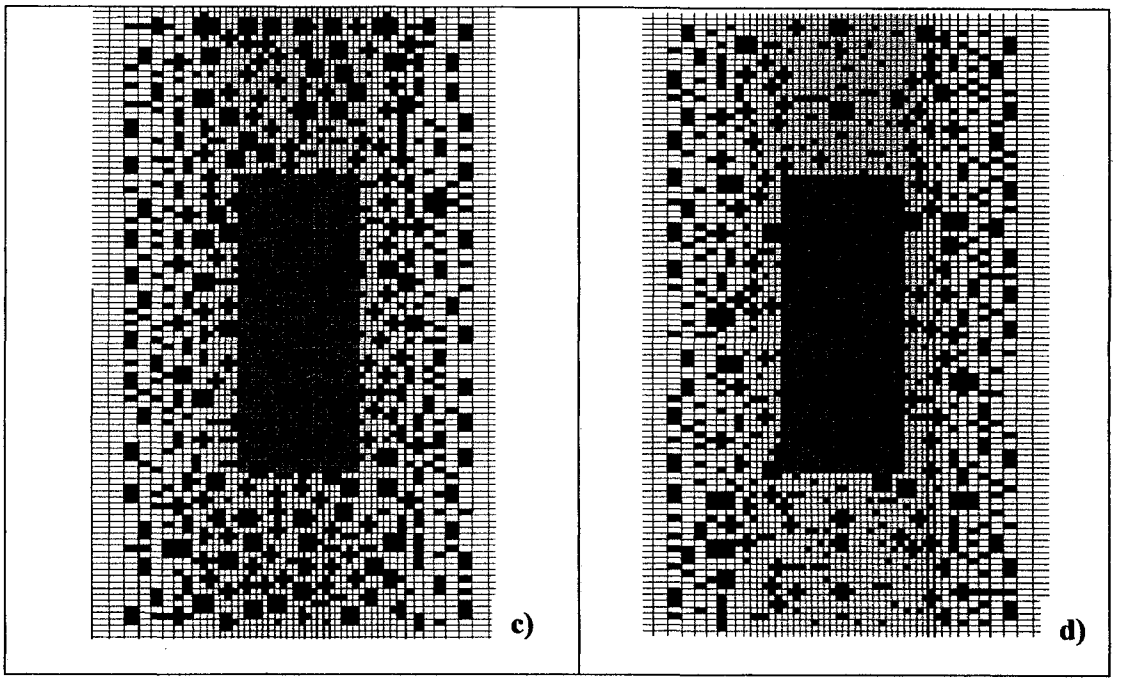
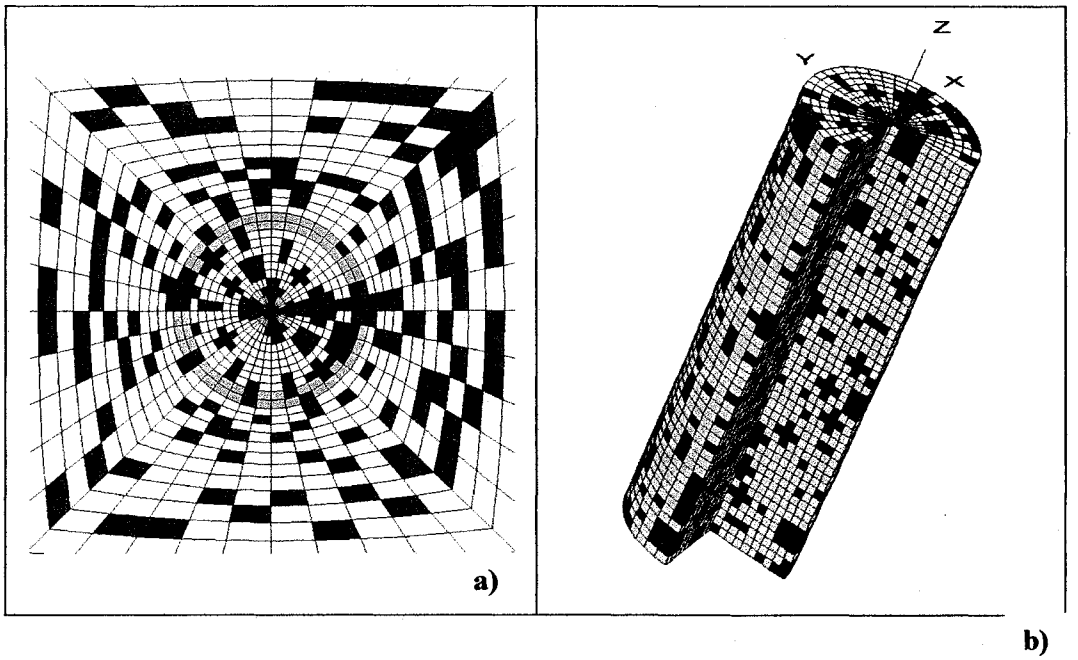


Figure A4.7: Configuration 7. **a)** Coupe à z = 0 montrant le haut de la carotte où les jauges sont placées. **b)** Vue isométrique de la carotte avec une entaille montrant une partie de son intérieur. **c)** Coupe à y = 0. **d)** Coupe à x = 0.



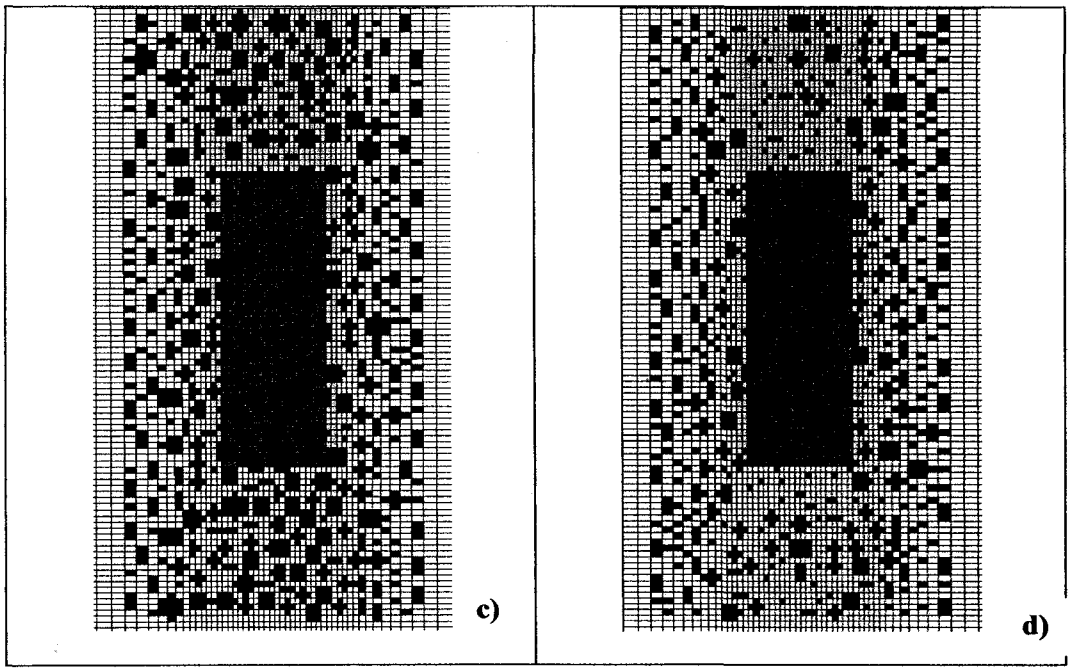


Figure A4.8 : Configuration 8. **a)** Coupe à z = 0 montrant le haut de la carotte où les jauges sont placées. **b)** Vue isométrique de la carotte avec une entaille montrant une partie de son intérieur. **c)** Coupe à y = 0. **d)** Coupe à x = 0.

ANNEXE 5 : Code pour le mode opératoire (endommagement)

```
;=============================================================

; Écriture du fichier log

set log on

set logfile analyse_disc_100_154_64

=============================================================

;Attache des faces

attach face range  cylinder end1 0 0 240.1 end2 0 0 -180.1 r 45 &

                   cylinder end1 0 0 240.1 end2 0 0 -180.1 r 35 not
```

```
attach face range  cylinder end1 0 0 240.1 end2 0 0 -180.1 r 105 &
                   cylinder end1 0 0 240.1 end2 0 0 -180.1 r 90 not
;=============================================
; fixation des deplacements
fix z range z 239.9 240.1          ; plaque du dessus
fix x range x -0.1 0.1
fix y range y -0.1 0.1
;=============================================
; Propriétés
model elastic range z 205.0 240.1
model ss range z  -180.1 205.0
prop den 2870 bu 2.89e10 sh 9.63e9 &
ctable 1 ttable 2 ftable 3
prop fric=13 coh=61e6 ten=9.00e6
table 1 0,61e6 .010,15e6 0.02,10e6 0.05,5e6
table 2 0,9.0e6 0.01,5.0e6 0.02,0.5e6
table 3 0,13 .010,52 .05,52

ini sxx -100.0e6
ini syy -154.0e6
ini szz -64.0e6

apply sxx -100e6 range x 166 175.2
apply syy -154e6 range y 166 175.2
apply szz -64.0e6  range z -176.0 -180.0
;=============================================
; test de l'equilibre
```

```
solve step 200

;Initailisation des deplacements et des vitesses
ini xdis = 0 ydis = 0 zdis = 0
ini xvel = 0 yvel = 0 zvel = 0

save zero.sav
restore zero.sav
;=============================================
; historiques a sauvegarder
hist ratio
hist gp xdisp (4.95 0.0 -0.1)      ;1
hist gp xdisp (3.68 3.32 -0.1)
hist gp xdisp (3.32 3.68 -0.1)
hist gp xdisp (0.0 4.95 -0.1)

hist gp ydisp (4.95 0.0 -0.1)
hist gp ydisp (3.68 3.32 -0.1)
hist gp ydisp (3.32 3.68 -0.1)
hist gp ydisp (0.0 4.95 -0.1)

hist ratio  ;10
hist gp xdisp (9.91 0.0 -0.1)
hist gp xdisp (7.36 6.63 -0.1)
hist gp xdisp (6.63 7.36 -0.1)
hist gp xdisp (0.0 9.91 -0.1)
```

hist gp ydisp (9.91 0.0 -0.1)

hist gp ydisp (7.36 6.63 -0.1)

hist gp ydisp (6.63 7.36 -0.1)

hist gp ydisp (0.0 9.91 -0.1)

hist ratio

hist zone smax (15.0 15.0 -15.5)

hist zone smax (10.25 10.25 -15.5)

hist zone smax (8.0 8.0 -15.5)

hist zone smax (4.6 4.6 -15.5)

hist zone smin (15.0 15.0 -15.5)

hist zone smin (10.25 10.25 -15.5)

hist zone smin (8.0 8.0 -15.5)

hist zone smin (4.6 4.6 -15.5)

hist ratio

hist zone smax (15.0 15.0 -0.5)

hist zone smax (10.25 10.25 -0.5)

hist zone smax (8.0 8.0 -0.5)

hist zone smax (4.6 4.6 -0.5)

hist zone smin (15.0 15.0 -0.5)

hist zone smin (10.25 10.25 -0.5)

hist zone smin (8.0 8.0 -0.5)

hist zone smin (4.6 4.6 -0.5)

hist ratio

hist zone smid (15.0 15.0 -0.5)

```
hist zone smid (10.25 10.25 -0.5)
hist zone smid (8.0 8.0 -0.5)
hist zone smid (4.6 4.6 -0.5)
hist zone smid (15.0 15.0 -15.5)
hist zone smid (10.25 10.25 -15.5)
hist zone smid (8.0 8.0 -15.5)
hist zone smid (4.6 4.6 -15.5)

                ;=============================================
                ; Séquence d'exacavation
; CODE FISH POUR EXTRAIRE LES DONNEES - Premieres lignes
def extraction
command
        set logfile deformations_cadran1
        set log on
endcommand

cadre = '-----------------------------------------------'
entete = 'step      depl_x      depl_y      depl45_x      depl45_y '
ligne1 = out(cadre)
ligne2 = out(entete)
ligne3 = out(cadre)

pt1 = gp_near(4.95,0.0,-0.1)
pt2 = gp_near(3.68,3.32,-0.1)
pt3 = gp_near(3.32,3.68,-0.1)
pt4 = gp_near(0.0,4.95,-0.1)
```

```
num = step
depl_x = gp_xdisp(pt1)
depl_y = gp_ydisp(pt4)

d_45_x2 = gp_xdisp(pt2)
d_45_x3 = gp_xdisp(pt3)

d_45_y2 = gp_ydisp(pt2)
d_45_y3 = gp_ydisp(pt3)

depl45_x = (d_45_x2+d_45_x3)*0.5
depl45_y = (d_45_y2+d_45_y3)*0.5

donne1 = string(num)
donne2 = string(depl_x)
donne3 = string(depl_y)
donne4 = string(depl45_x)
donne5 = string(depl45_y)

ligne4 = out(donne1 +'    '+ donne2 +'  '+ donne3 +'     '+ donne4 +'    '+ donne5)

command
        set log off
endcommand
;=============================================================================
=
```

```
command
        set logfile deformations_cadran2
        set log on
endcommand
cadre = '-----------------------------------------------'
entete = 'step      depl_x      depl_y      depl45_x      depl45_y '
ligne1 = out(cadre)
ligne2 = out(entete)
ligne3 = out(cadre)

pt5 = gp_near(9.91,0.0,-0.1)
pt6 = gp_near(7.36,6.63,-0.1)
pt7 = gp_near(6.63,7.36,-0.1)
pt8 = gp_near(0.0,9.91,-0.1)

num = step
depl_x = gp_xdisp(pt5)
depl_y = gp_ydisp(pt8)

d_45_x6 = gp_xdisp(pt6)
d_45_x7 = gp_xdisp(pt7)

d_45_y6 = gp_ydisp(pt6)
d_45_y7 = gp_ydisp(pt7)

depl45_x = (d_45_x6+d_45_x7)*0.5
depl45_y = (d_45_y6+d_45_y7)*0.5
```

```
donne1 = string(num)

donne2 = string(depl_x)

donne3 = string(depl_y)

donne4 = string(depl45_x)

donne5 = string(depl45_y)


ligne4 = out(donne1 + '    ' + donne2 + '  ' + donne3 + '    ' + donne4 + '    ' + donne5)


command

        set log off

endcommand

;=============================================================================
=

command

        set logfile contraintes_max_min_zero

        set log on

endcommand

cadre = '-----------------------------------------------'

entete = 'step      smax1       smax2       smax3       smax4       smin1
        smin2           smin3           smin4 '

ligne1 = out(cadre)

ligne2 = out(entete)

ligne3 = out(cadre)


zn1 = z_near(15.0,15.0,-0.5)

zn2 = z_near(10.25,10.25,-0.5)
```

```
zn3 = z_near(8.0,8.0,-0.5)

zn4 = z_near(4.6,4.6,-0.5)


num = step

c_max1 = z_sig1(zn1)

c_max2 = z_sig1(zn2)

c_max3 = z_sig1(zn2)

c_max4 = z_sig1(zn3)


c_min1 = z_sig3(zn1)

c_min2 = z_sig3(zn2)

c_min3 = z_sig3(zn3)

c_min4 = z_sig3(zn4)


donne1 = string(num)

donne2 = string(c_max1)

donne3 = string(c_max2)

donne4 = string(c_max3)

donne5 = string(c_max4)

donne6 = string(c_min1)

donne7 = string(c_min2)

donne8 = string(c_min3)

donne9 = string(c_min4)


ligne4 = out(donne1 + '  ' + donne2 + '    ' + donne3 + '  ' + donne4 + '  ' + donne5 + '  ' +
donne6 + '  ' + donne7 + '  ' + donne8 + '  ' + donne9)

command
```

```
        set log off
endcommand
;=============================================================================
=
command
        set logfile contraintes_max_min_quinze
        set log on
endcommand
cadre = '-----------------------------------------------'
entete = 'step      smax5      smax6      smax7      smax8      smin5
        smin6          smin7          smin8 '
ligne1 = out(cadre)
ligne2 = out(entete)
ligne3 = out(cadre)

zn5 = z_near(15.0,15.0,-15.5)
zn6 = z_near(10.25,10.25,-15.5)
zn7 = z_near(8.0,8.0,-15.5)
zn8 = z_near(4.6,4.6,-15.5)

num = step
c_max5 = z_sig1(zn5)
c_max6 = z_sig1(zn6)
c_max7 = z_sig1(zn7)
c_max8 = z_sig1(zn8)

c_min5 = z_sig3(zn5)
```

```
c_min6 = z_sig3(zn6)

c_min7 = z_sig3(zn7)

c_min8 = z_sig3(zn8)


donne1 = string(num)

donne2 = string(c_max5)

donne3 = string(c_max6)

donne4 = string(c_max7)

donne5 = string(c_max8)

donne6 = string(c_min5)

donne7 = string(c_min6)

donne8 = string(c_min7)

donne9 = string(c_min8)


ligne4 = out(donne1 +'  '+ donne2 +'    '+ donne3 +'  '+ donne4 +'  '+ donne5 +'  '+
donne6 +'  '+ donne7 +'  '+ donne8 +'  '+ donne9)

command

        set log off

endcommand


;=============================================================================
=

command

        set logfile contraintes_interm

        set log on

endcommand

cadre = '-----------------------------------------------'
```

```
entete = 'step      smid1      smid2      smid3      smid4      smid5
        smid6      smid7      smid8 '

ligne1 = out(cadre)

ligne2 = out(entete)

ligne3 = out(cadre)


;zn5 = z_near(15.0,15.0,-15.5)

;zn6 = z_near(10.25,10.25,-15.5)

;zn7 = z_near(8.0,8.0,-15.5)

;zn8 = z_near(4.6,4.6,-15.5)


num = step

c_mid1 = z_sig2(zn1)

c_mid2 = z_sig2(zn2)

c_mid3 = z_sig2(zn3)

c_mid4 = z_sig2(zn4)


c_mid5 = z_sig2(zn5)

c_mid6 = z_sig2(zn6)

c_mid7 = z_sig2(zn7)

c_mid8 = z_sig2(zn8)


donne1 = string(num)

donne2 = string(c_mid1)

donne3 = string(c_mid2)

donne4 = string(c_mid3)

donne5 = string(c_mid4)
```

```
donne6 = string(c_mid5)

donne7 = string(c_mid6)

donne8 = string(c_mid7)

donne9 = string(c_mid8)


ligne4 = out(donne1 +'  '+ donne2 +'    '+ donne3 +'  '+ donne4 +'  '+ donne5 +'  '+
donne6 +'  '+ donne7 +'  '+ donne8 +'  '+ donne9)

command

        set log off

endcommand

end

;=============================================================================

; CODE FISH POUR EXTRAIRE LES DONNEES - suite

def extractions

command

        set logfile deformations_cadran1

        set log on

endcommand

pt1 = gp_near(4.95,0.0,-0.1)

pt2 = gp_near(3.68,3.32,-0.1)

pt3 = gp_near(3.32,3.68,-0.1)

pt4 = gp_near(0.0,4.95,-0.1)


num = step

depl_x = gp_xdisp(pt1)

depl_y = gp_ydisp(pt4)
```

```
d_45_x2 = gp_xdisp(pt2)
d_45_x3 = gp_xdisp(pt3)

d_45_y2 = gp_ydisp(pt2)
d_45_y3 = gp_ydisp(pt3)

depl45_x = (d_45_x2+d_45_x3)*0.5
depl45_y = (d_45_y2+d_45_y3)*0.5

donne1 = string(num)
donne2 = string(depl_x)
donne3 = string(depl_y)
donne4 = string(depl45_x)
donne5 = string(depl45_y)

ligne4 = out(donne1 +'    '+ donne2 +'  '+ donne3 +'     '+ donne4 +'    '+ donne5)

command
        set log off
endcommand
;=============================================================================
=
command
        set logfile deformations_cadran2
        set log on
endcommand
```

```
pt5 = gp_near(9.91,0.0,-0.1)
pt6 = gp_near(7.36,6.63,-0.1)
pt7 = gp_near(6.63,7.36,-0.1)
pt8 = gp_near(0.0,9.91,-0.1)

num = step
depl_x = gp_xdisp(pt5)
depl_y = gp_ydisp(pt8)

d_45_x6 = gp_xdisp(pt6)
d_45_x7 = gp_xdisp(pt7)

d_45_y6 = gp_ydisp(pt6)
d_45_y7 = gp_ydisp(pt7)

depl45_x = (d_45_x6+d_45_x7)*0.5
depl45_y = (d_45_y6+d_45_y7)*0.5

donne1 = string(num)
donne2 = string(depl_x)
donne3 = string(depl_y)
donne4 = string(depl45_x)
donne5 = string(depl45_y)

ligne4 = out(donne1 + '    ' + donne2 + '  ' + donne3 + '     ' + donne4 + '    ' + donne5)
command
        set log off
```

```
endcommand
;=============================================================================
=

command
        set logfile contraintes_max_min_zero
        set log on
endcommand


zn1 = z_near(15.0,15.0,-0.5)
zn2 = z_near(10.25,10.25,-0.5)
zn3 = z_near(8.0,8.0,-0.5)
zn4 = z_near(4.6,4.6,-0.5)

num = step
c_max1 = z_sig1(zn1)
c_max2 = z_sig1(zn2)
c_max3 = z_sig1(zn2)
c_max4 = z_sig1(zn3)

c_min1 = z_sig3(zn1)
c_min2 = z_sig3(zn2)
c_min3 = z_sig3(zn3)
c_min4 = z_sig3(zn4)

donne1 = string(num)
donne2 = string(c_max1)
donne3 = string(c_max2)
```

```
donne4 = string(c_max3)

donne5 = string(c_max4)

donne6 = string(c_min1)

donne7 = string(c_min2)

donne8 = string(c_min3)

donne9 = string(c_min4)


ligne4 = out(donne1 +'  '+ donne2 +'    '+ donne3 +'  '+ donne4 +'  '+ donne5 +'  '+
donne6 +'  '+ donne7 +'  '+ donne8 +'  '+ donne9)

command

        set log off

endcommand

;=============================================================================
=

command

        set logfile contraintes_max_min_quinze

        set log on

endcommand


zn5 = z_near(15.0,15.0,-15.5)

zn6 = z_near(10.25,10.25,-15.5)

zn7 = z_near(8.0,8.0,-15.5)

zn8 = z_near(4.6,4.6,-15.5)


num = step

c_max5 = z_sig1(zn5)

c_max6 = z_sig1(zn6)
```

```
c_max7 = z_sig1(zn7)
c_max8 = z_sig1(zn8)

c_min5 = z_sig3(zn5)
c_min6 = z_sig3(zn6)
c_min7 = z_sig3(zn7)
c_min8 = z_sig3(zn8)

donne1 = string(num)
donne2 = string(c_max5)
donne3 = string(c_max6)
donne4 = string(c_max7)
donne5 = string(c_max8)
donne6 = string(c_min5)
donne7 = string(c_min6)
donne8 = string(c_min7)
donne9 = string(c_min8)

ligne4 = out(donne1 +'  '+ donne2 +'    '+ donne3 +'  '+ donne4 +'  '+ donne5 +'  '+
donne6 +'  '+ donne7 +'  '+ donne8 +'  '+ donne9)

command
        set log off
endcommand

;=============================================================================
=
```

```
command
        set logfile contraintes_interm
        set log on
endcommand

;zn5 = z_near(15.0,15.0,-15.5)
;zn6 = z_near(10.25,10.25,-15.5)
;zn7 = z_near(8.0,8.0,-15.5)
;zn8 = z_near(4.6,4.6,-15.5)

num = step
c_mid1 = z_sig2(zn1)
c_mid2 = z_sig2(zn2)
c_mid3 = z_sig2(zn3)
c_mid4 = z_sig2(zn4)

c_mid5 = z_sig2(zn5)
c_mid6 = z_sig2(zn6)
c_mid7 = z_sig2(zn7)
c_mid8 = z_sig2(zn8)

donne1 = string(num)
donne2 = string(c_mid1)
donne3 = string(c_mid2)
donne4 = string(c_mid3)
donne5 = string(c_mid4)
donne6 = string(c_mid5)
```

```
donne7 = string(c_mid6)
donne8 = string(c_mid7)
donne9 = string(c_mid8)

ligne4 = out(donne1 + '  ' + donne2 + '    ' + donne3 + '  ' + donne4 + '  ' + donne5 + '  ' +
donne6 + '  ' + donne7 + '  ' + donne8 + '  ' + donne9)

command
        set log off
endcommand
end
;=============================================================================
extraction
        ; excavation du trou pilote
;=========================
' code FISH pour excavation du trou pilote

def excav1
loop n (1,22)
m = 10*n
prof = 240.0-m
command
mo null range cylinder end1 0 0 240 end2 0 0 prof radius 29.2 &
            cylinder end1 0 0 240 end2 0 0 prof radius 21.8 not
solve
save int.sav
endcommand
```

```
endloop
end
;=============================
' code FISH pour excavation de la saignee
def excav2
loop n (1,50)
profb = -1*n
titre = string(prof)
command
mo null range cylinder end1 0 0 0 end2 0 0 profb radius 29.2 &
            cylinder end1 0 0 0 end2 0 0 profb radius 21.8 not
solve
extractions
save titre.sav
endcommand
endloop
end
;=============================================================
; Debut de l'excavation
excav1
save avantcarotte.sav
restore avantcarotte.sav

; excavation carotte
mo null range cylinder end1 0 0 240 end2 0 0 20. radius 29.2
solve
save aprescarotte.sav
```

```
restore aprescarotte.sav

; Polissage
mo null range cylinder end1 0 0 20 end2 0 0 15.0 radius 29.2
solve
save int.sav
restore int.sav

mo null range cylinder end1 0 0 15 end2 0 0 10.0 radius 29.2
solve
save int.sav
restore int.sav

mo null range cylinder end1 0 0 10 end2 0 0 5.0 radius 29.2
solve
save int.sav
restore int.sav

mo null range cylinder end1 0 0 5.0 end2 0 0 0. radius 29.2
solve
extractions

;==========
' code FISH pour extraire les contraintes en fond de trou
def cfdt
command
set logfile cont_fdt
```

```
set log on
print zone stress range cyl end1 0 0 0 end2 0 0 -0.8 radius 5.0  ; contraintes en fond de trou
set log off
endcommand
end
;=============================================
cfdt

save pilote.sav
restore pilote.sav

excav2
```

ANNEXE 6 : Les courbes de récupération des analyses hétérogènes

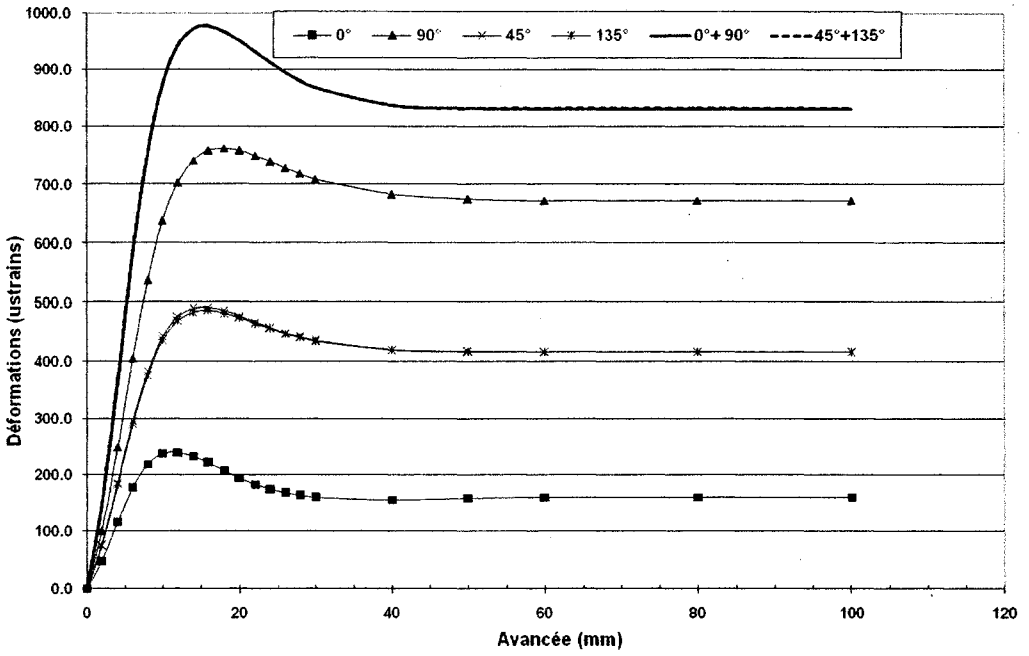


Figure A6.1 : Courbes de récupération SR = 0. Cas homogène

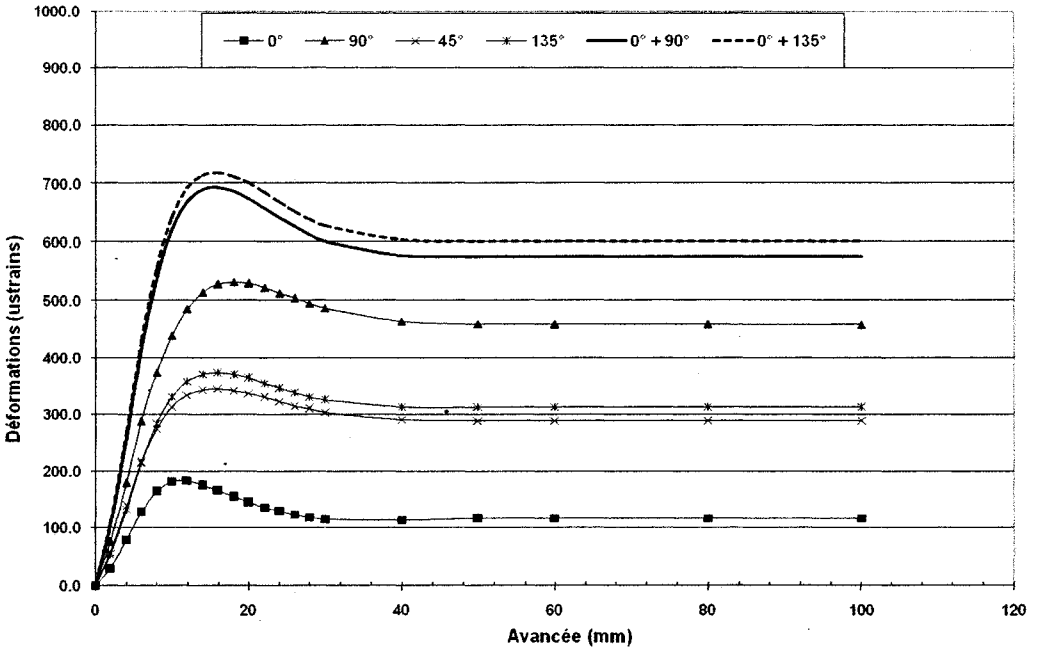


Figure A6.2 : Courbes de récupération SR = 0. Cas hétérogène (configuration 1)

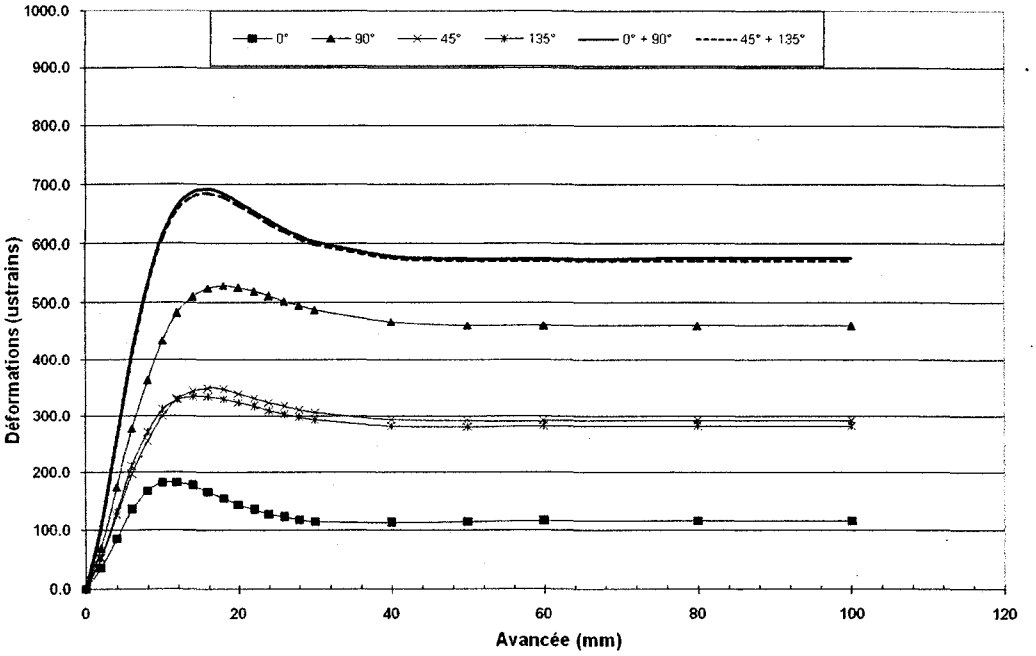


Figure A6.3 : Courbes de récupération SR = 0. Cas hétérogène (configuration 2)

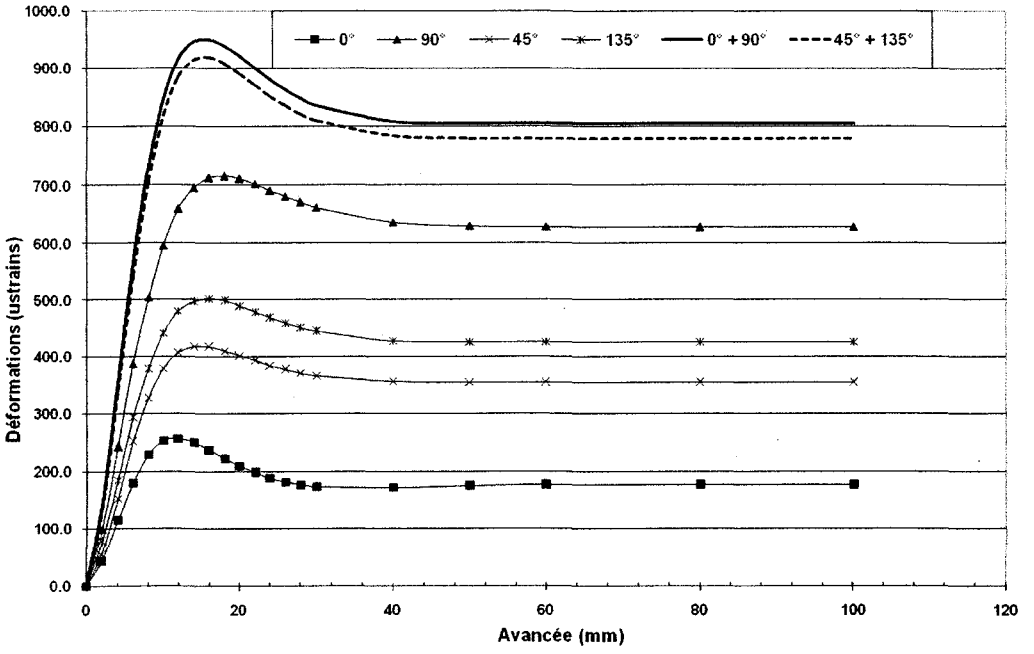


Figure A6.4 : Courbes de récupération SR = 0. Cas hétérogène (configuration 3)

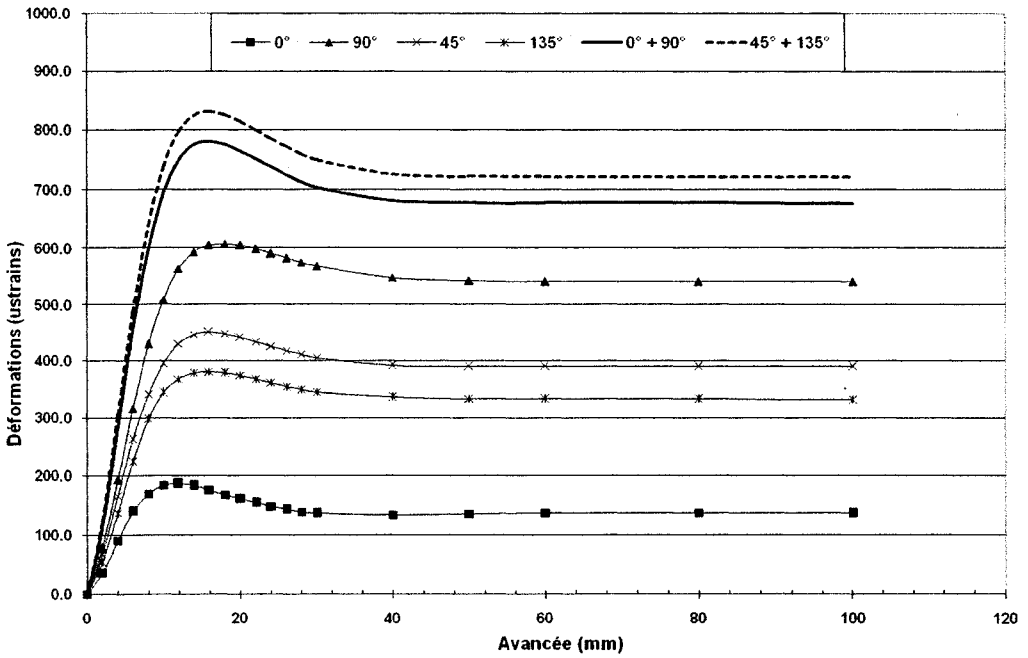


Figure A6.5 : Courbes de récupération SR = 0. Cas hétérogène (configuration 4)

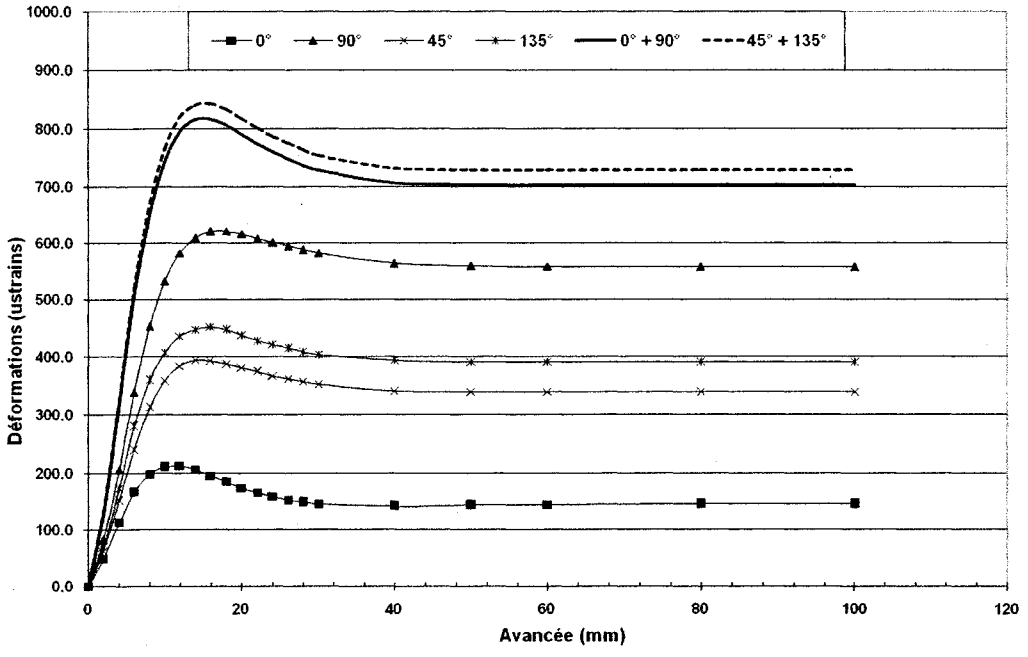


Figure A6.6 : Courbes de récupération SR = 0. Cas hétérogène (configuration 5)

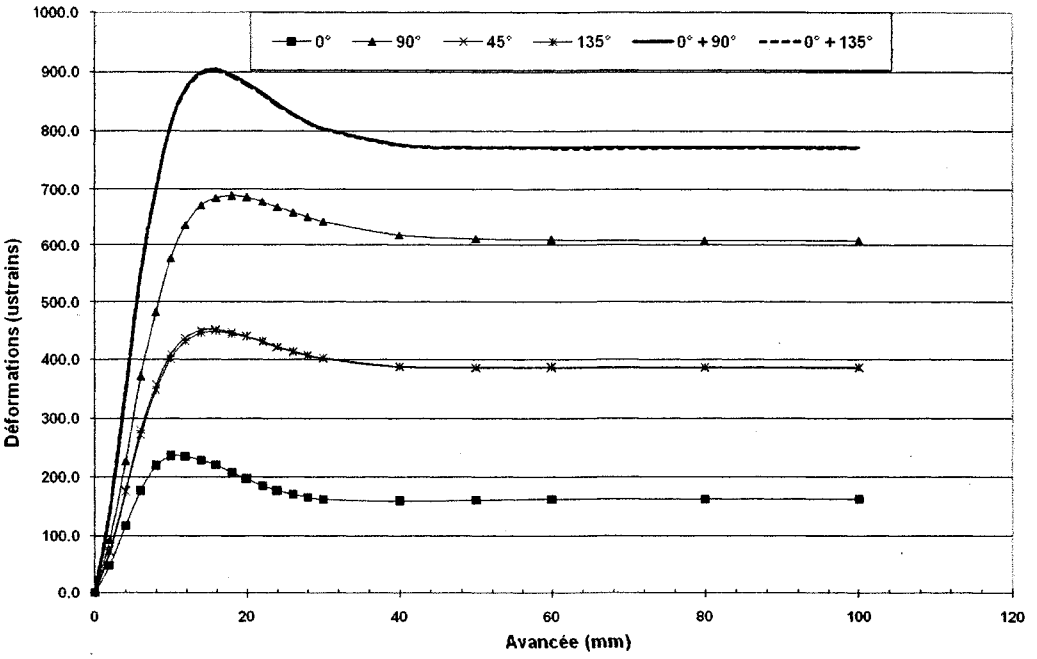


Figure A6.7 : Courbes de récupération SR = 0. Cas hétérogène (configuration 6)

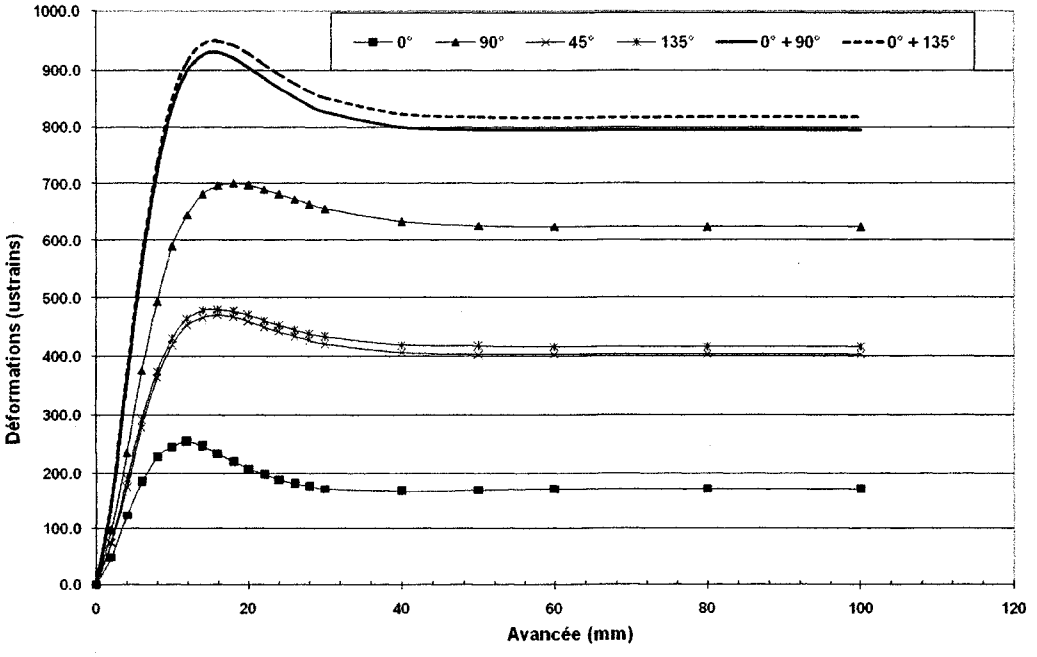


Figure A6.8 : Courbes de récupération SR = 0. Cas hétérogène (configuration 7)

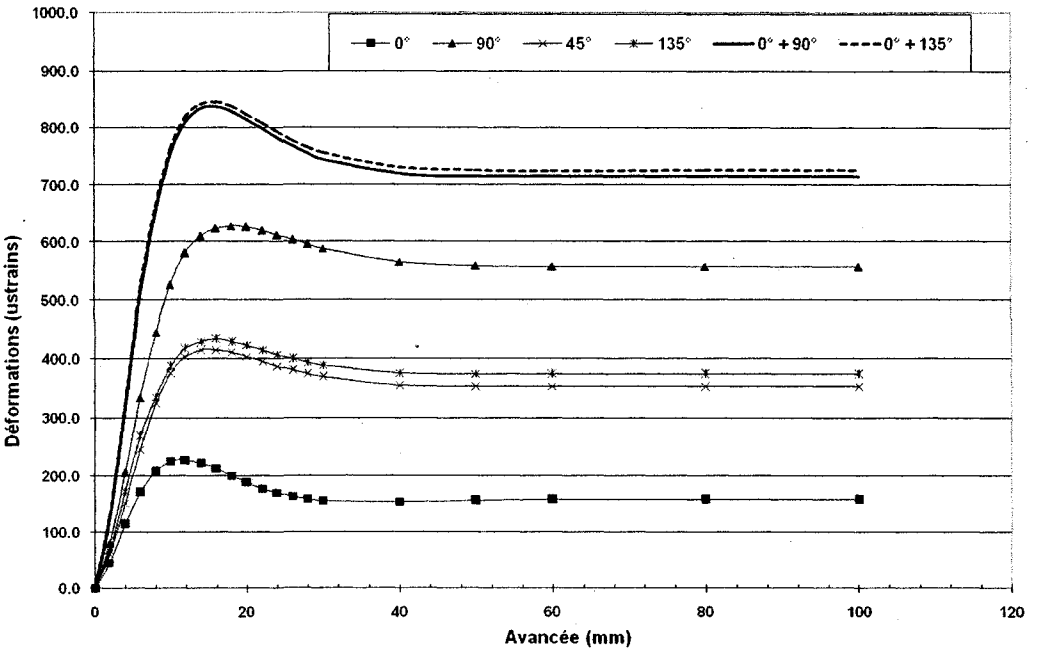


Figure A6.9 : Courbes de récupération SR = 0. Cas hétérogène (configuration 8)

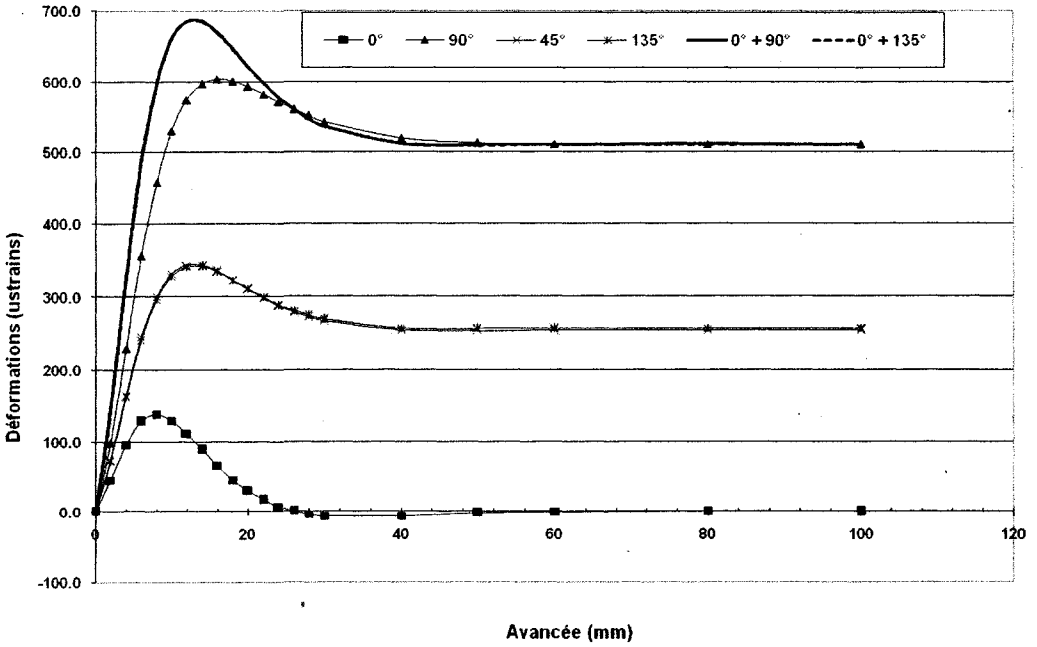


Figure A6.10 : Courbes de récupération SR = 0.8. Cas homogène

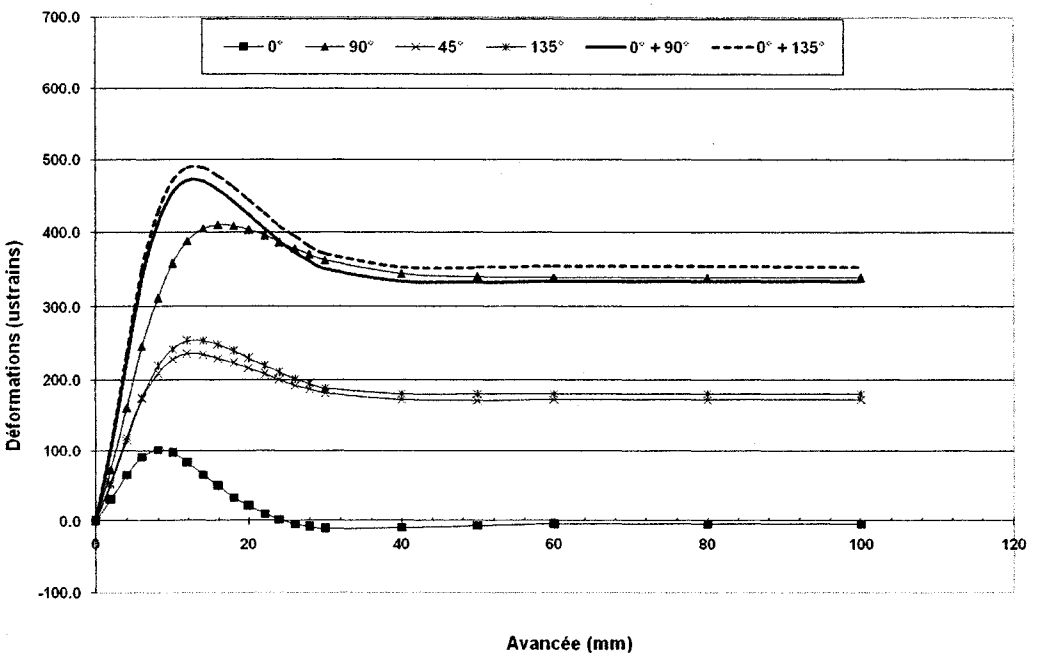


Figure A6.11 : Courbes de récupération SR = 0.8. Cas hétérogène (configuration 1)

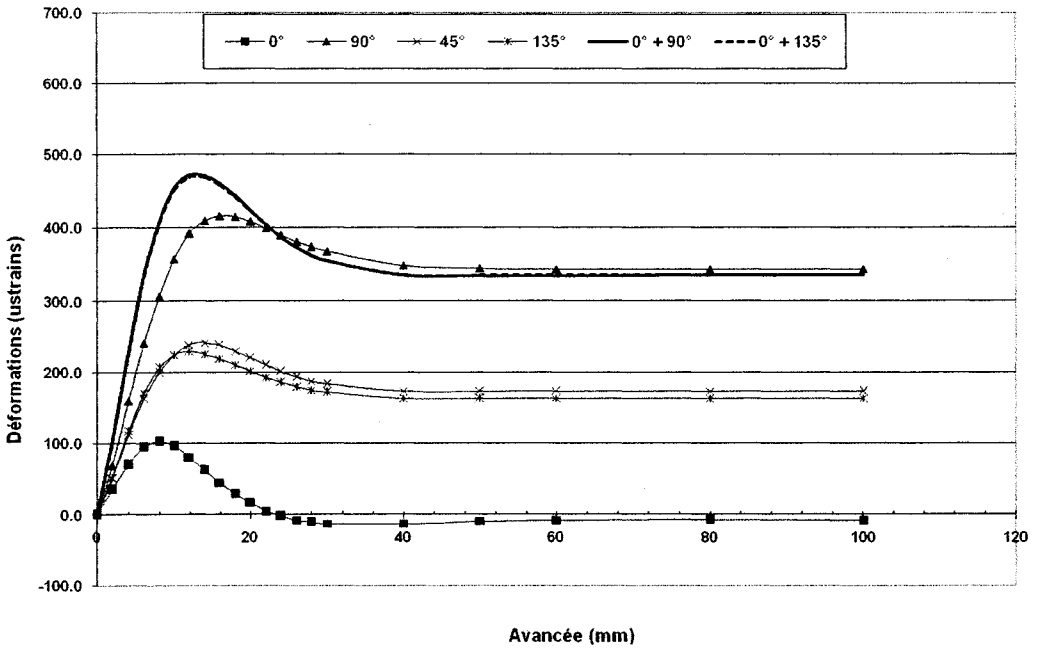


Figure A6.12 : Courbes de récupération SR = 0.8. Cas hétérogène (configuration 2)

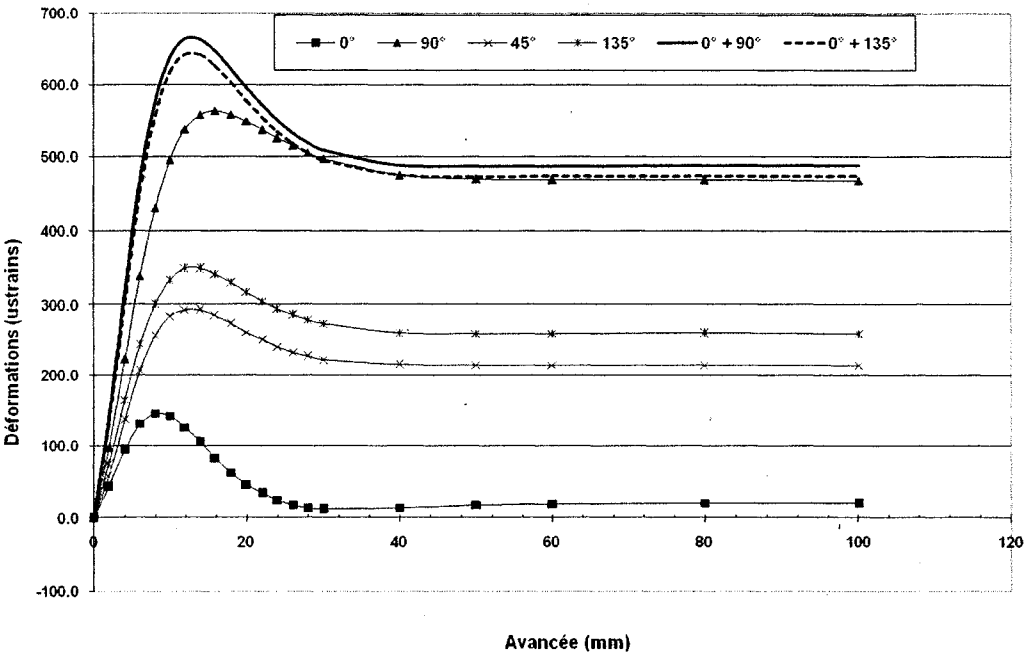


Figure A6.13 : Courbes de récupération SR = 0.8. Cas hétérogène (configuration 3)

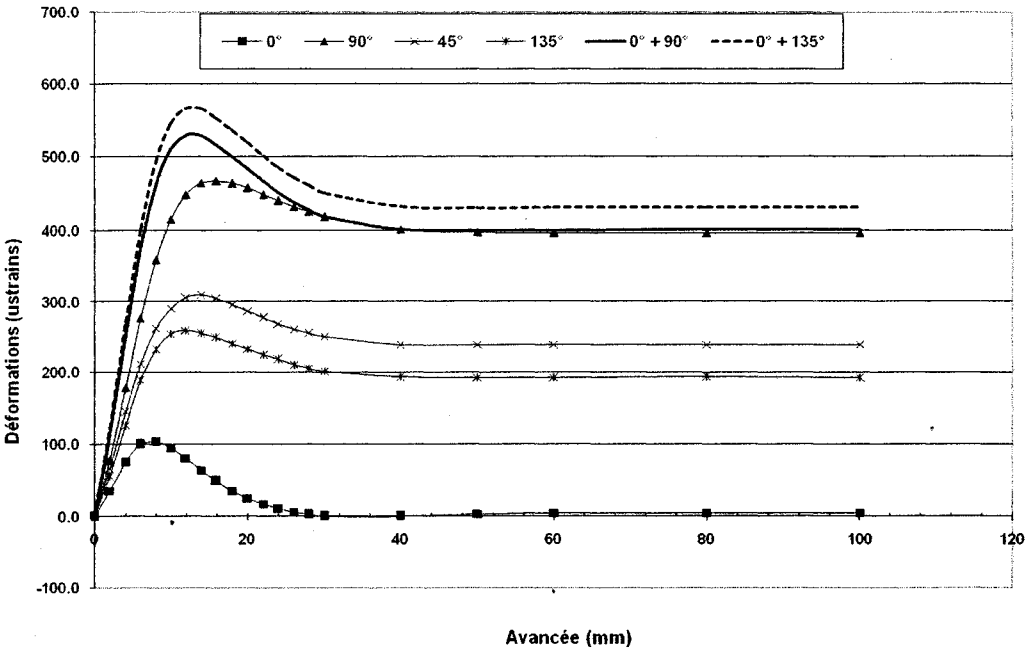


Figure A6.14 : Courbes de récupération SR = 0.8. Cas hétérogène (configuration 4)

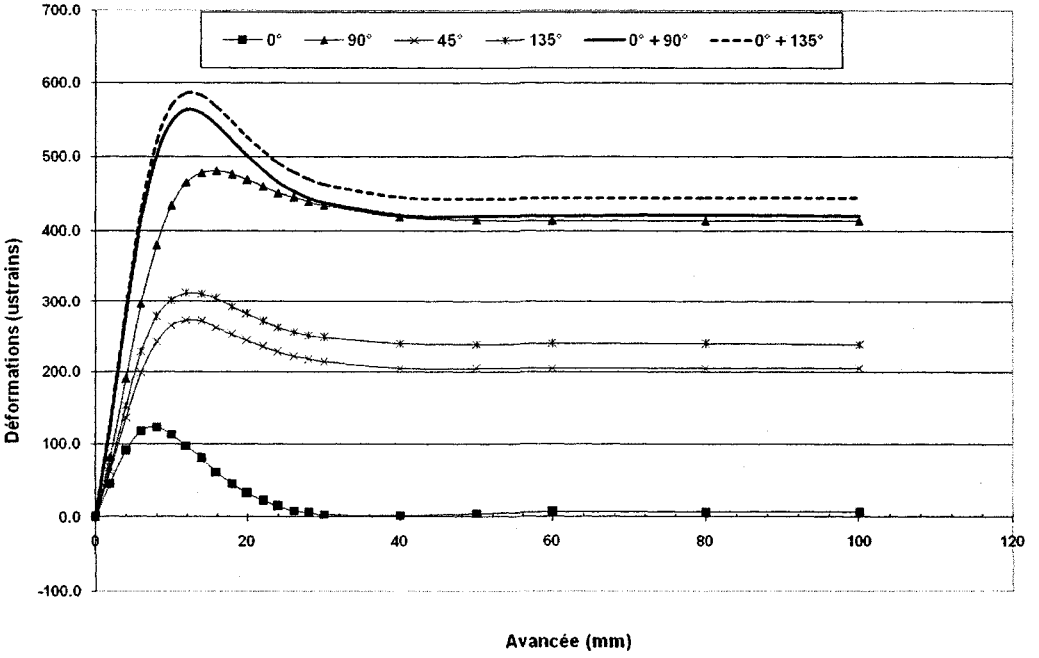


Figure A6.15 : Courbes de récupération SR = 0.8. Cas hétérogène (configuration 5)

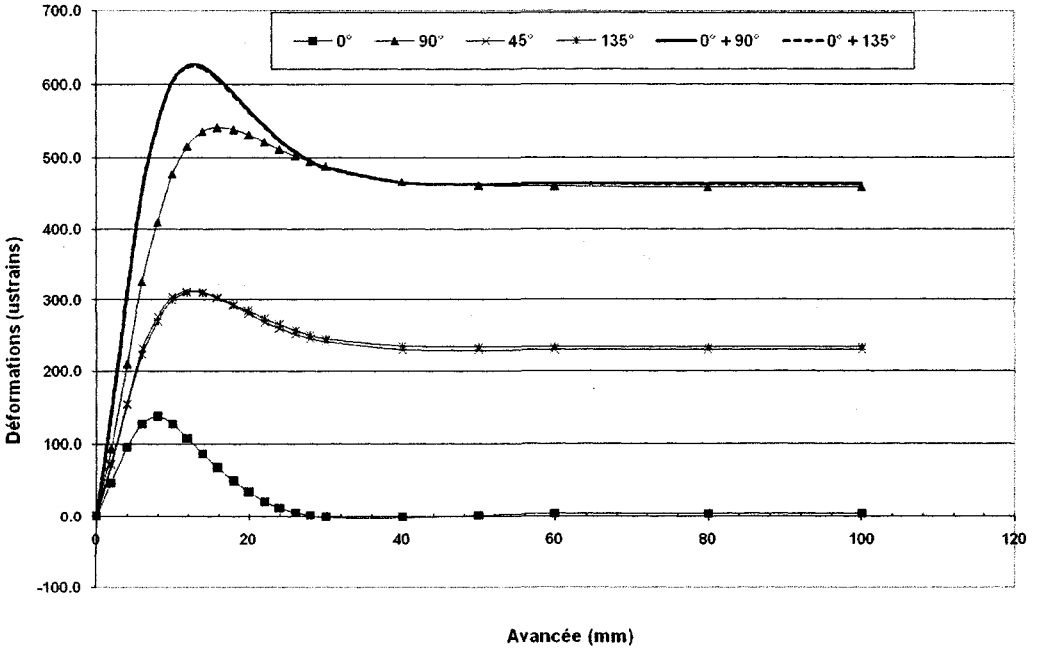


Figure A6.16 : Courbes de récupération SR = 0.8. Cas hétérogène (configuration 6)

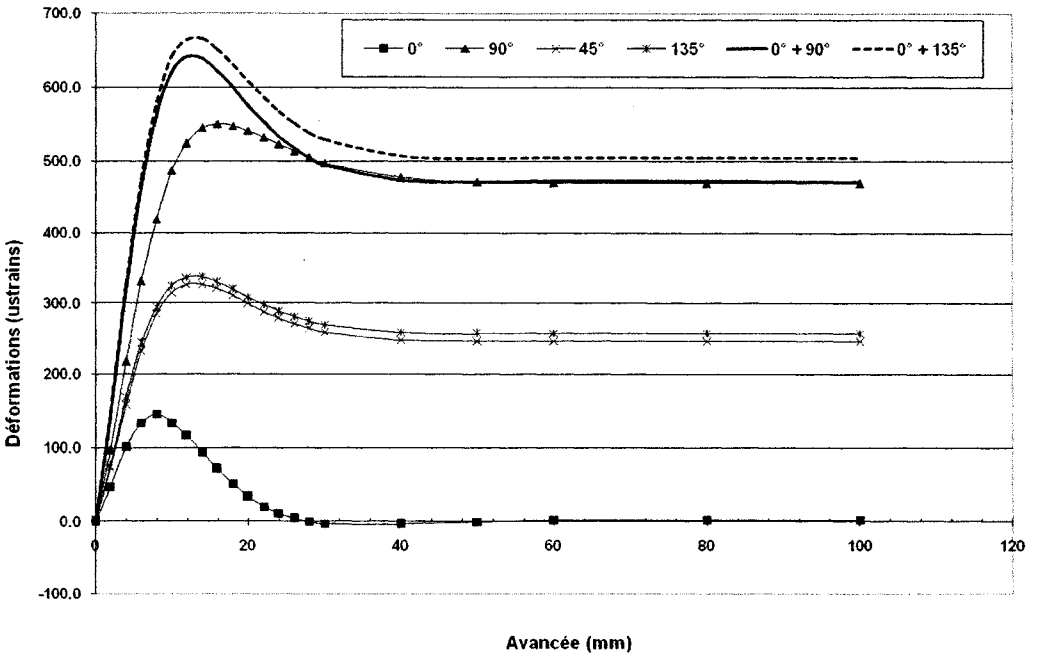


Figure A6.17 : Courbes de récupération SR = 0.8. Cas hétérogène (configuration 7)

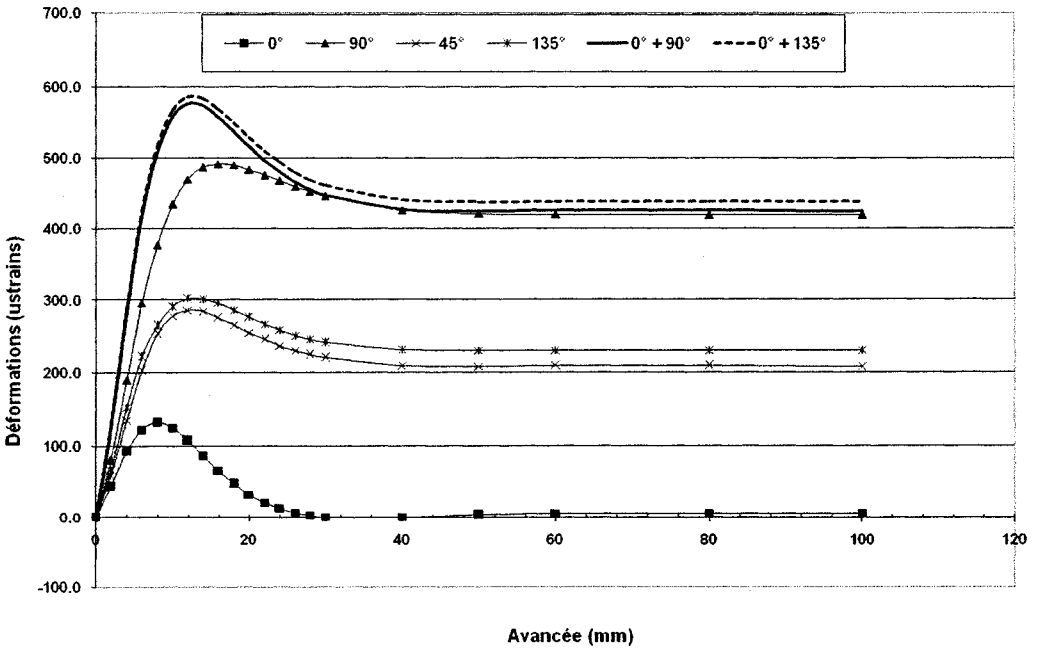


Figure A6.18 : Courbes de récupération SR = 0.8. Cas hétérogène (configuration 8)

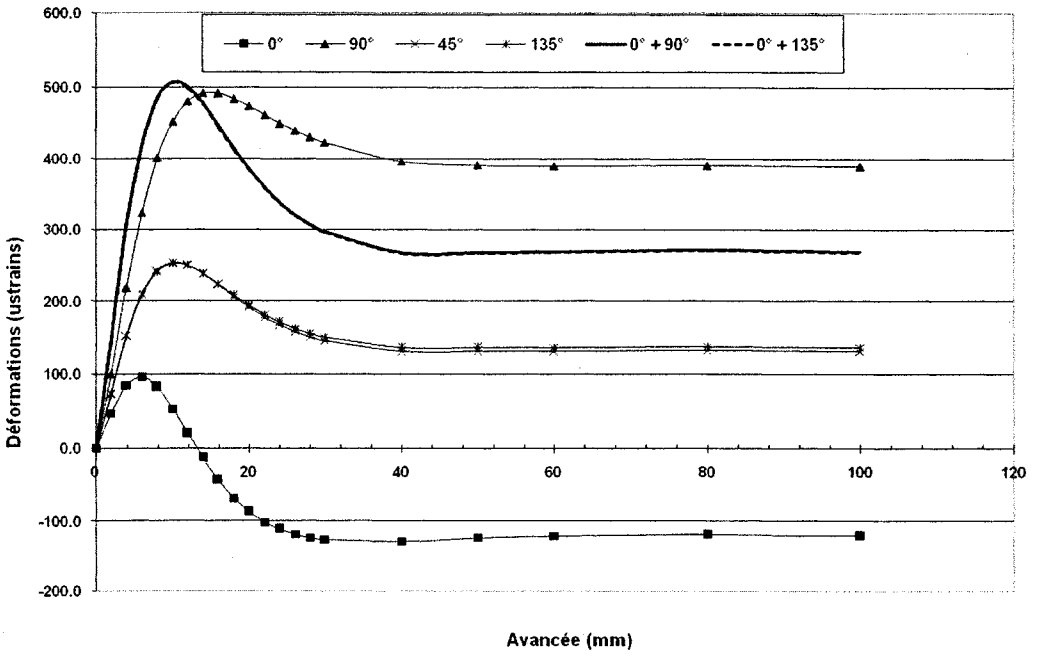


Figure A6.19 : Courbes de récupération SR = 1.4. Cas homogène

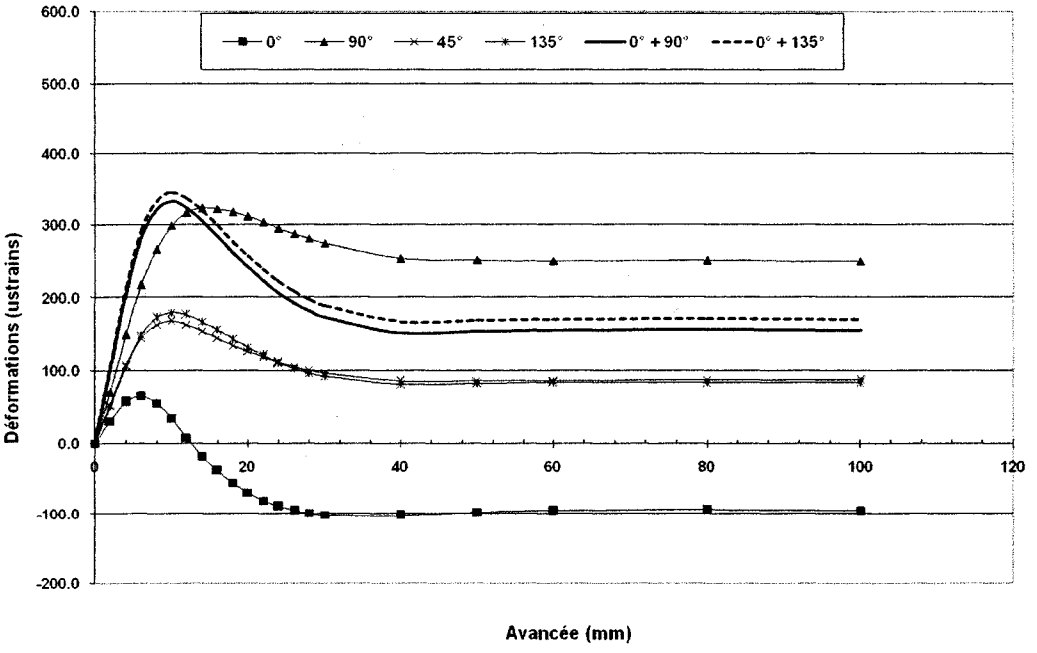


Figure A6.20 : Courbes de récupération SR = 1.4. Cas hétérogène (configuration 1)

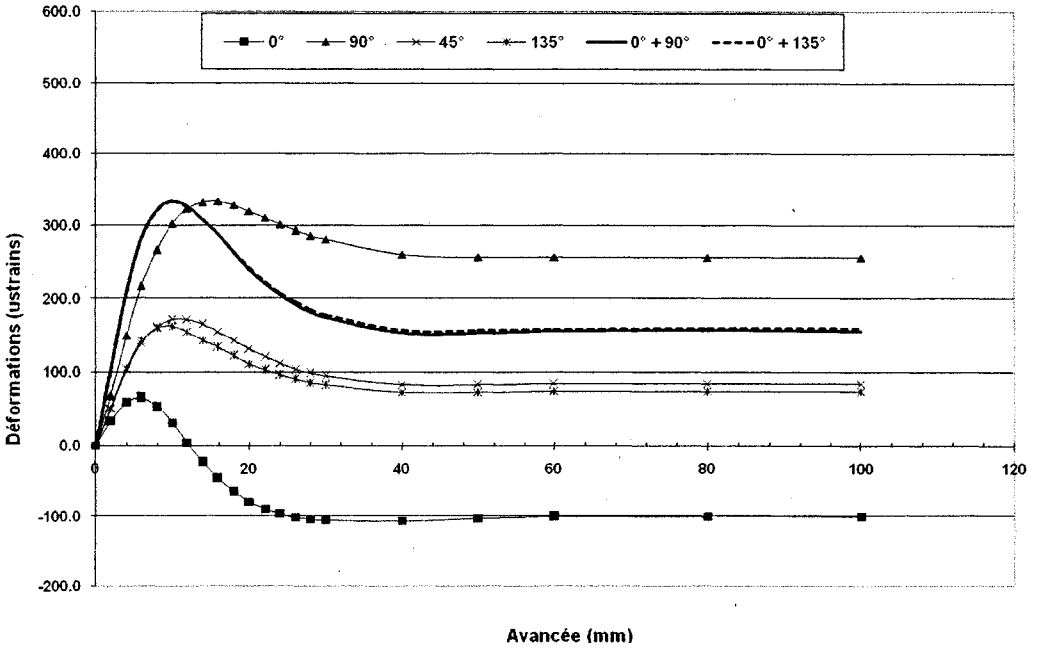


Figure A6.21 : Courbes de récupération SR = 1.4. Cas hétérogène (configuration 2)

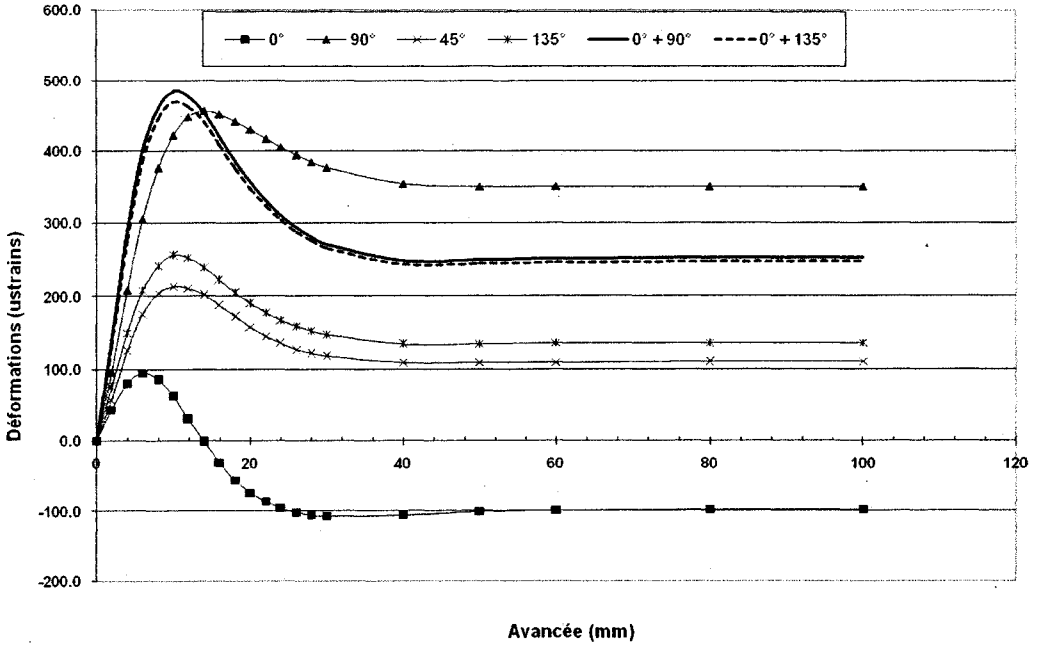


Figure A6.22 : Courbes de récupération SR = 1.4. Cas hétérogène (configuration 3)

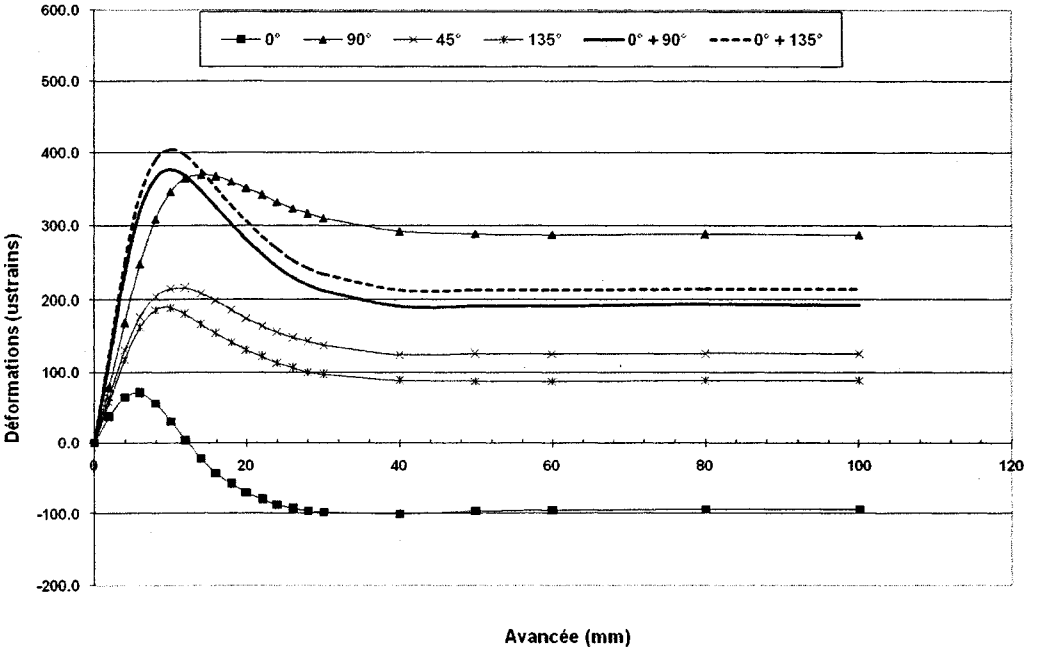


Figure A6.23 : Courbes de récupération SR = 1.4. Cas hétérogène (configuration 4)

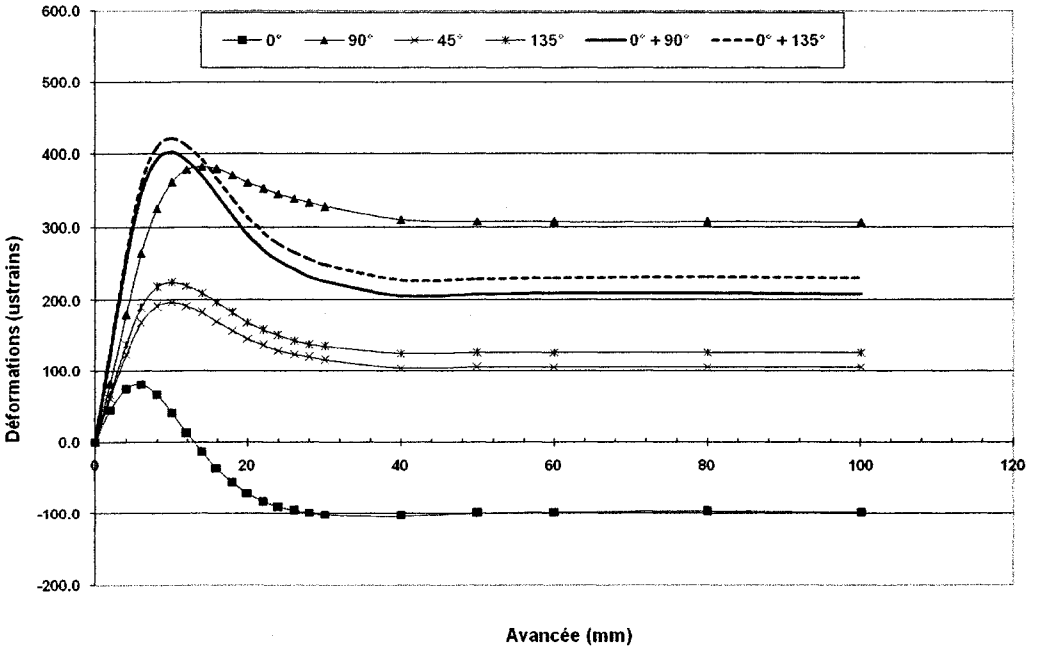


Figure A6.24 : Courbes de récupération SR = 1.4. Cas hétérogène (configuration 5)

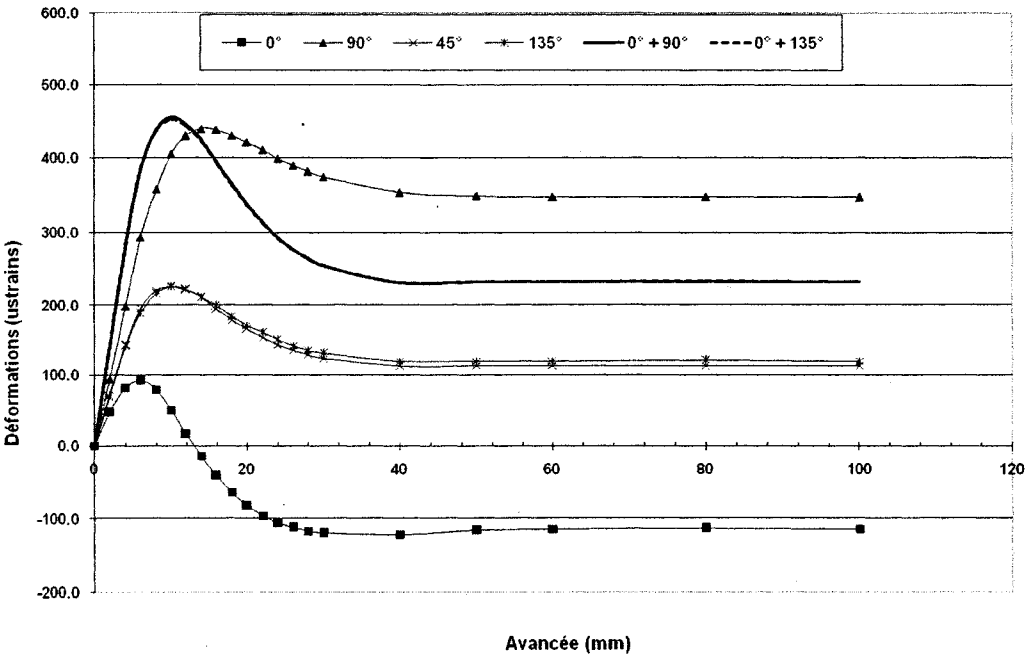


Figure A6.25 : Courbes de récupération SR = 1.4. Cas hétérogène (configuration 6)

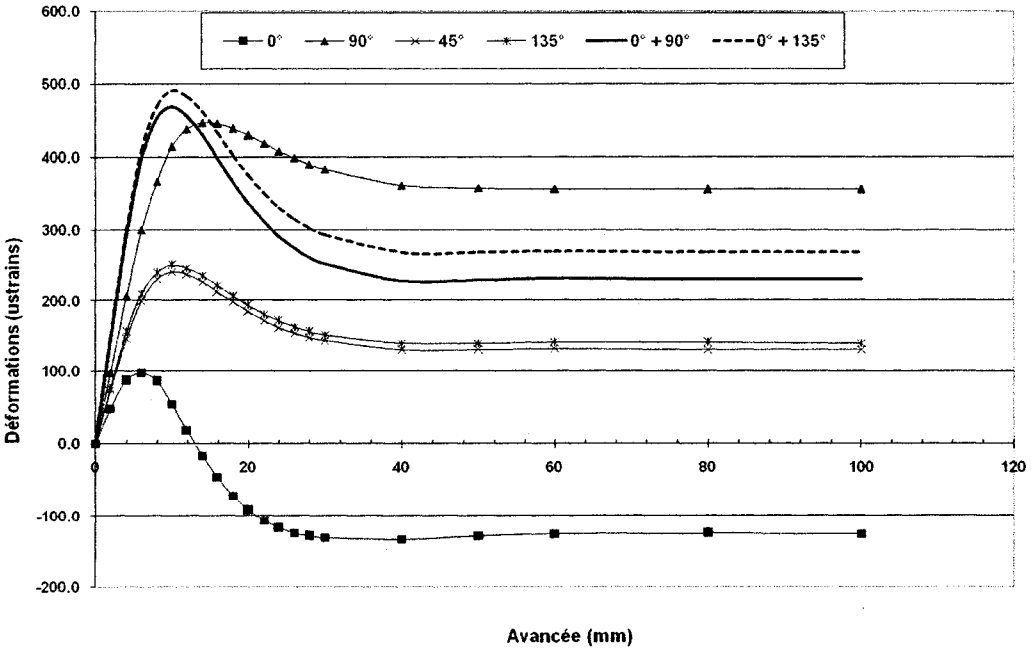


Figure A6.26 : Courbes de récupération SR = 1.4. Cas hétérogène (configuration 7)

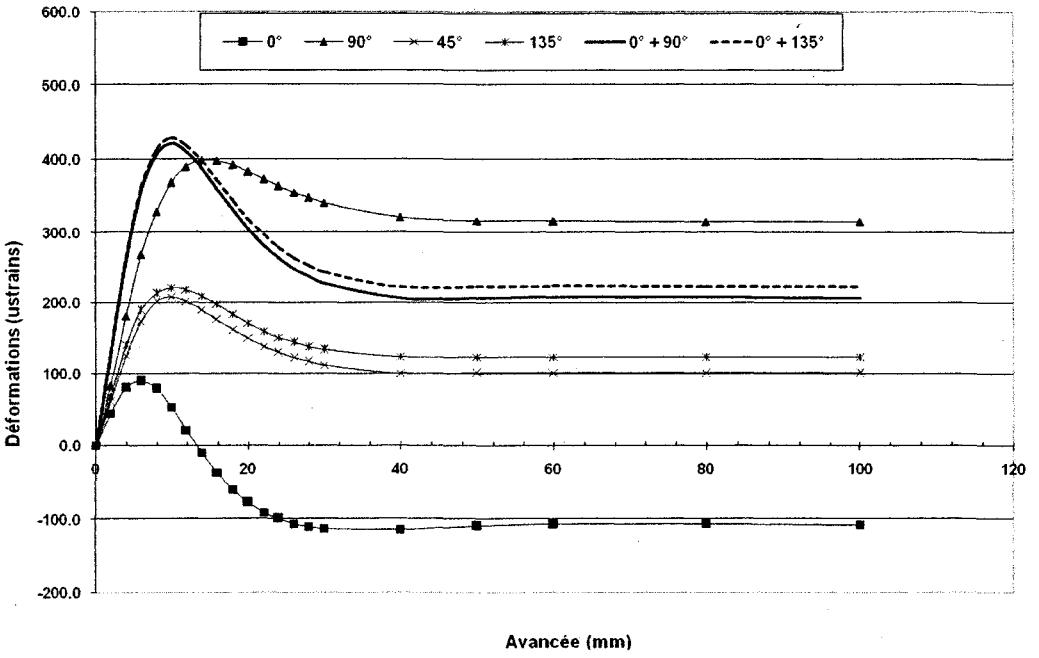


Figure A6.27 : Courbes de récupération SR = 1.4. Cas hétérogène (configuration 8)

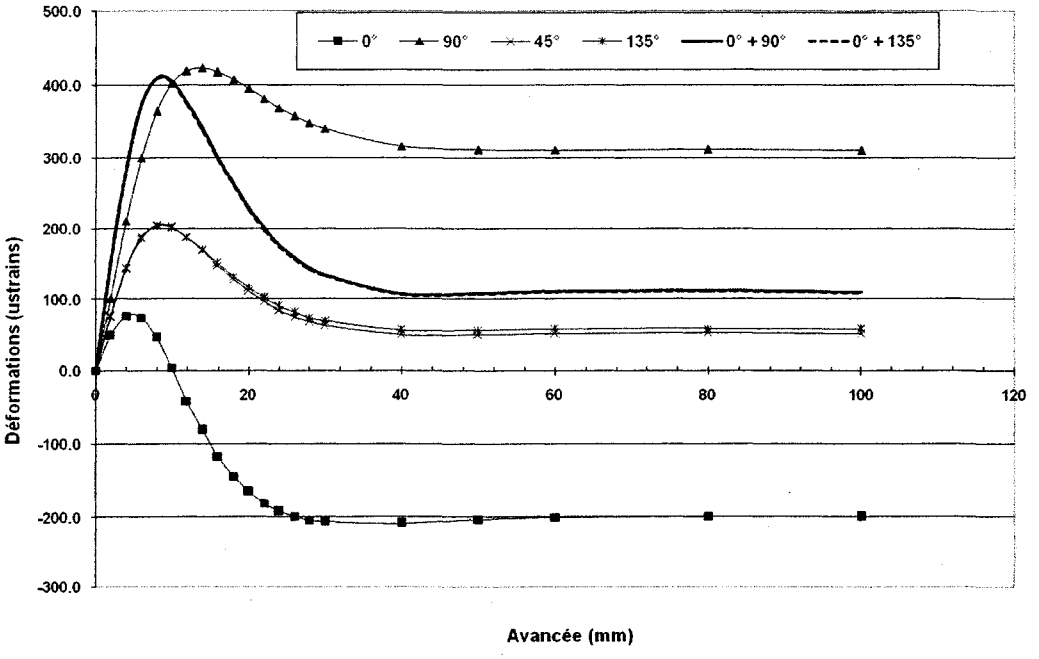


Figure A6.28 : Courbes de récupération SR = 1.8. Cas homogène

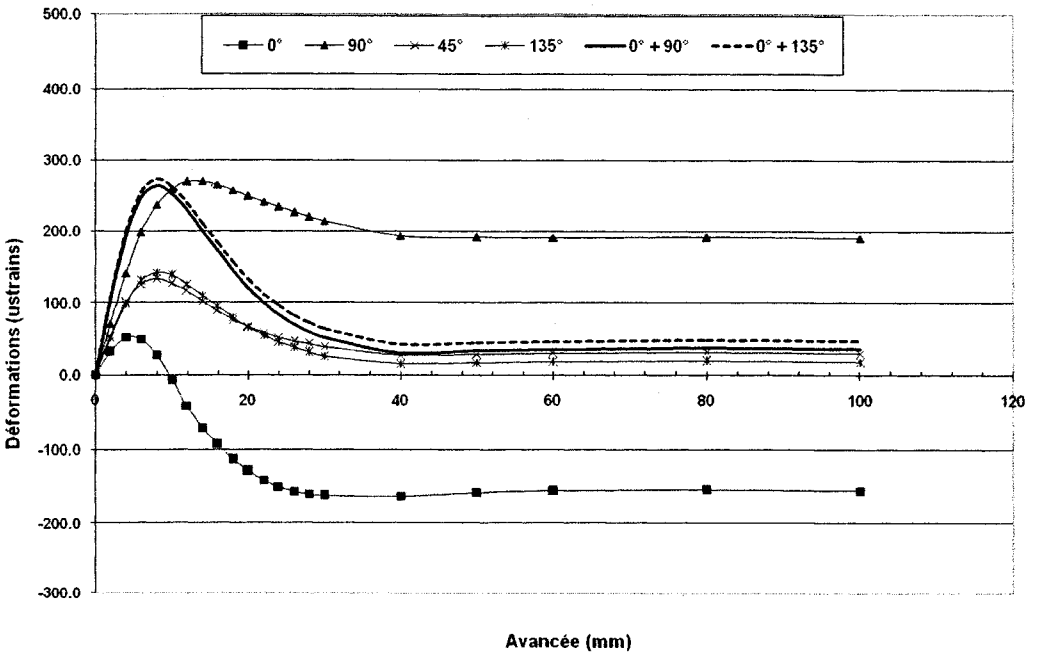


Figure A6.29 : Courbes de récupération SR = 1.8. Cas hétérogène (configuration 1)

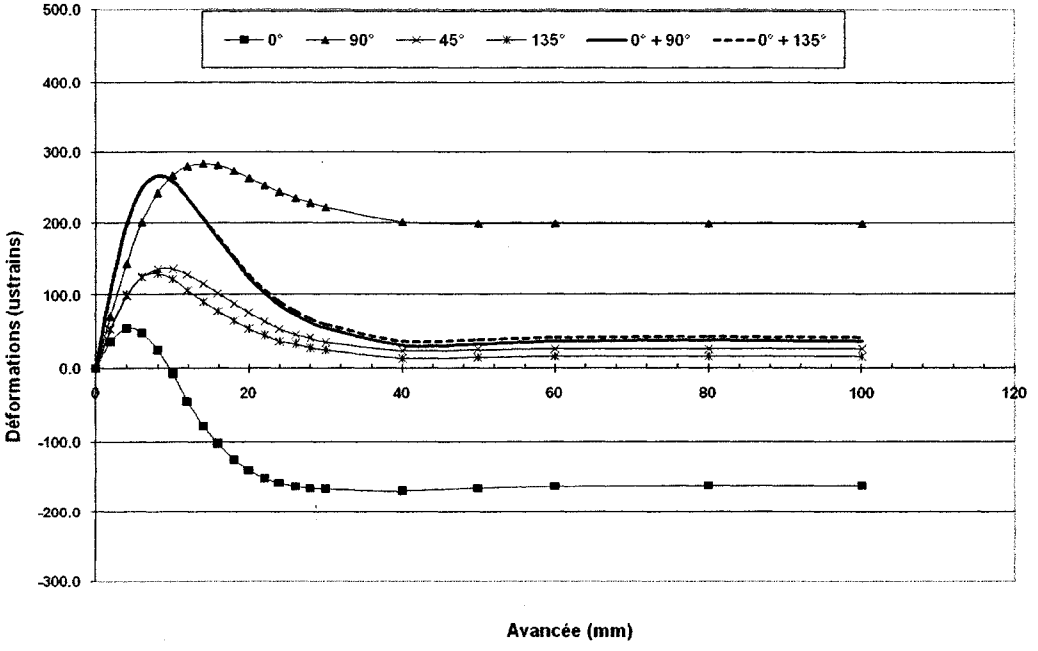


Figure A6.30 : Courbes de récupération SR = 1.8. Cas hétérogène (configuration 2)

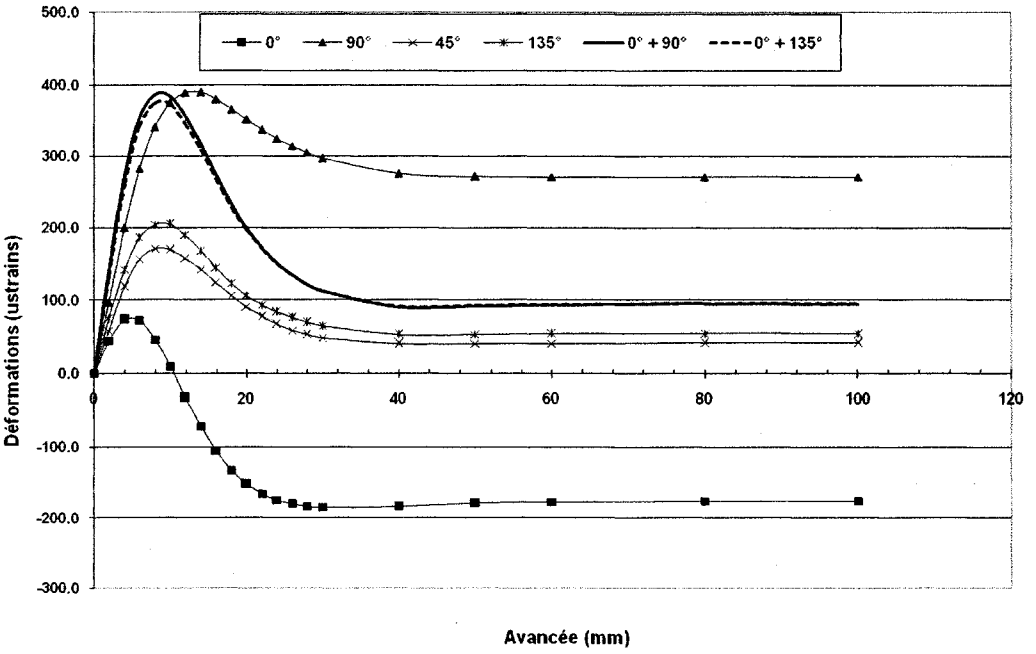


Figure A6.31 : Courbes de récupération SR = 1.8. Cas hétérogène (configuration 3)

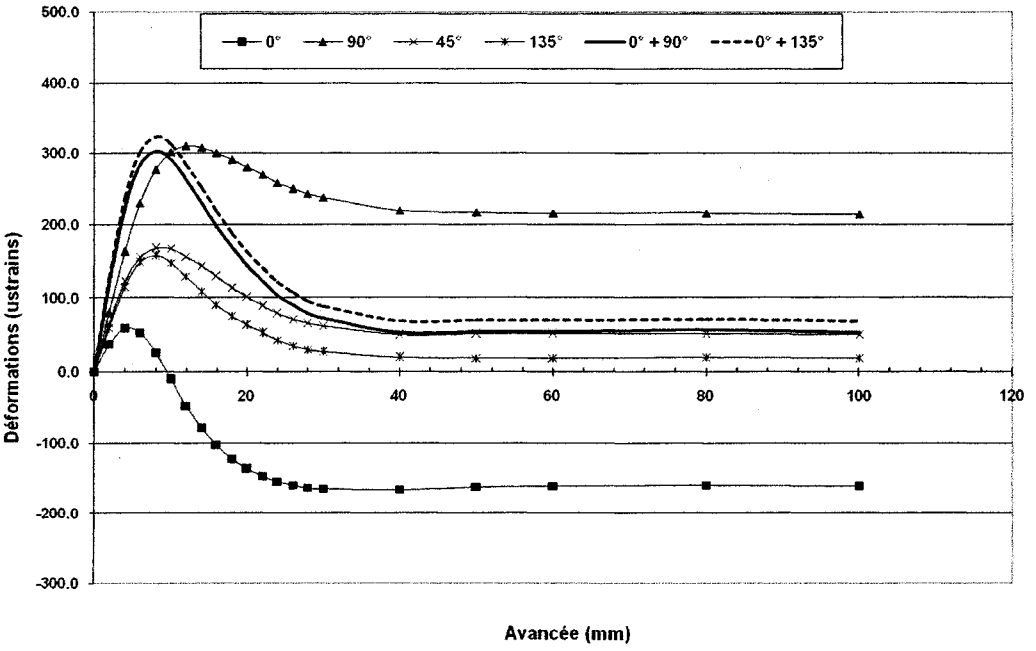


Figure A6.32 : Courbes de récupération SR = 1.8. Cas hétérogène (configuration 4)

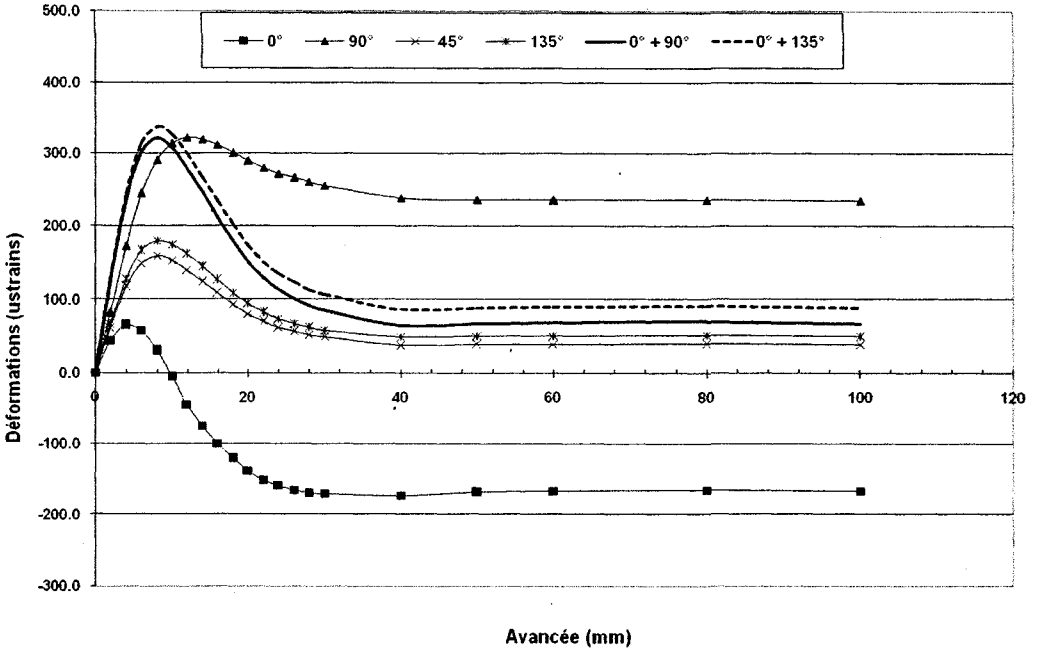


Figure A6.33 : Courbes de récupération SR = 1.8. Cas hétérogène (configuration 5)

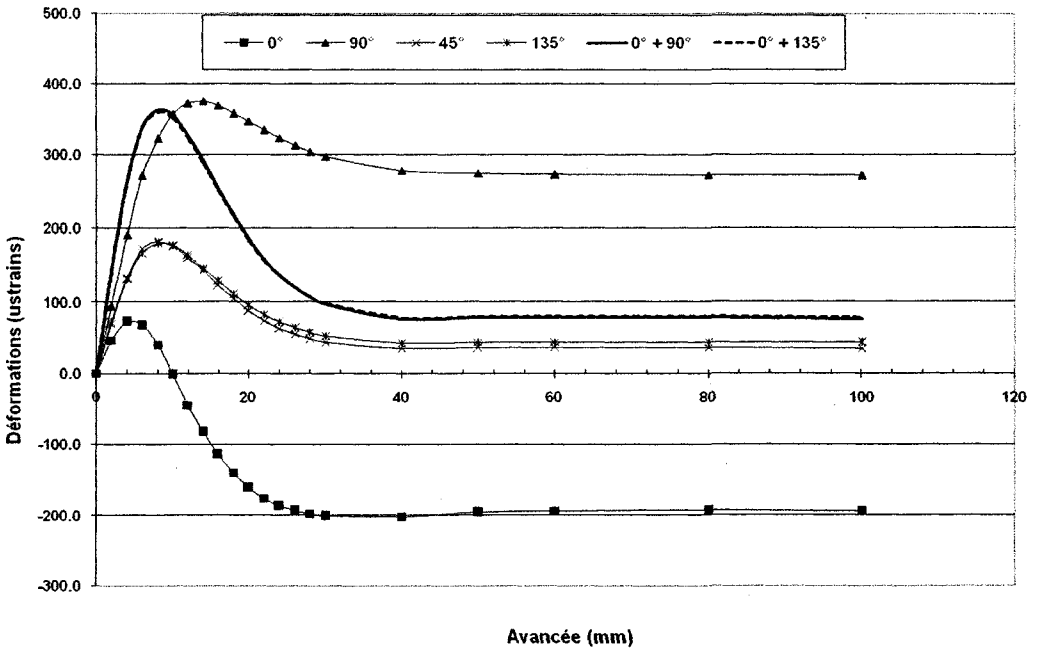


Figure A6.34 : Courbes de récupération SR = 1.8. Cas hétérogène (configuration 6)

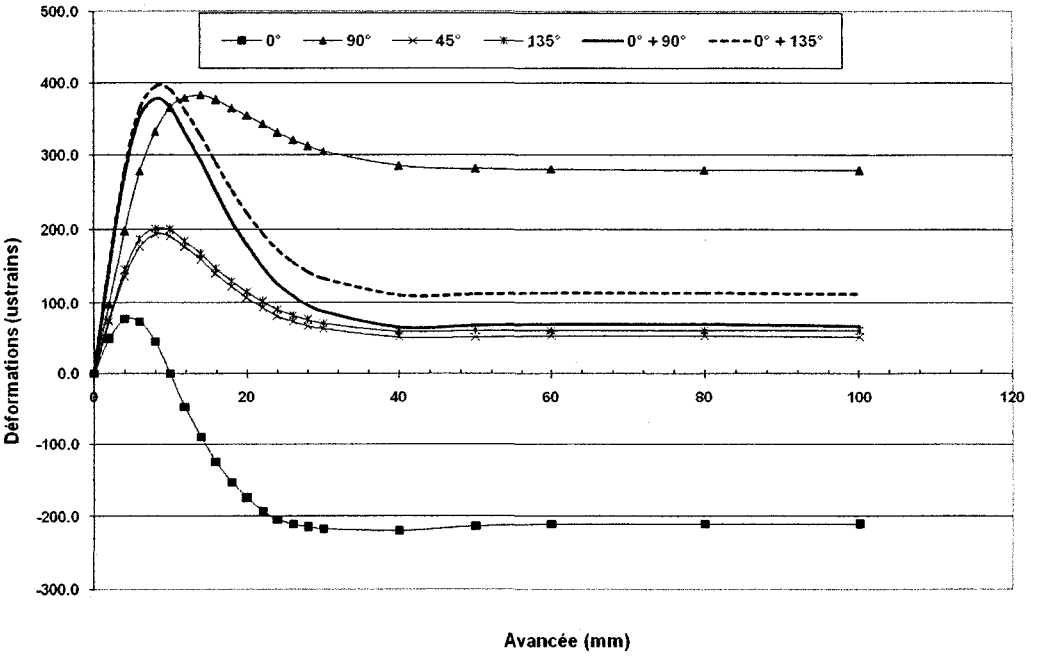


Figure A6.35 : Courbes de récupération SR = 1.8. Cas hétérogène (configuration 7)

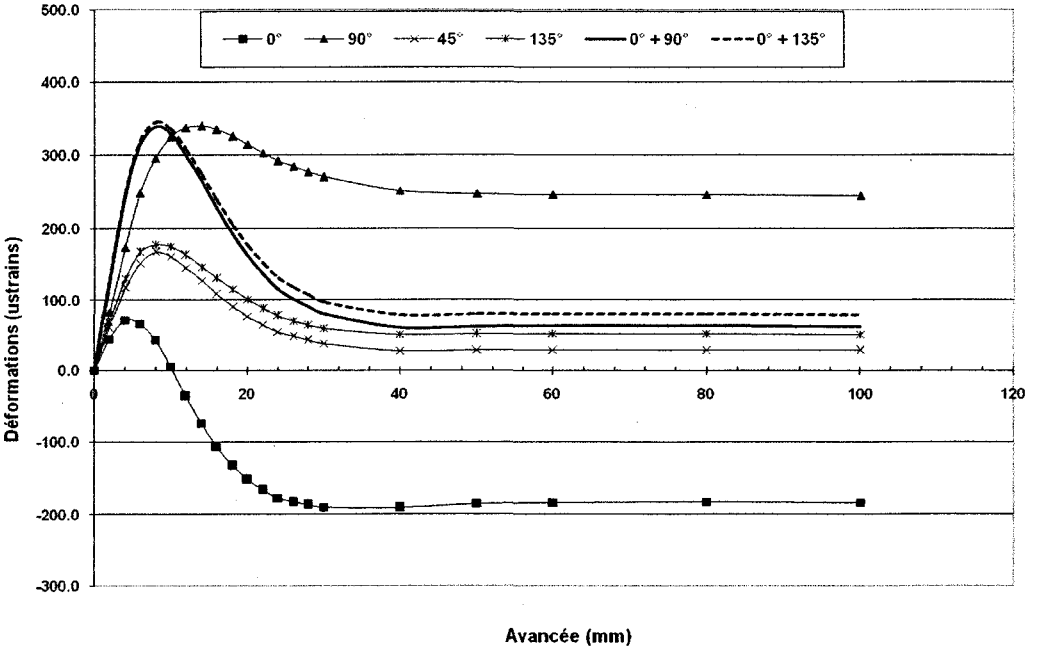


Figure A6.36 : Courbes de récupération SR = 1.8. Cas hétérogène (configuration 8)

ANNEXE 7 : Les variations des contraintes recalculées en fonction du positionnement de la rosette dans les analyses sur l'hétérogénéité

Les symboles représentent tous les cas qui ont été analysés

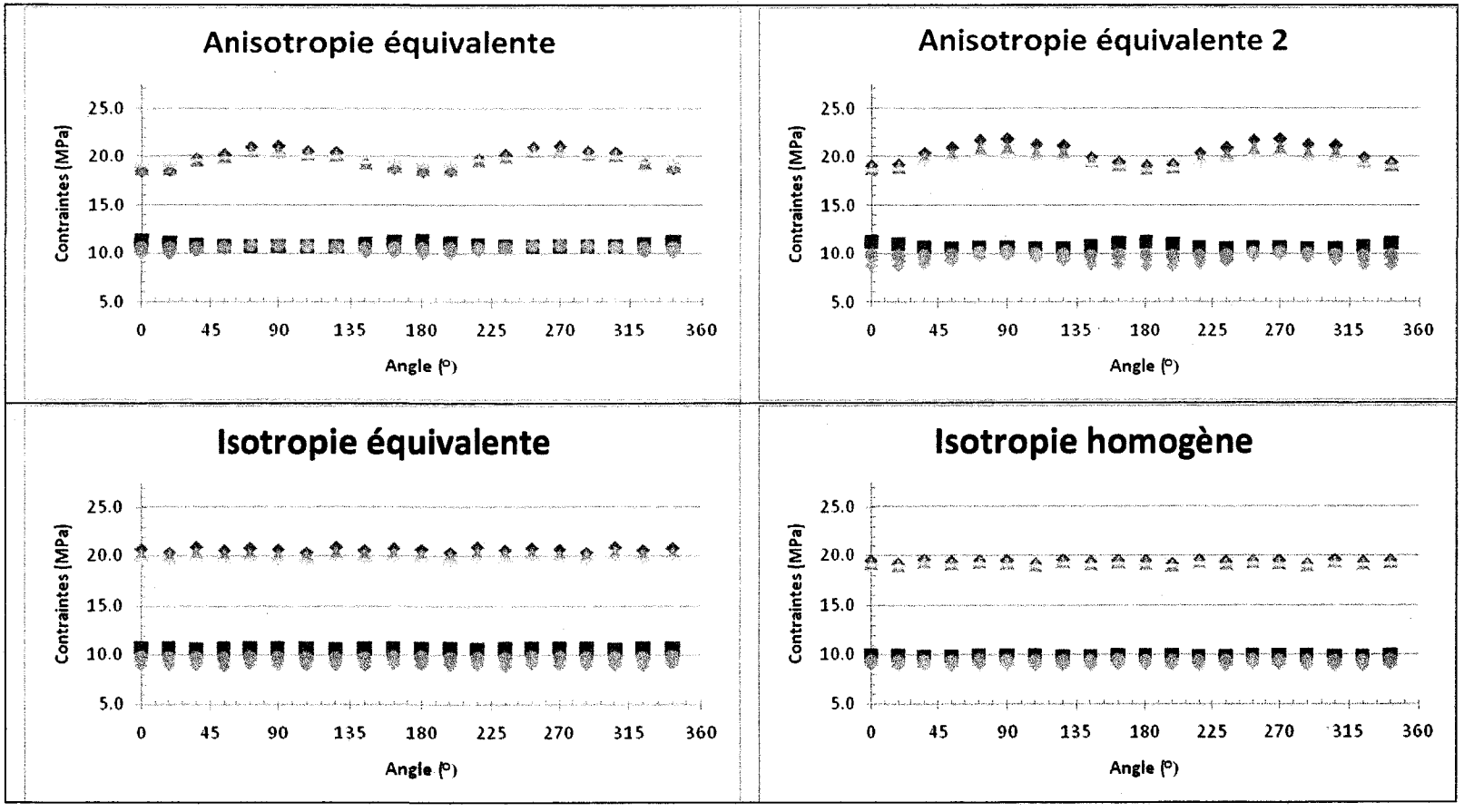


Figure A7.1 : Variation des contraintes recalculées en fonction du positionnement de la jauge – configuration 2

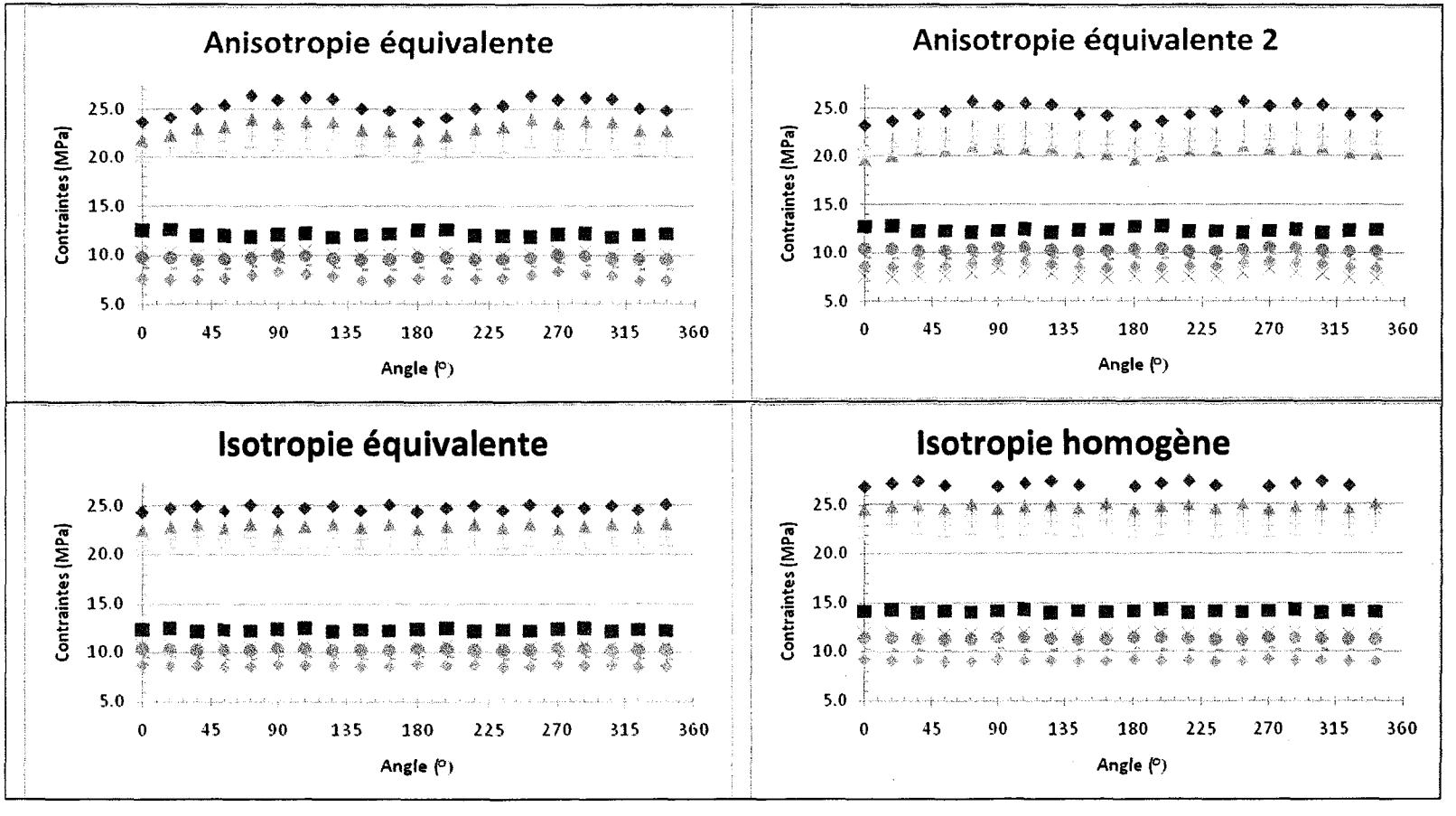


Figure A7.2 : Variation des contraintes recalculées en fonction du positionnement de la jauge – configuration 3

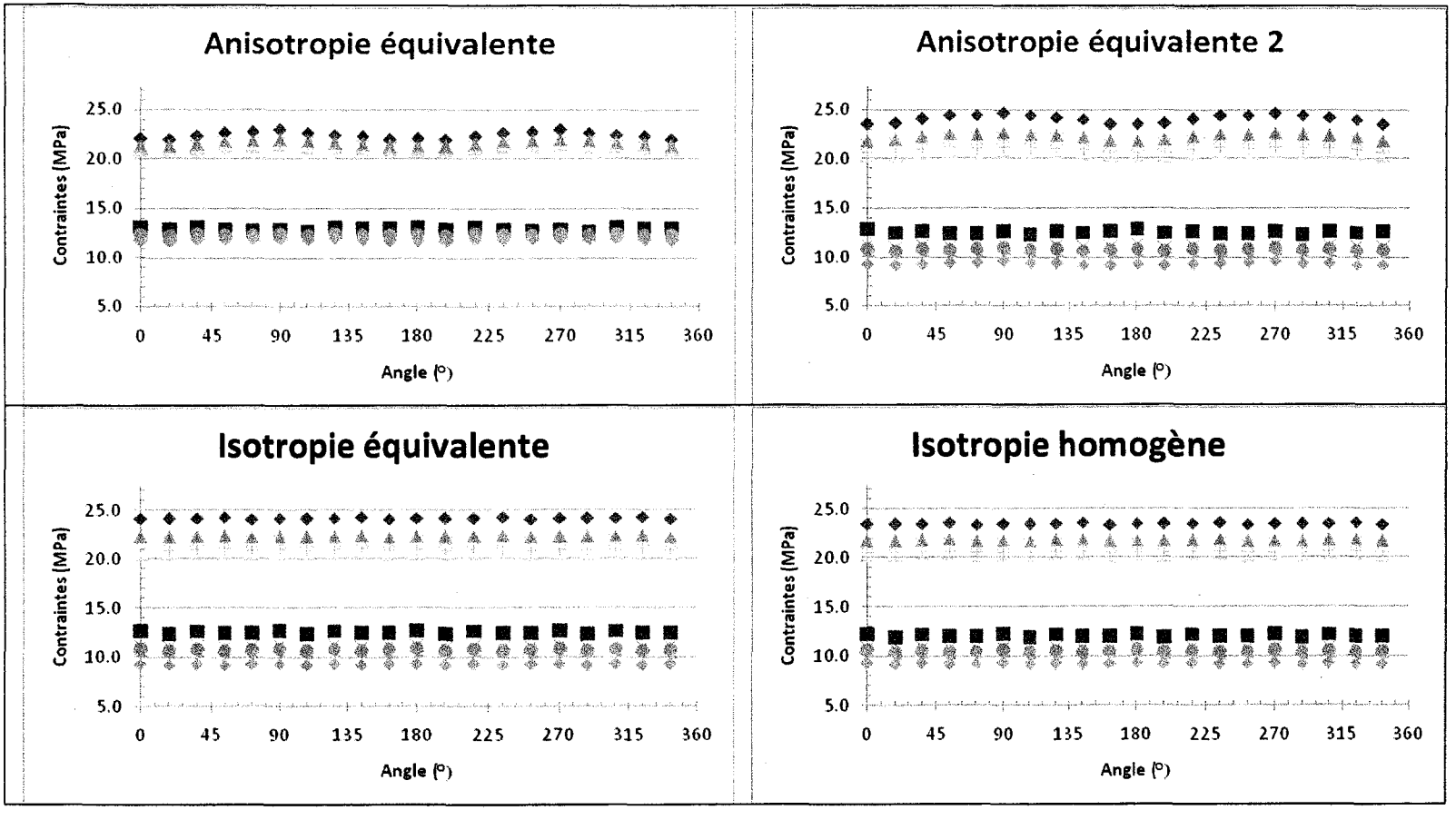


Figure A7.3 : Variation des contraintes recalculées en fonction du positionnement de la jauge – configuration 4

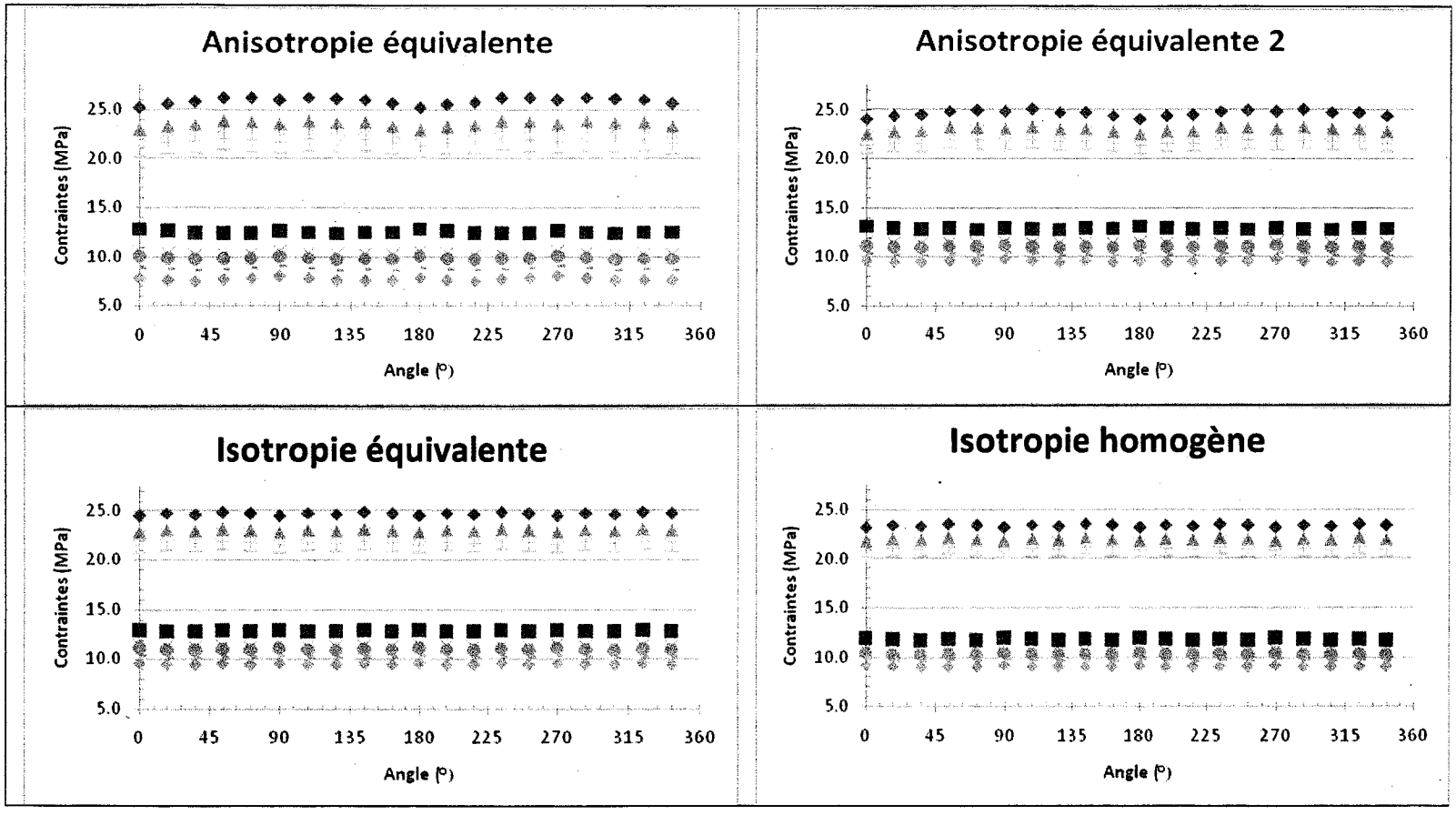


Figure A7.4 : Variation des contraintes recalculées en fonction du positionnement de la jauge – configuration 5

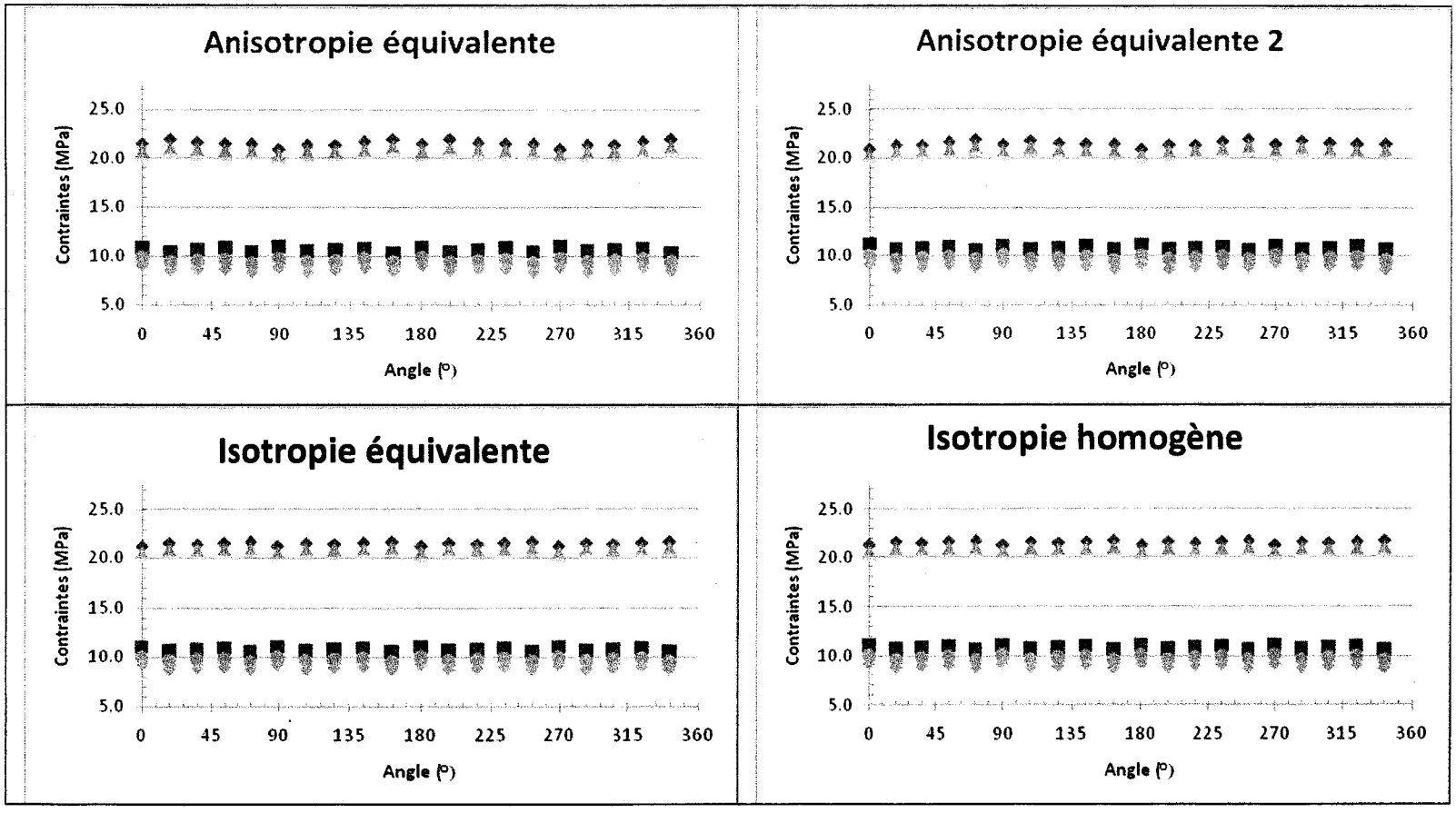


Figure A7.5 : Variation des contraintes recalculées en fonction du positionnement de la jauge – configuration 6

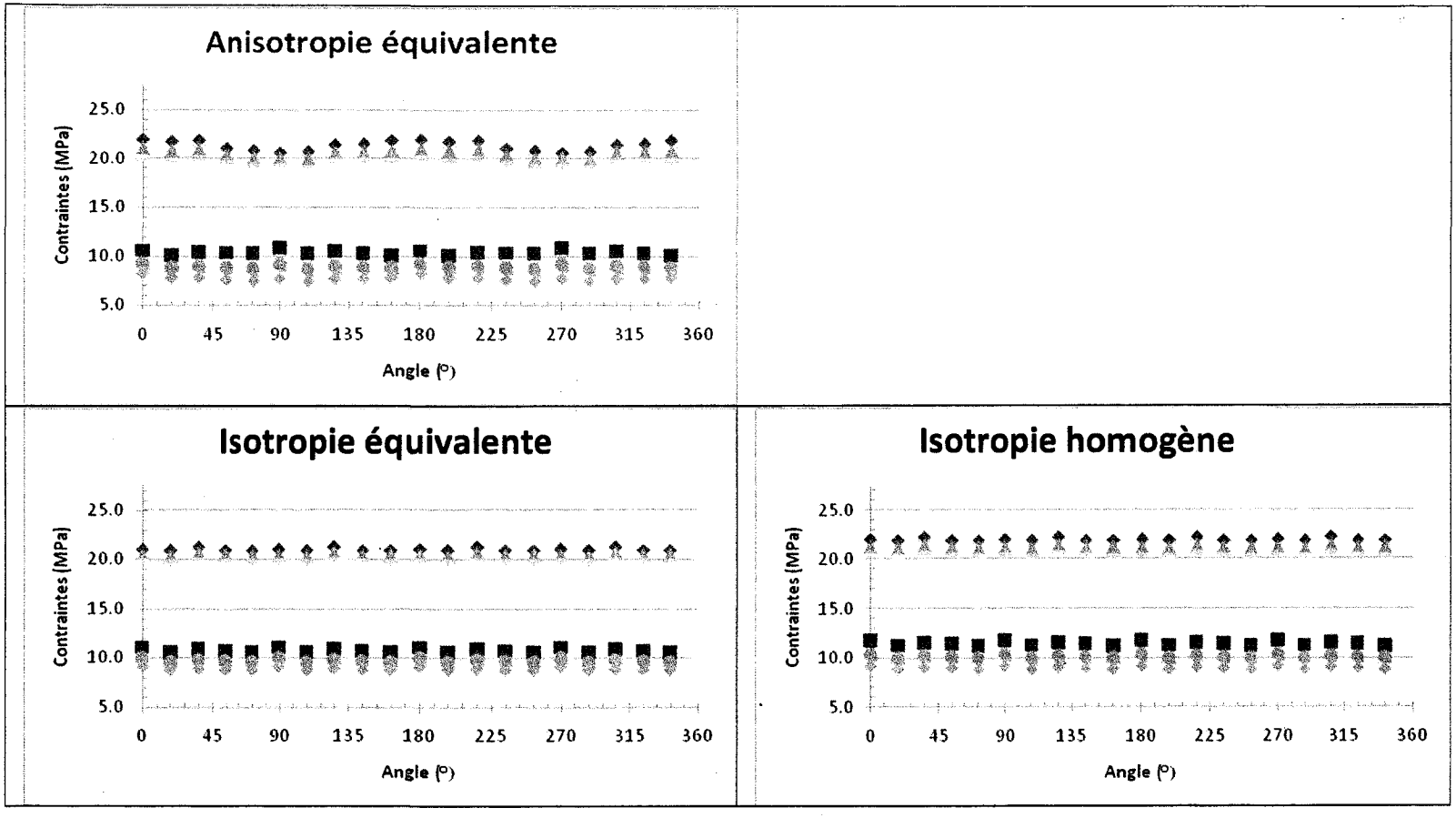


Figure A7.6 : Variation des contraintes recalculées en fonction du positionnement de la jauge – configuration 7

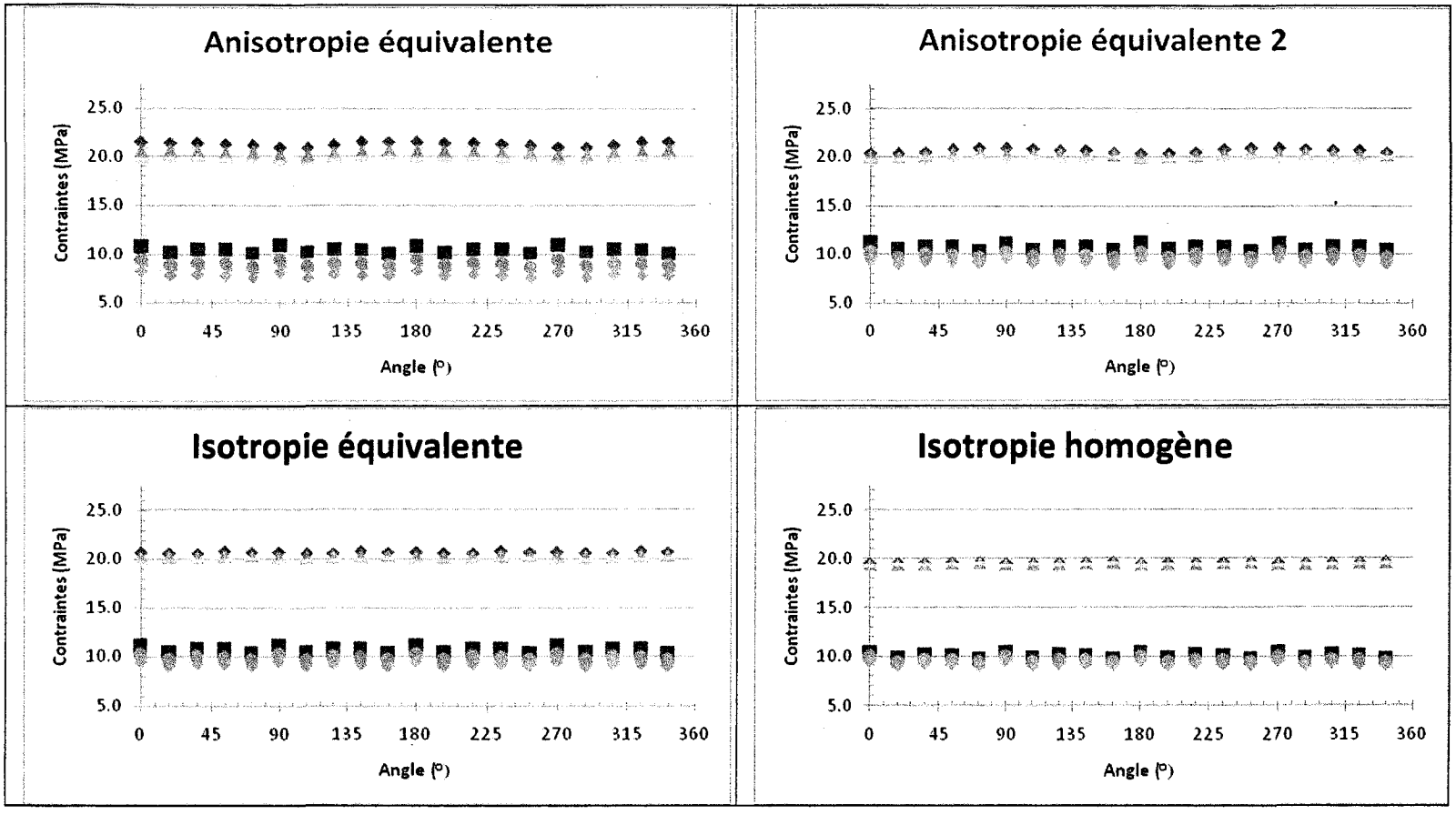


Figure A7.7 : Variation des contraintes recalculées en fonction du positionnement de la jauge – configuration 8

ANNEXE 8 : État du fond de trou

Les figures se suivent selon l'orientation de la contrainte préalable parallèle à l'axe du trou. Tous les cas ont été illustrés ci-après pour permettre de suivre l'évolution de l'état u fond de trou au fur et à mesure que l'on augmente et/ou diminue les contraintes appliquées aux frontières. Ainsi, on a les trois scenarii suivants :

- **Contrainte préalable σ_1 parallèle à l'axe du trou : figures A8.1 à A8.4**
- **Contrainte préalable σ_1 parallèle à l'axe du trou : figures A8.5 à A8.7**
- **Contrainte préalable σ_1 parallèle à l'axe du trou : figures A8.8 à A8.15**

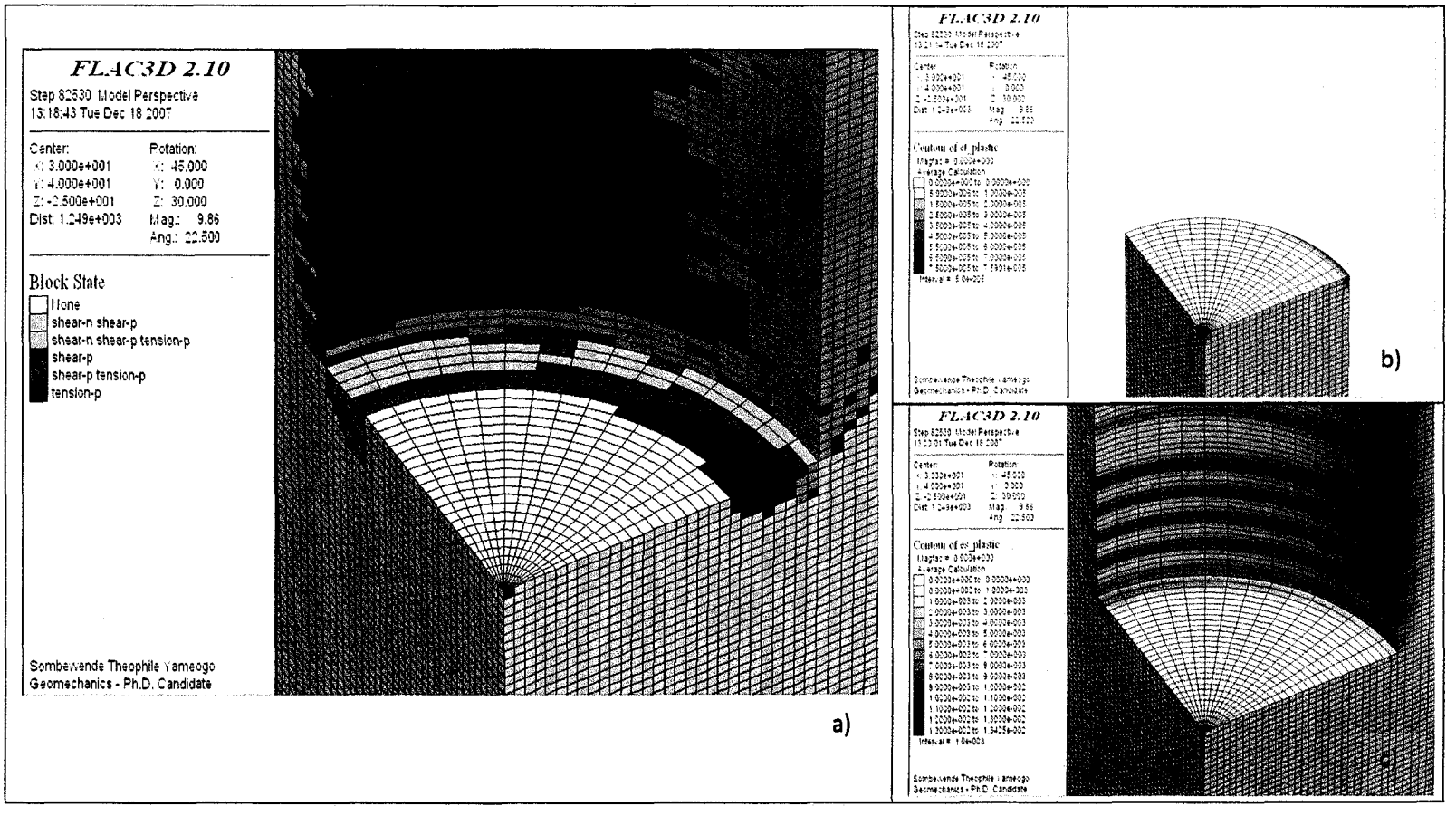


Figure A8.1: État du fond de trou pour σ_{xx} = 64 MPa · σ_{yy} = 127 MPa · σ_{zz} = 127 MPa. a) zones en rupture (block state). b) Déformations plastiques de tension (et_plastic). c) Déformations plastiques de cisaillement (es_plastic)

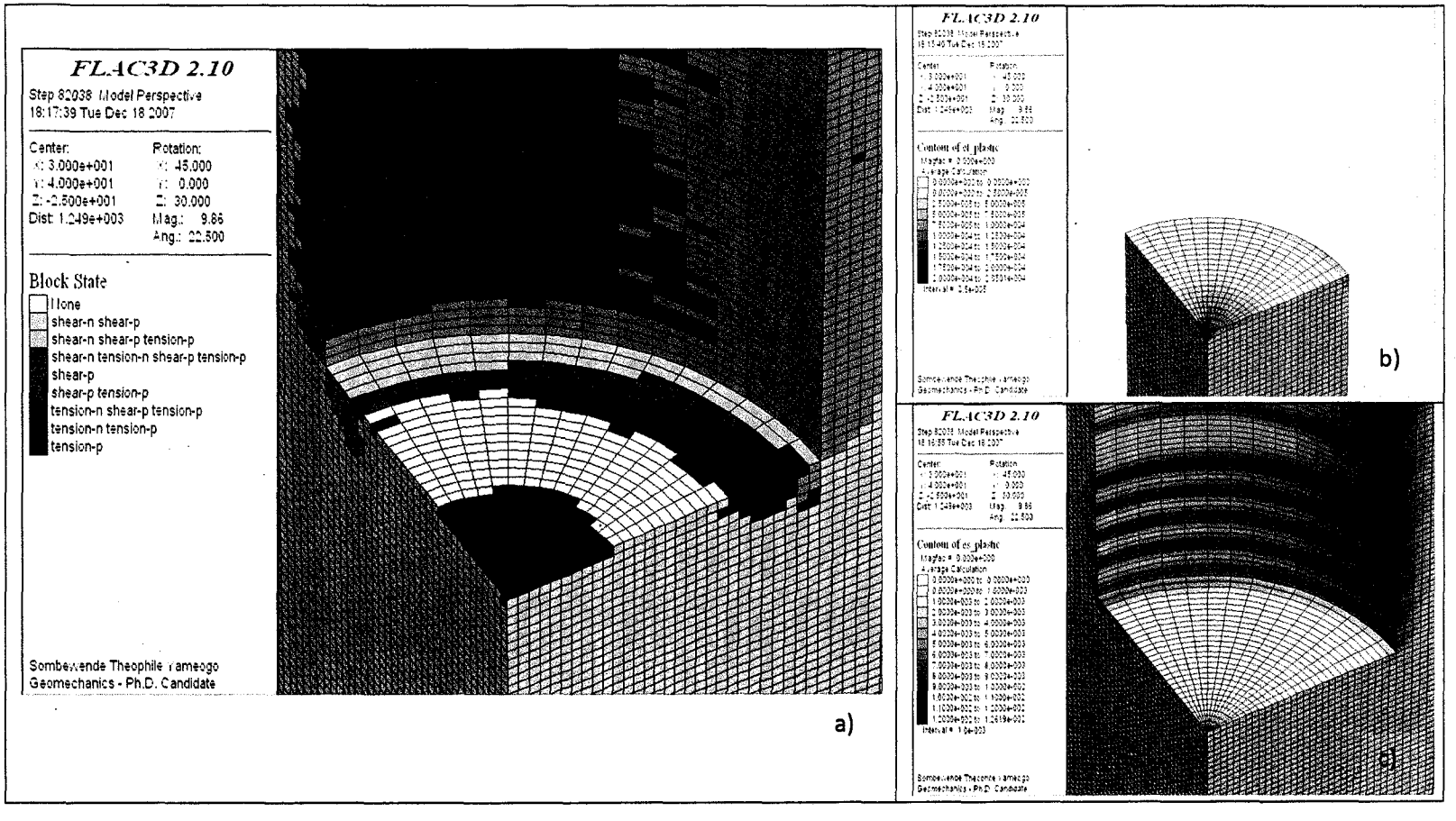


Figure A8.2: État du fond de trou pour σ_{xx} = 64 MPa · σ_{yy} = 122 MPa · σ_{zz} = 132 MPa. a) zones en rupture (block state). b) Déformations plastiques de tension (et_plastic). c) Déformations plastiques de cisaillement (es_plastic)

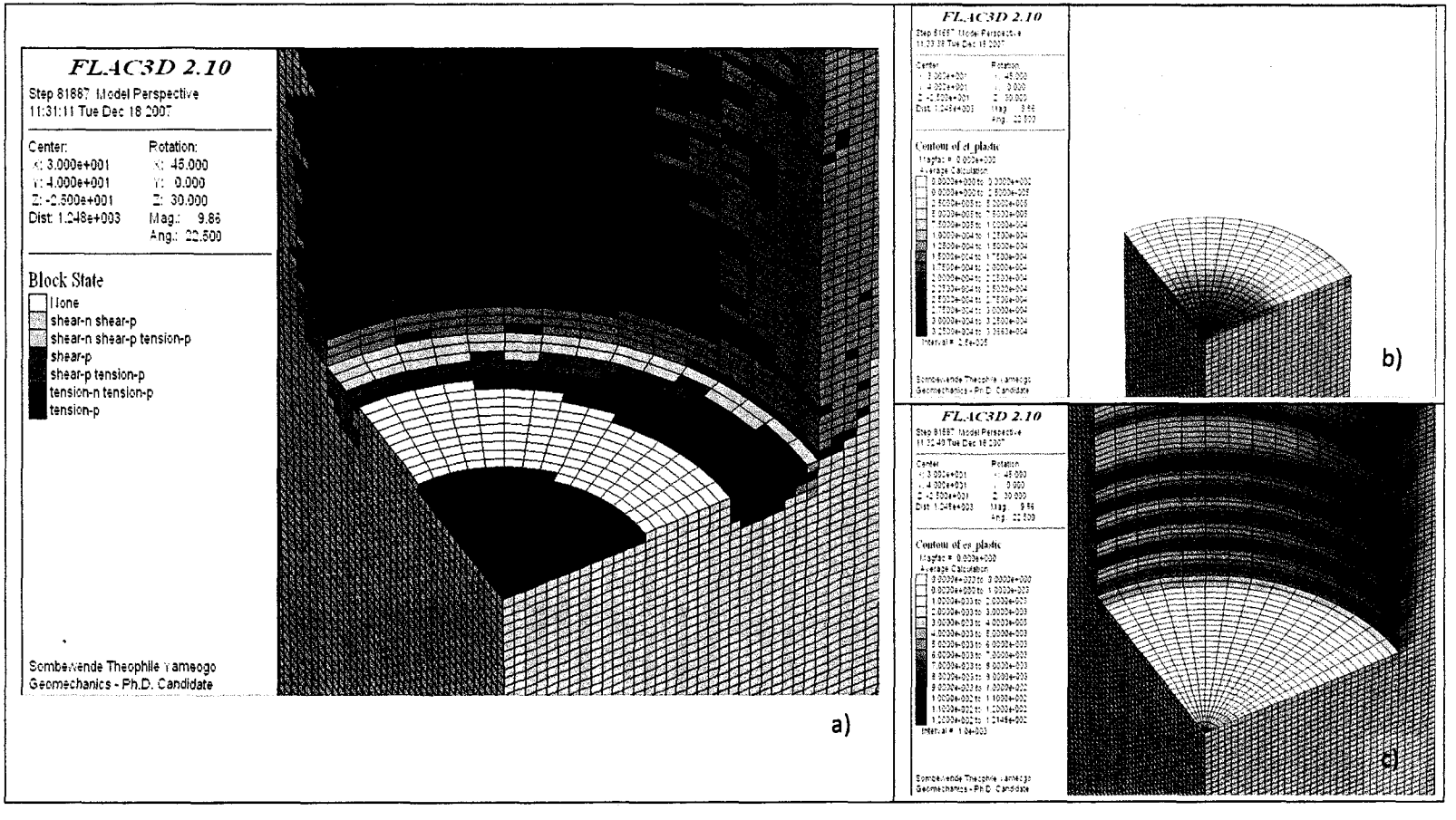


Figure A8.3: État du fond de trou pour σ_{xx} = 64 MPa · σ_{yy} = 117 MPa · σ_{zz} = 137 MPa. a) zones en rupture (block state). b) Déformations plastiques de tension (et_plastic). c) Déformations plastiques de cisaillement (es_plastic)

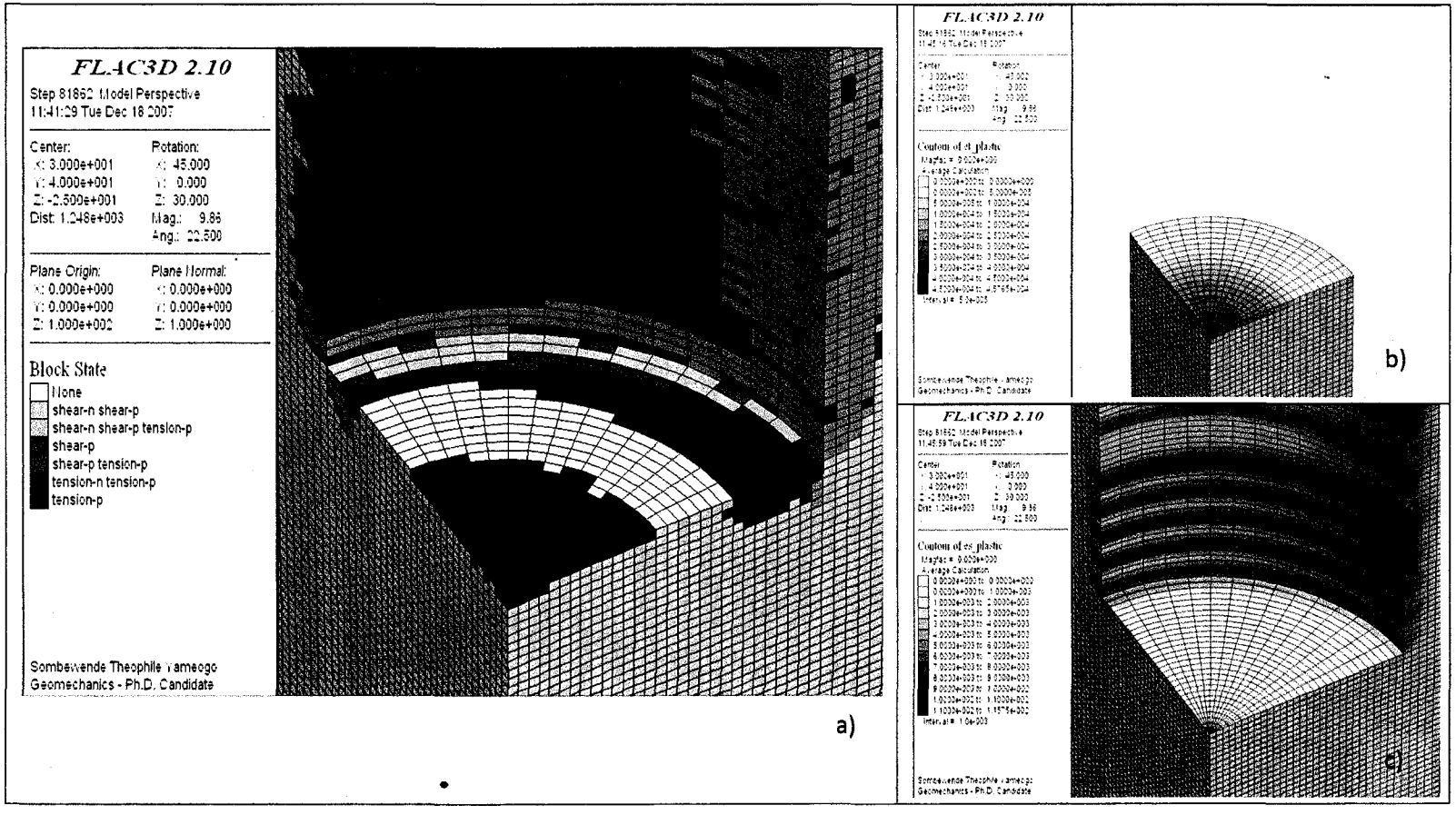


Figure A8.4: État du fond de trou pour σ_{xx} = 64 MPa · σ_{yy} = 114 MPa · σ_{zz} = 140 MPa. a) zones en rupture (block state). b) Déformations plastiques de tension (et_plastic). c) Déformations plastiques de cisaillement (es_plastic)

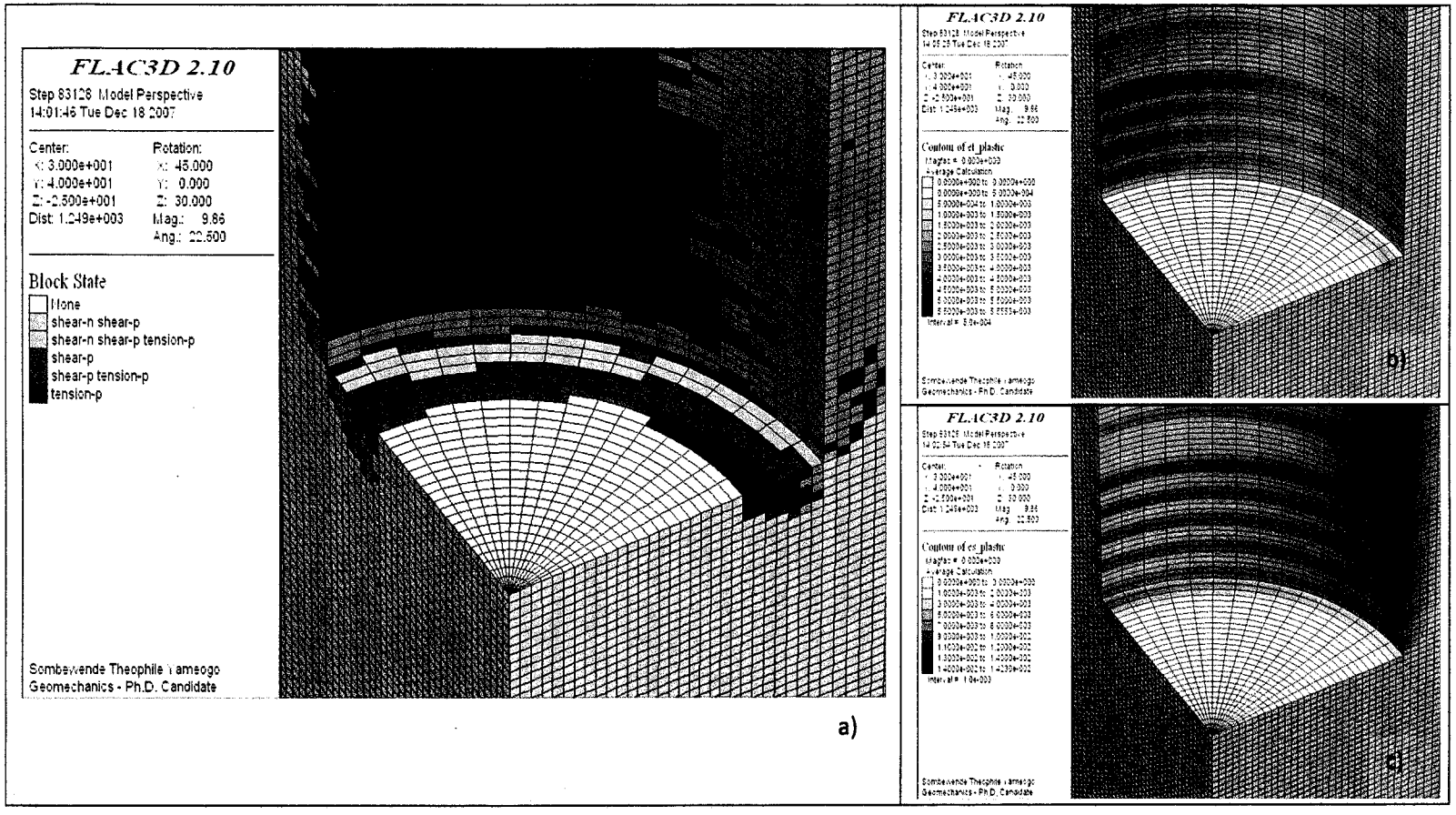


Figure A8.5: État du fond de trou pour σ_{xx} = 64 MPa · σ_{yy} = 132 MPa · σ_{zz} = 122 MPa. a) zones en rupture (block state). b) Déformations plastiques de tension (et_plastic). c) Déformations plastiques de cisaillement (es_plastic)

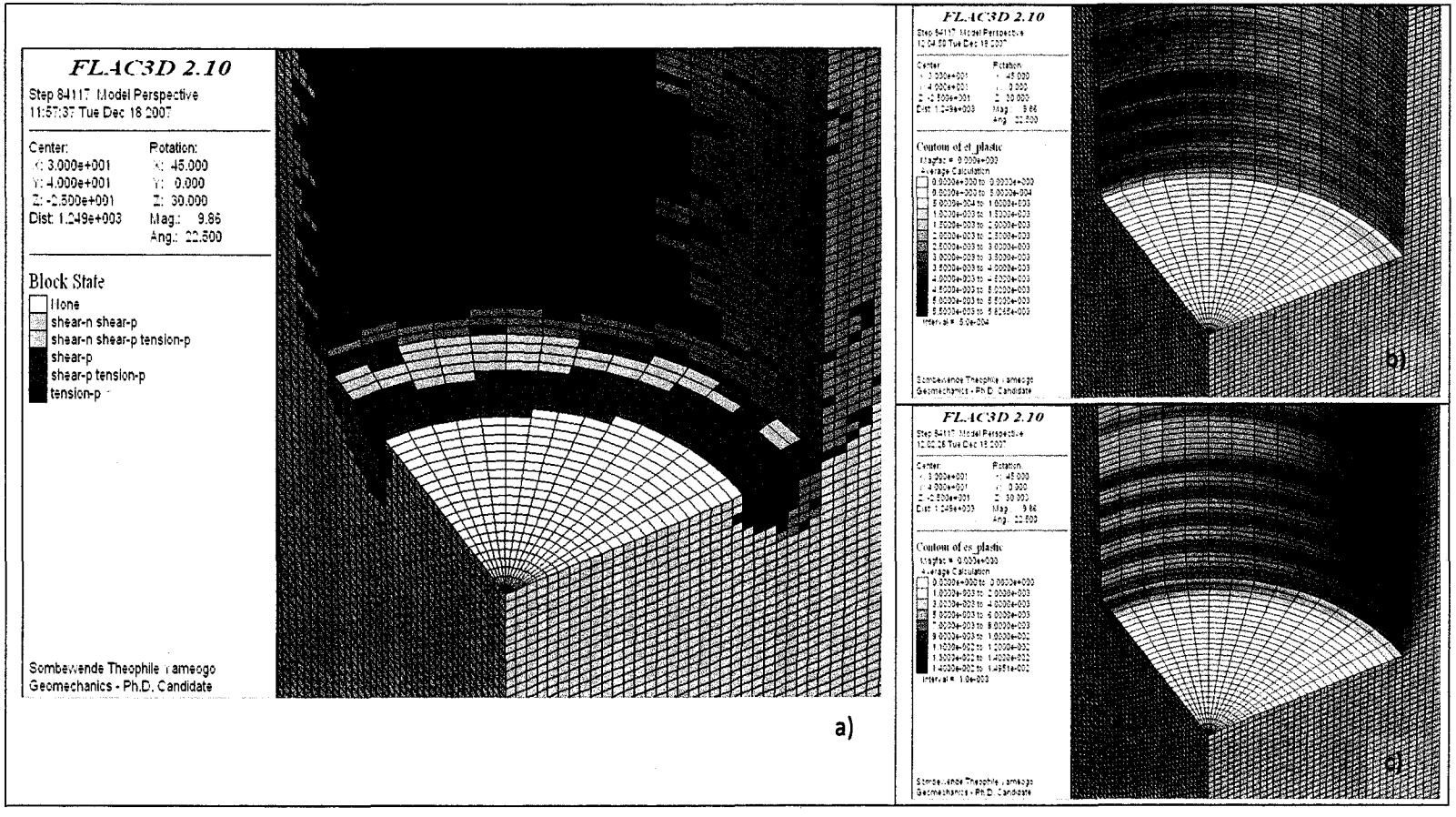


Figure A8.6: État du fond de trou pour σ_{xx} = 64 MPa · σ_{yy} = 137 MPa · σ_{zz} = 117 MPa. a) zones en rupture (block state). b) Déformations plastiques de tension (et_plastic). c) Déformations plastiques de cisaillement (es_plastic)

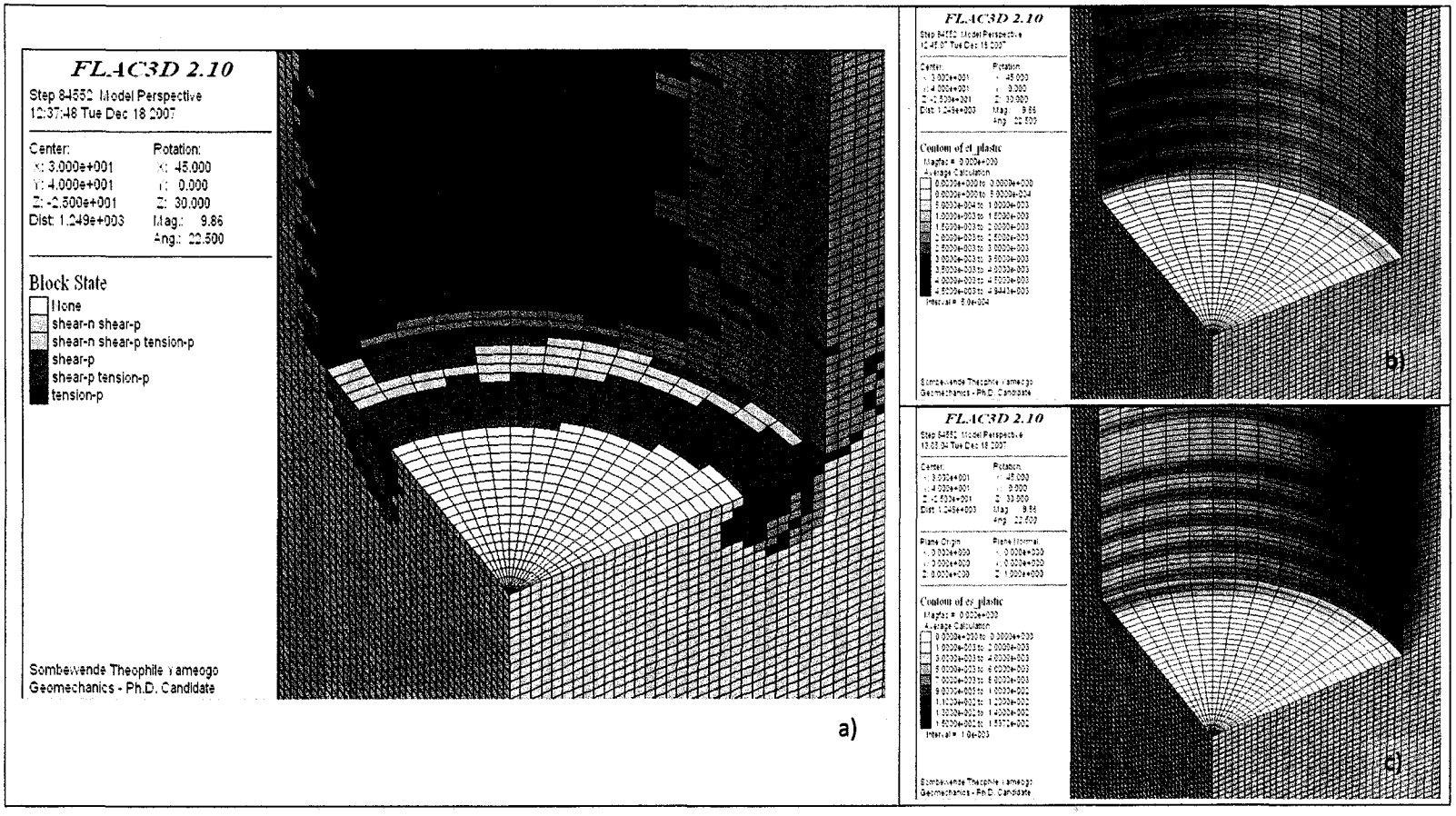


Figure A8.7: État du fond de trou pour σ_{xx} = 64 MPa · σ_{yy} = 140 MPa · σ_{zz} = 114 MPa. a) zones en rupture (block state). b) Déformations plastiques de tension (et_plastic). c) Déformations plastiques de cisaillement (es_plastic)

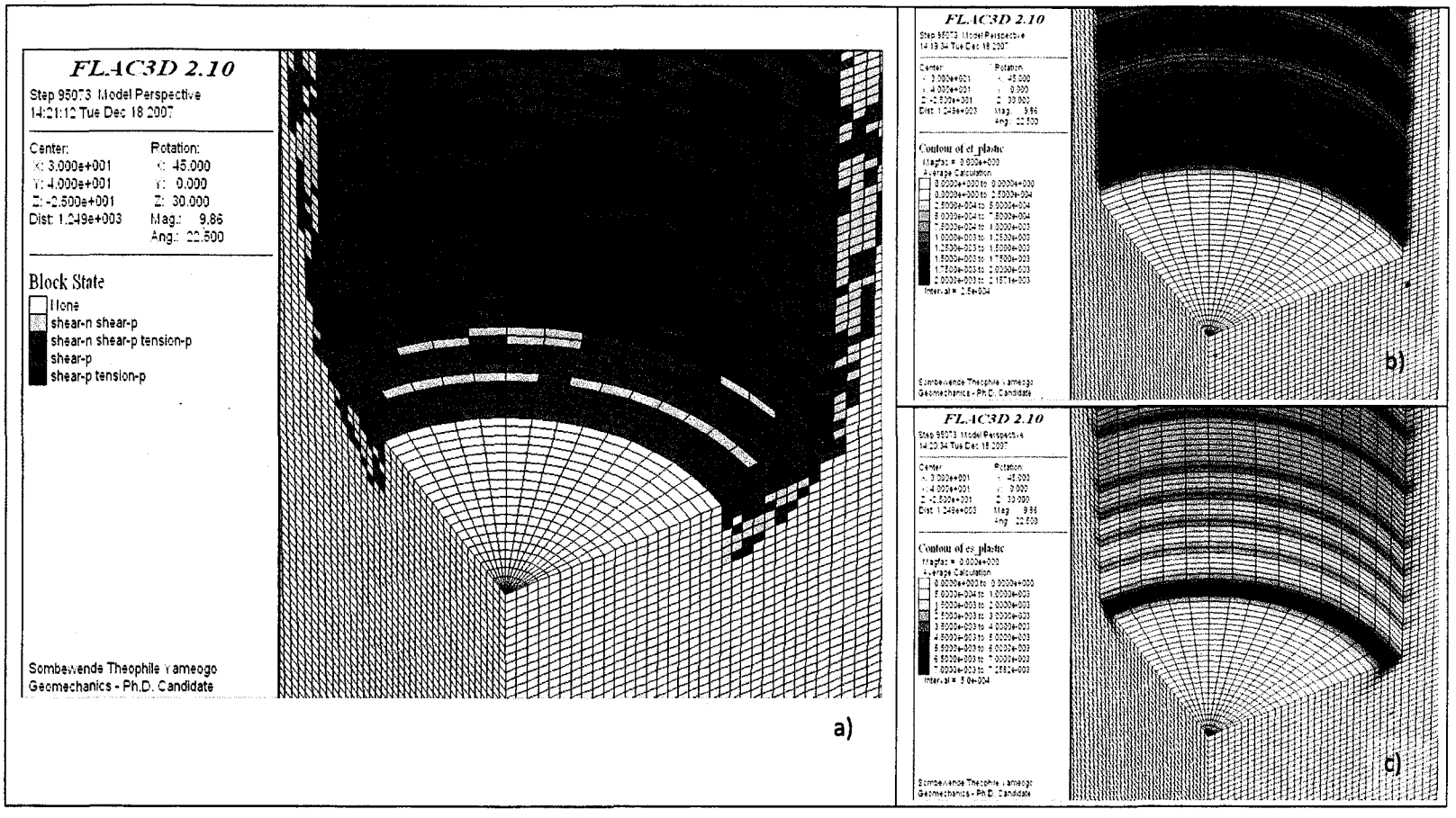


Figure A8.8: État du fond de trou pour σ_{xx} = 127 MPa · σ_{yy} = 127 MPa · σ_{zz} = 64 MPa. a) zones en rupture (block state). b) Déformations plastiques de tension (et_plastic). c) Déformations plastiques de cisaillement (es_plastic)

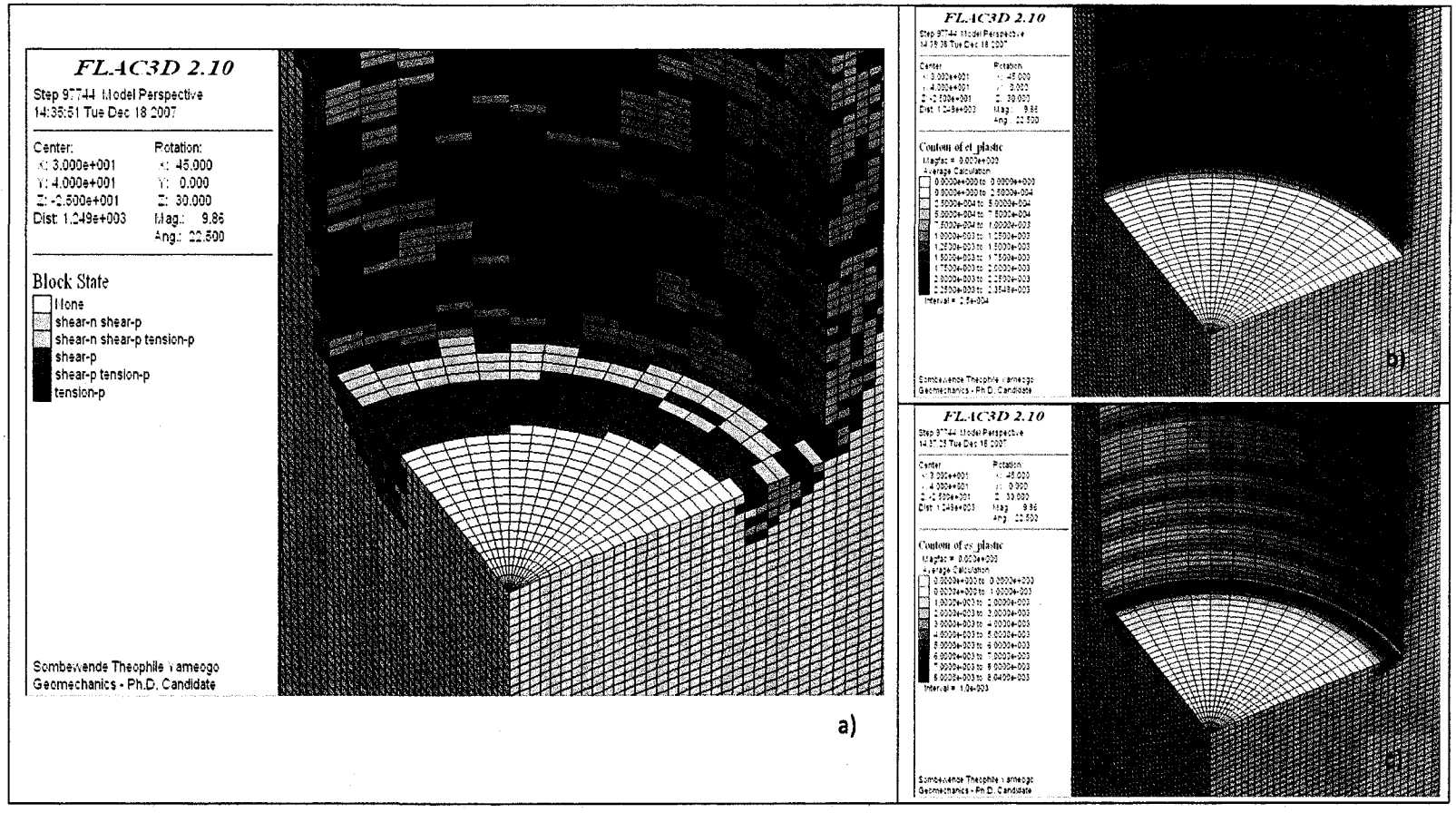


Figure A8.9: État du fond de trou pour σ_{xx} = 122 MPa · σ_{yy} = 132 MPa · σ_{zz} = 64 MPa. a) zones en rupture (block state). b) Déformations plastiques de tension (et_plastic). c) Déformations plastiques de cisaillement (es_plastic)

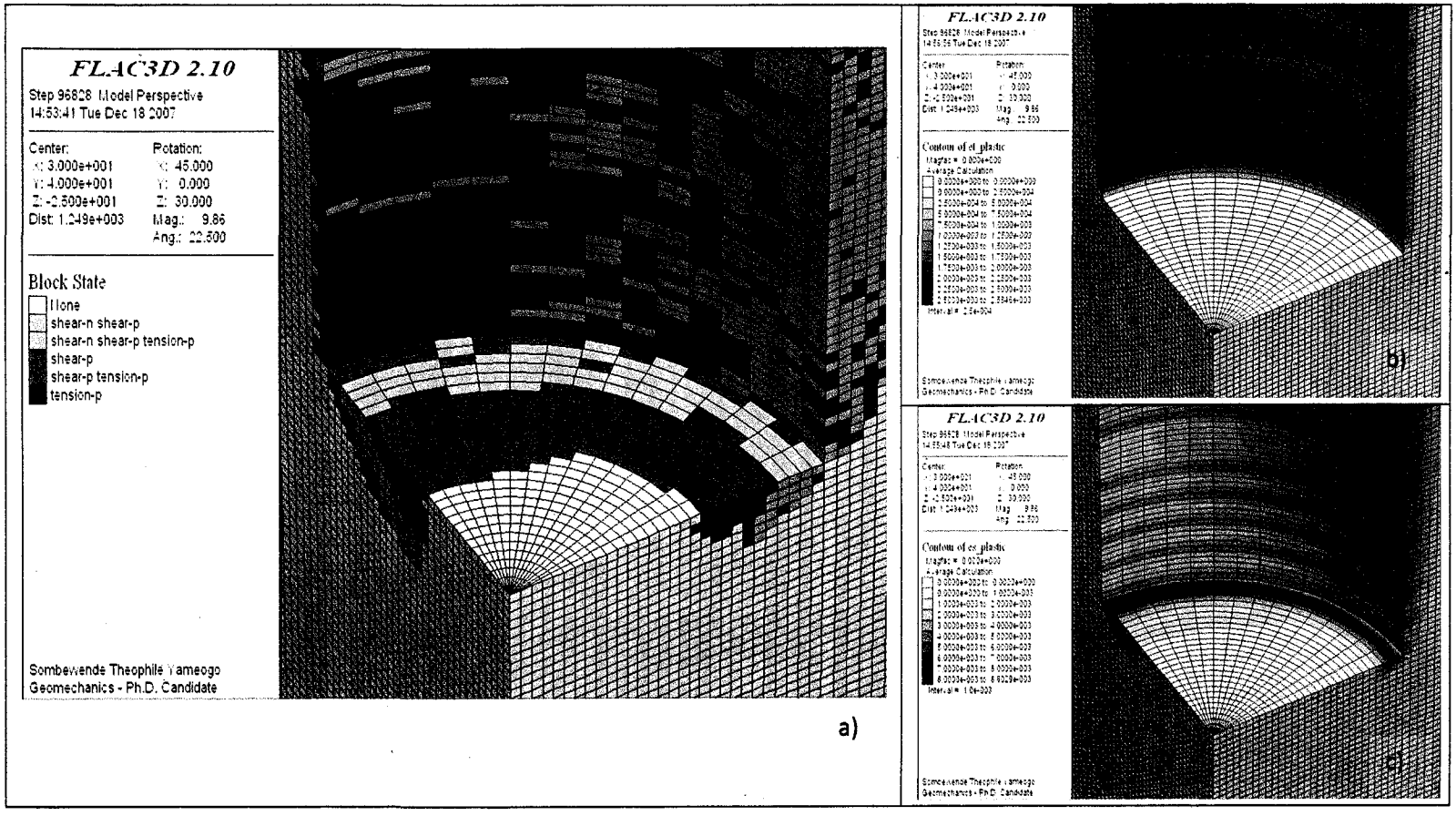


Figure A8.10: État du fond de trou pour σ_{xx} = 117 MPa · σ_{yy} = 137 MPa · σ_{zz} = 64 MPa. a) zones en rupture (block state). b) Déformations plastiques de tension (et_plastic). c) Déformations plastiques de cisaillement (es_plastic)

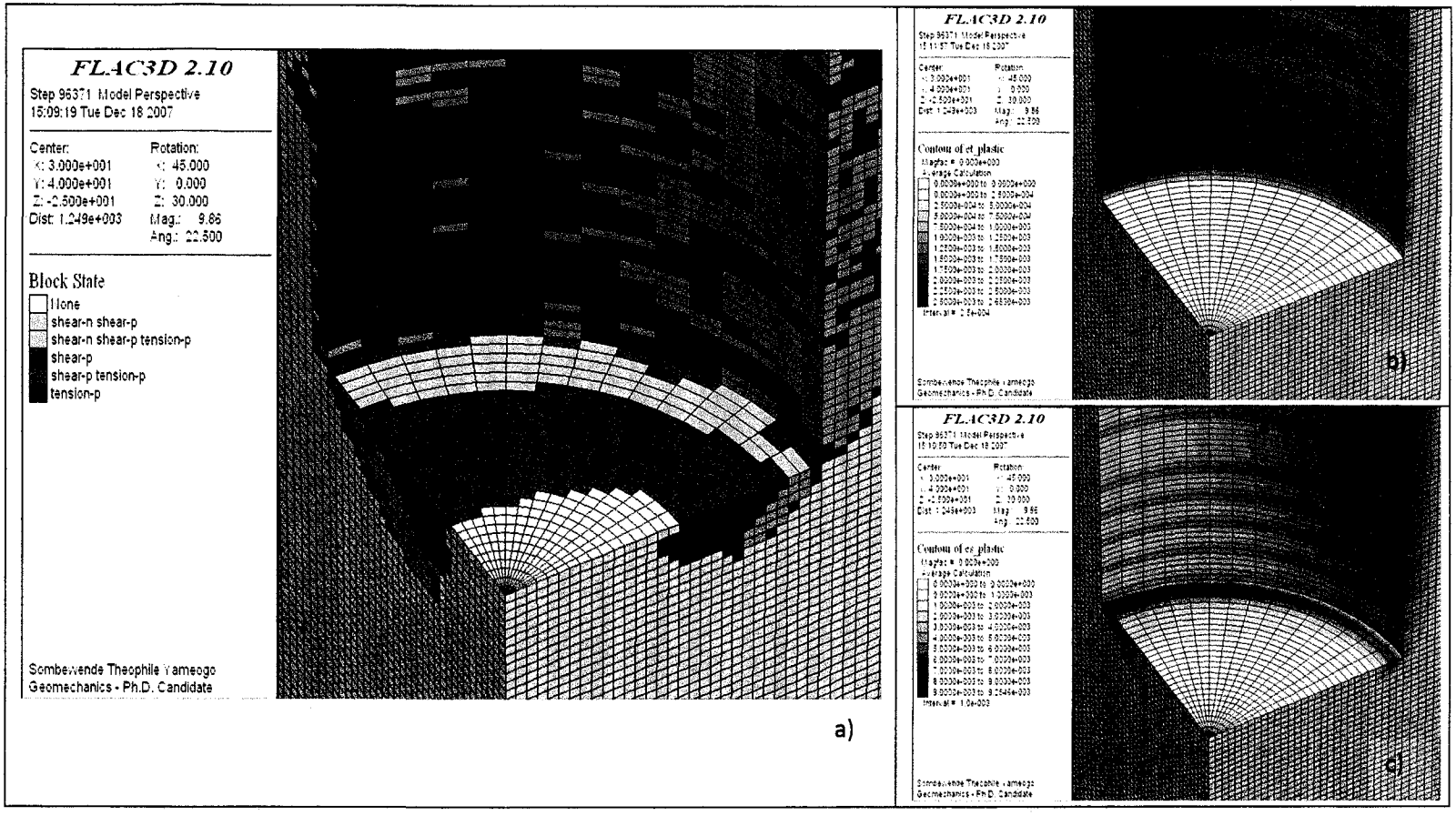


Figure A8.11: État du fond de trou pour σ_{xx} = 114 MPa · σ_{yy} = 140 MPa · σ_{zz} = 64 MPa. a) zones en rupture (block state). b) Déformations plastiques de tension (et_plastic). c) Déformations plastiques de cisaillement (es_plastic)

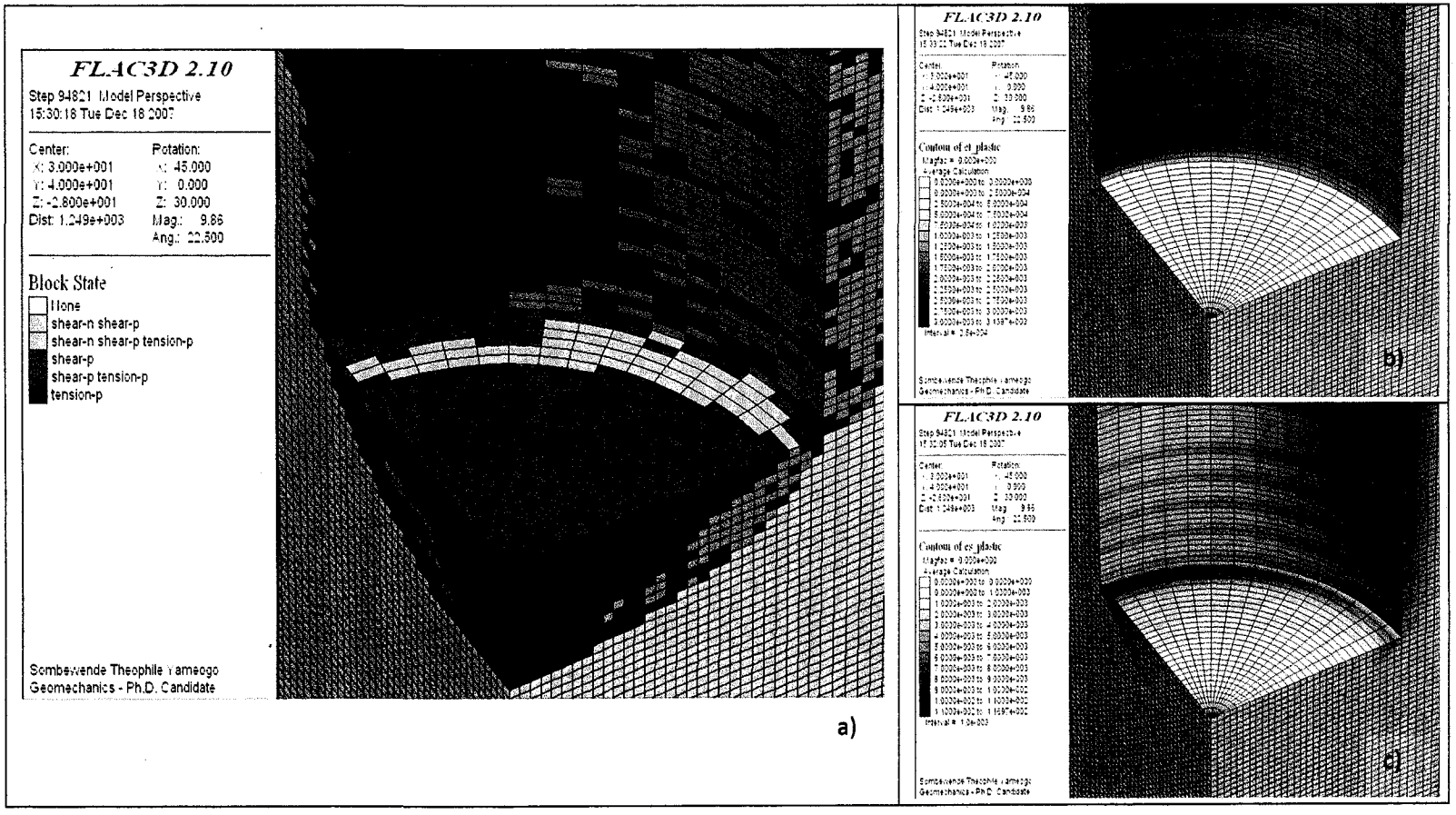


Figure A8.12: État du fond de trou pour σ_{xx} = 108 MPa · σ_{yy} = 146 MPa · σ_{zz} = 64 MPa. a) zones en rupture (block state). b) Déformations plastiques de tension (et_plastic). c) Déformations plastiques de cisaillement (es_plastic)

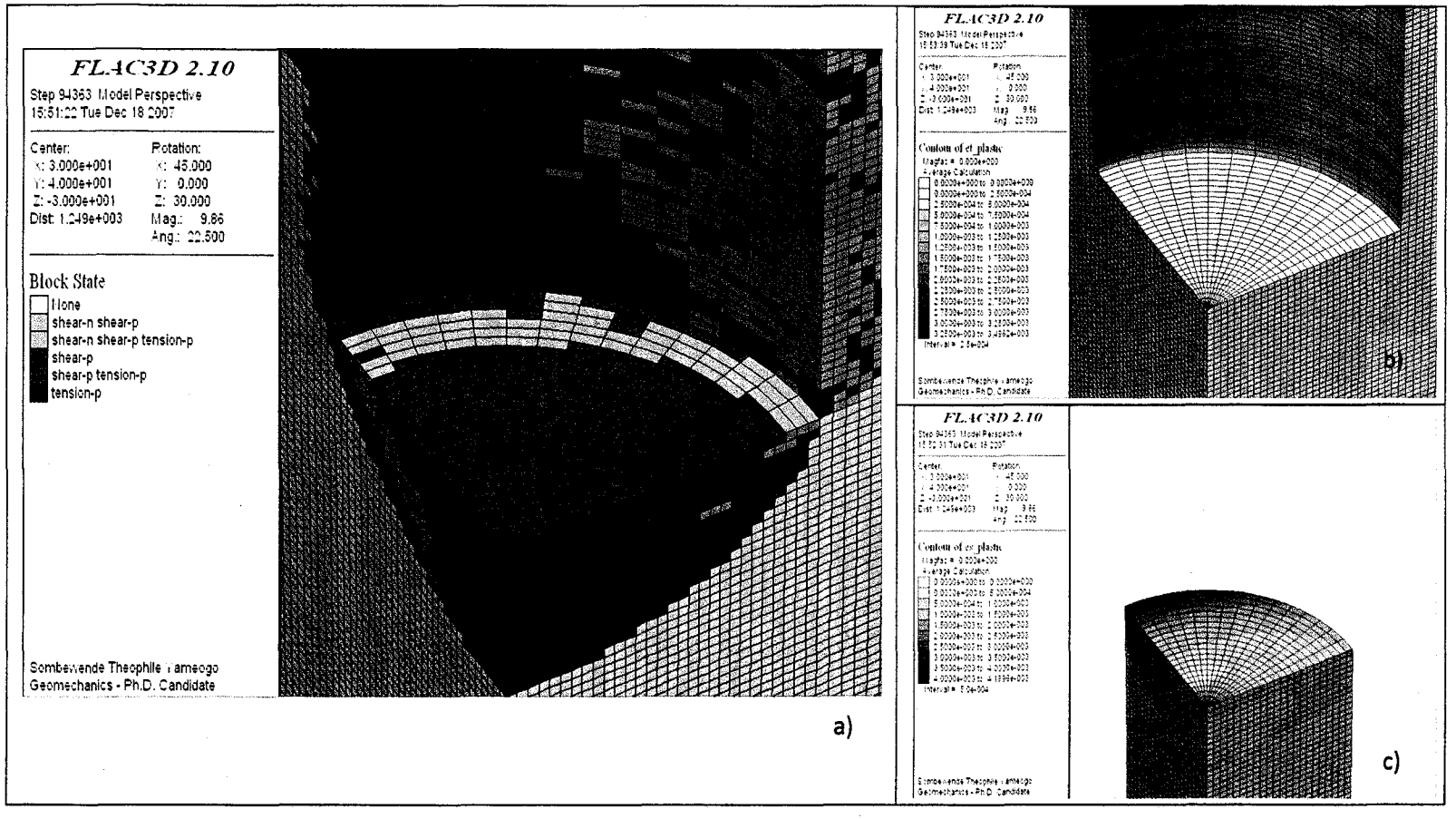


Figure A8.13: État du fond de trou pour σ_{xx} = 104 MPa · σ_{yy} = 150 MPa · σ_{zz} = 64 MPa. a) zones en rupture (block state). b) Déformations plastiques de tension (et_plastic). c) Déformations plastiques de cisaillement (es_plastic)

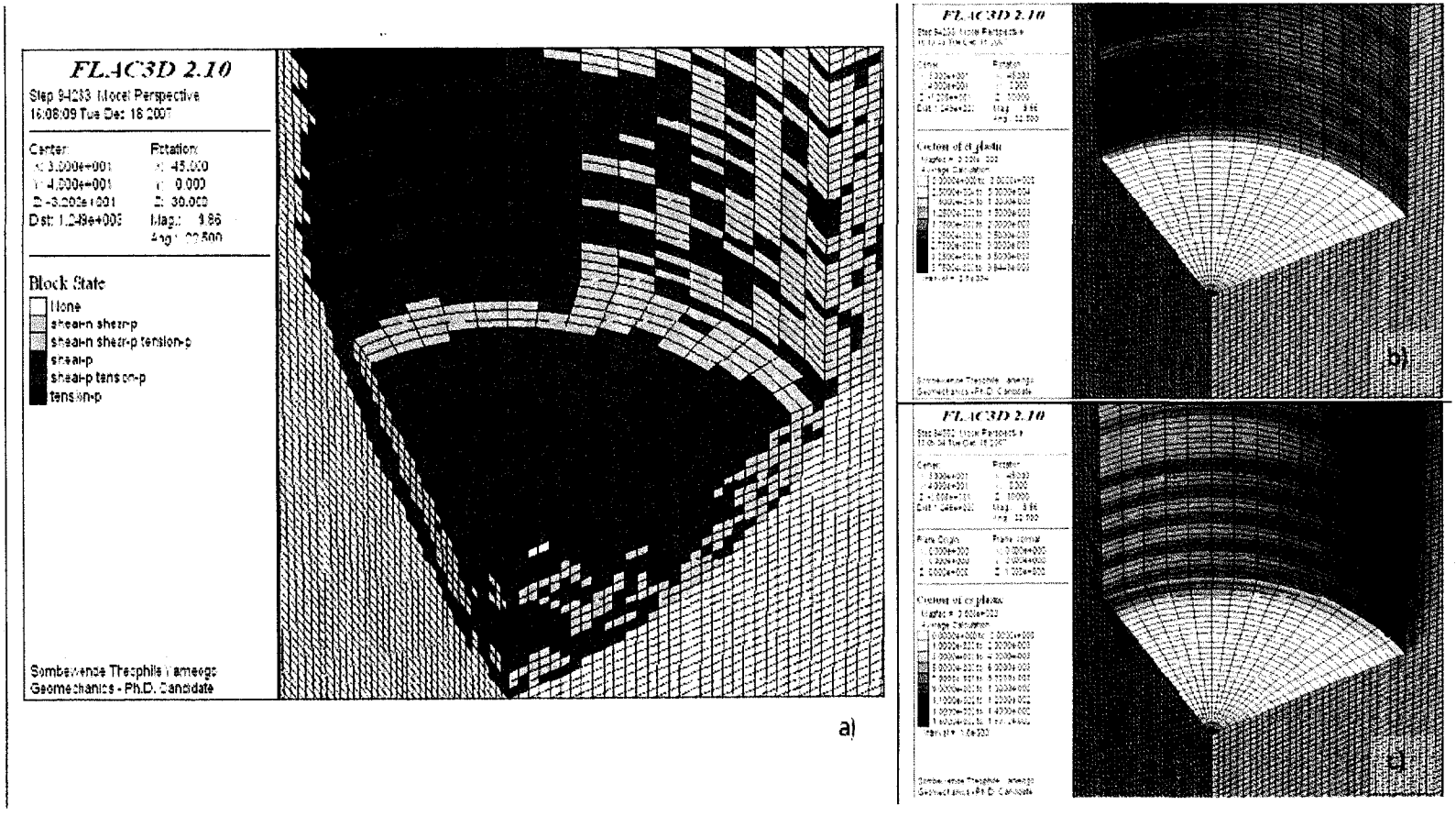


Figure A8.14: État du fond de trou pour σ_{xx} = 100 MPa · σ_{yy} = 154 MPa · σ_{zz} = 64 MPa. a) zones en rupture (block state). b) Déformations plastiques de tension (et_plastic). c) Déformations plastiques de cisaillement (es_plastic)

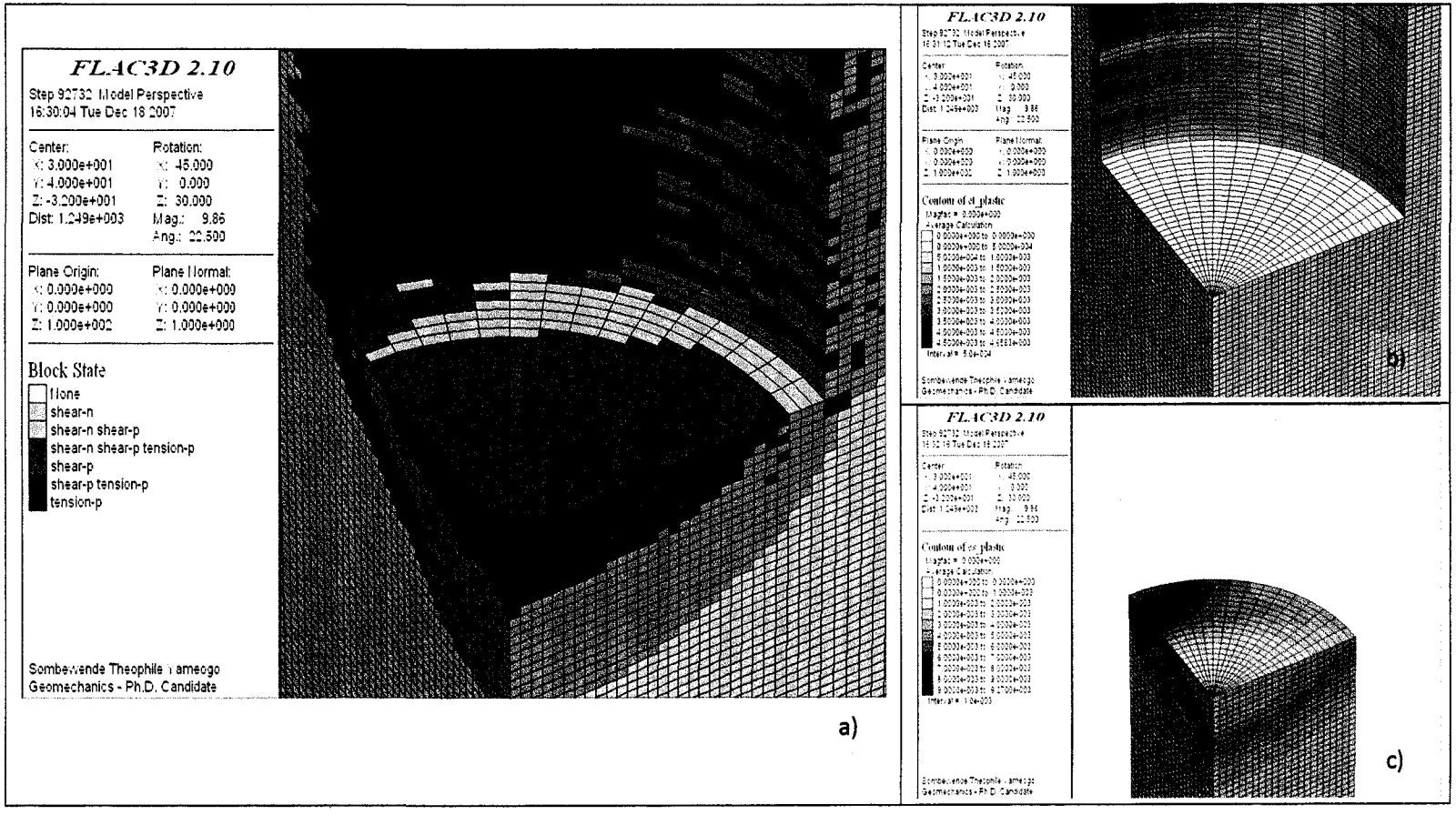


Figure A8.15: État du fond de trou pour σ_{xx} = 90 MPa · σ_{yy} = 164 MPa · σ_{zz} = 64 MPa. a) zones en rupture (block state). b) Déformations plastiques de tension (et_plastic). c) Déformations plastiques de cisaillement (es_plastic)

ANNEXE 9 : État de la carotte récupérée

Les figures se suivent selon l'orientation de la contrainte préalable parallèle à l'axe du trou. Tous les cas ont été illustrés ci-après pour permettre de suivre l'évolution de l'état de la carotte au fur et à mesure que l'on augmente et/ou diminue les contraintes appliquées aux frontières. Dans les figures qui suivent, les déformations plastiques de tension sont à gauche du lecteur, tandis que celles de cisaillement sont à droite. En plus, le triplet 64-127-127 signifie que σ_{xx} = 64 MPa · σ_{yy} = 127 MPa · σ_{zz} = 127 MPa. On a les trois scenarii suivants :

- **Contrainte préalable σ_1 parallèle à l'axe du trou : figures A9.1 à A9.4**
- **Contrainte préalable σ_1 parallèle à l'axe du trou : figures A9.5 à A9.7**
- **Contrainte préalable σ_1 parallèle à l'axe du trou : figures A9.8 à A9.15**

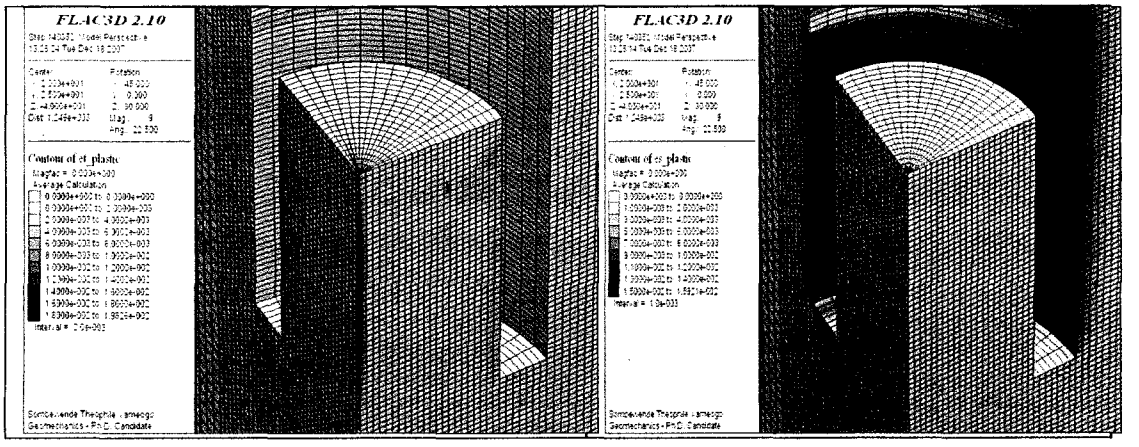


Figure A9.1 : État de la carotte à la fin de la saignée pour 64-127-127

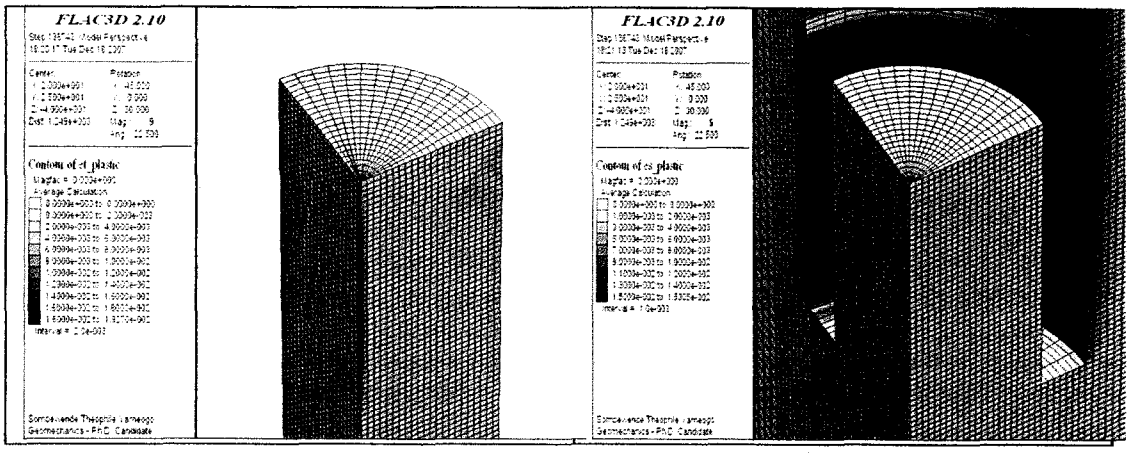


Figure A9.2 : État de la carotte à la fin de la saignée pour 64-122-132

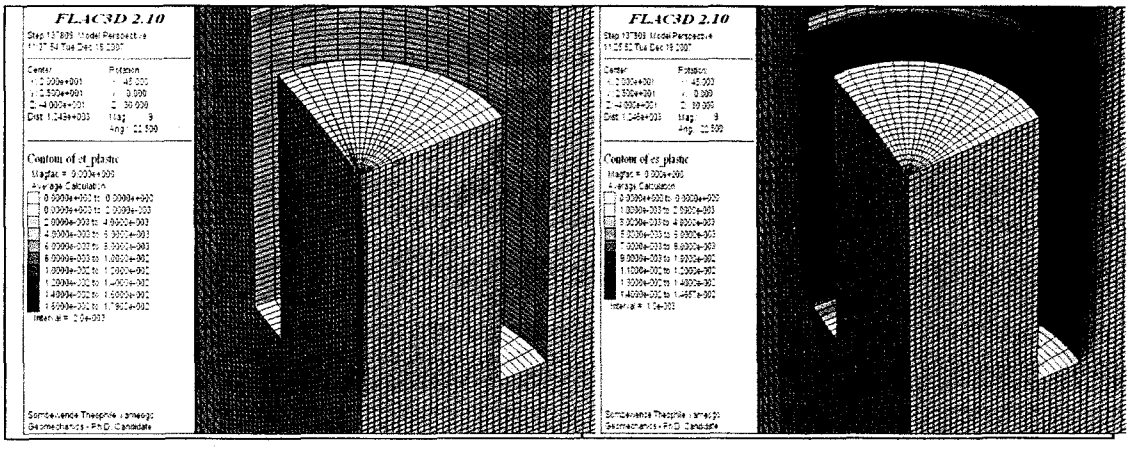


Figure A9.3 : État de la carotte à la fin de la saignée pour 64-117-137

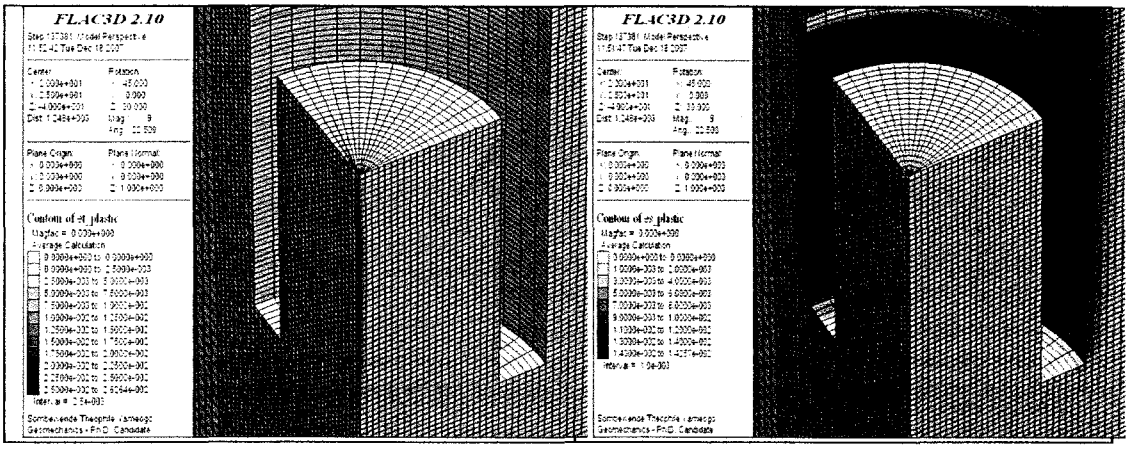


Figure A9.4 : État de la carotte à la fin de la saignée pour 64-114-140

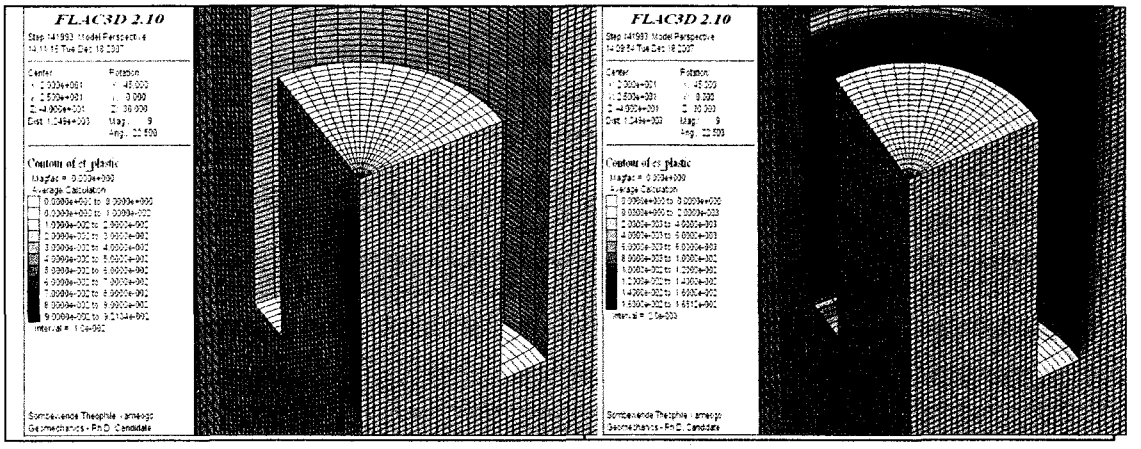


Figure A9.5 : État de la carotte à la fin de la saignée pour 64-132-122

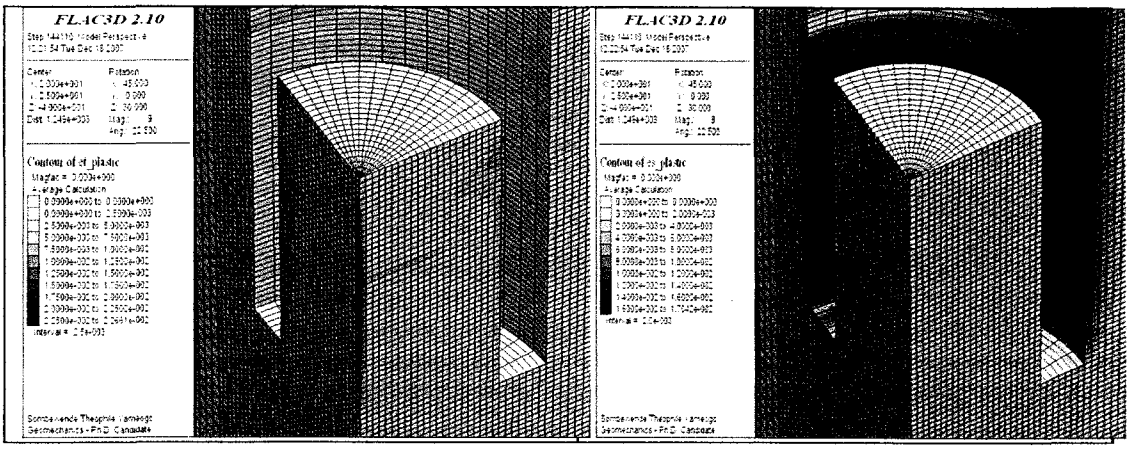


Figure A9.6 : État de la carotte à la fin de la saignée pour 64-137-117

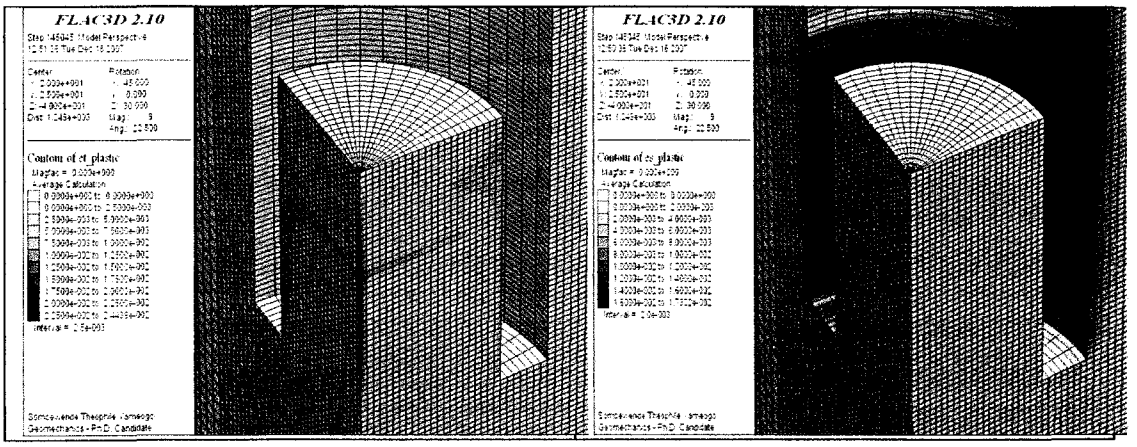


Figure A9.7 : État de la carotte à la fin de la saignée pour 64-140-114

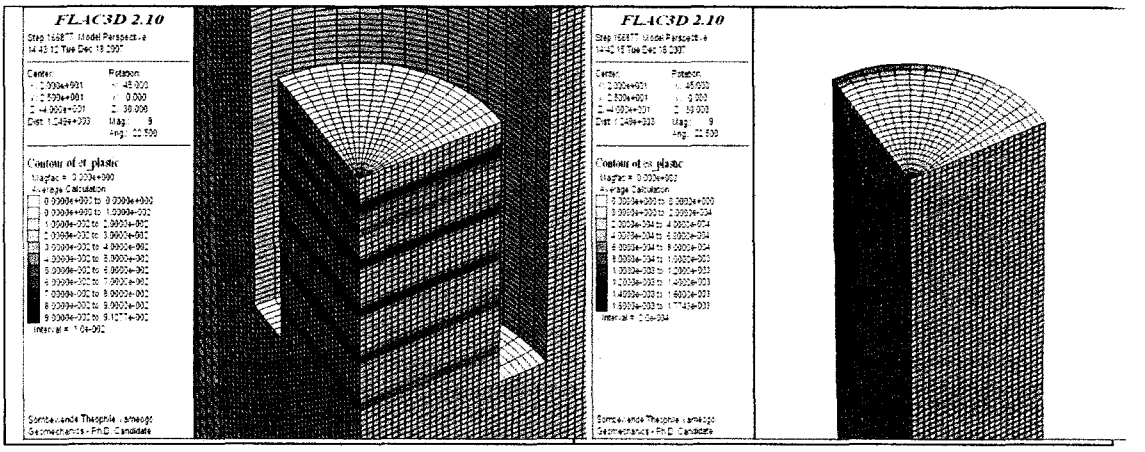


Figure A9.8 : État de la carotte à la fin de la saignée pour 127-127-64

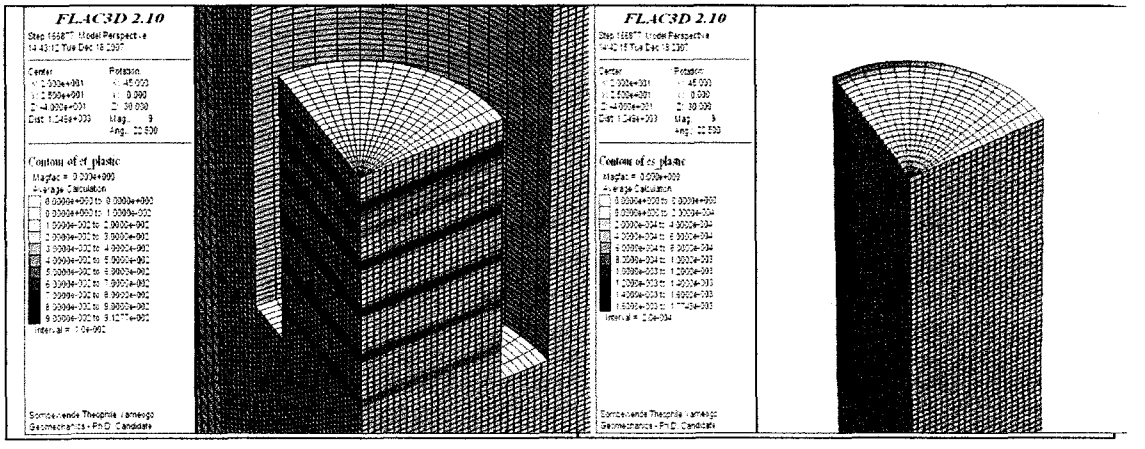


Figure A9.9 : État de la carotte à la fin de la saignée pour 122-132-64

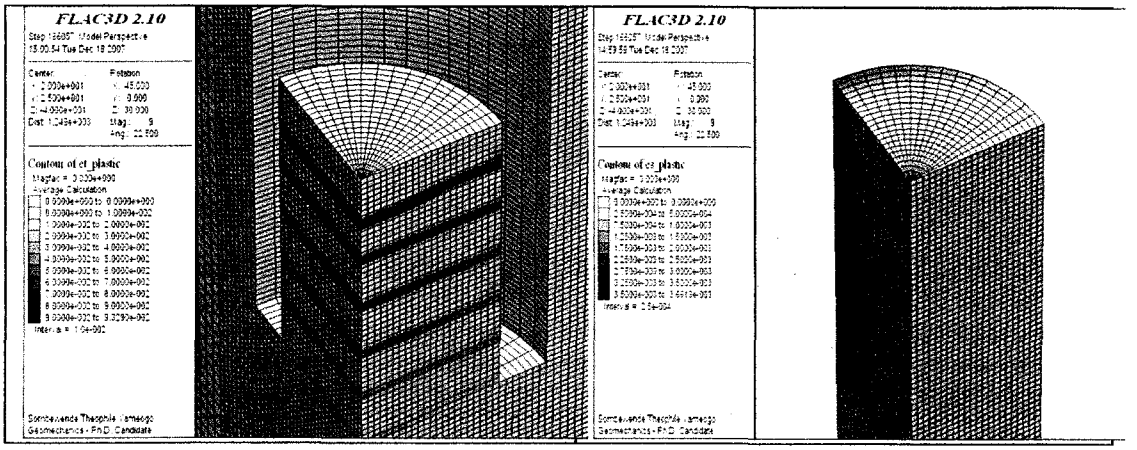


Figure A9.10 : État de la carotte à la fin de la saignée pour 117-137-67

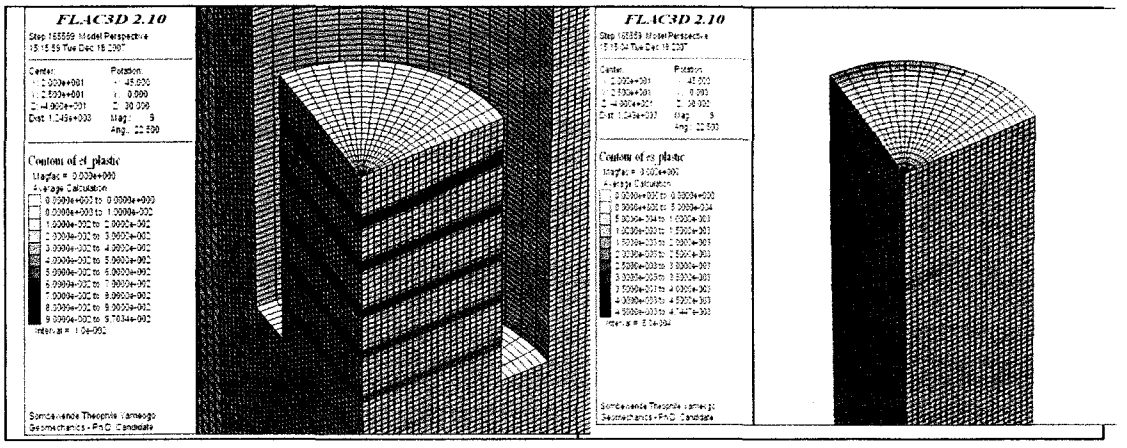


Figure A9.11 : État de la carotte à la fin de la saignée pour 114-140-64

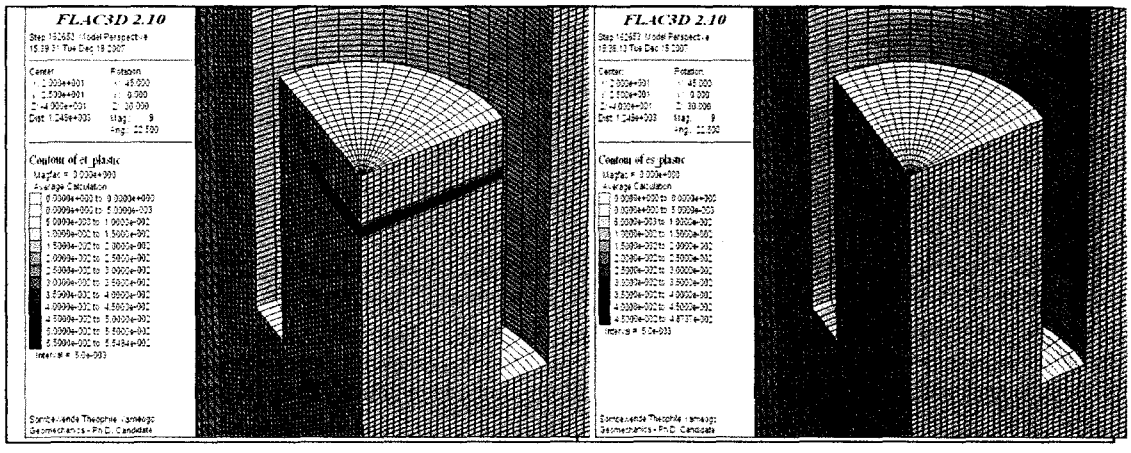


Figure A9.12 : État de la carotte à la fin de la saignée pour 108-146-64

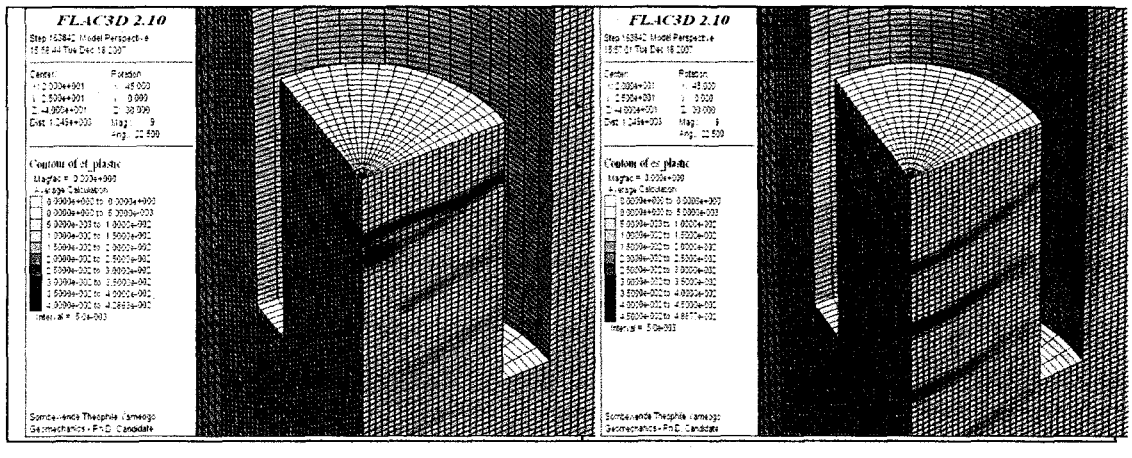


Figure A9.13 : État de la carotte à la fin de la saignée pour 104-150-64

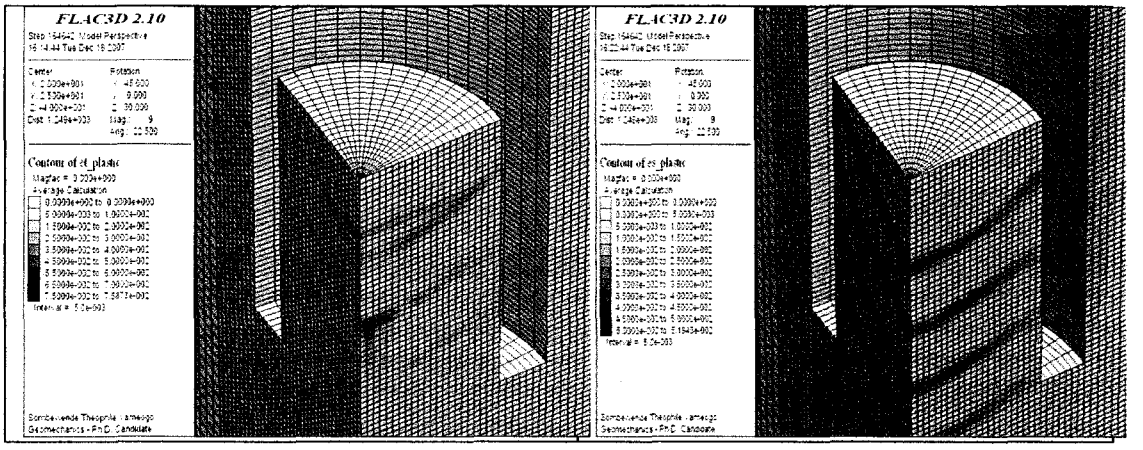


Figure A9.14 : État de la carotte à la fin de la saignée pour 100-154-64

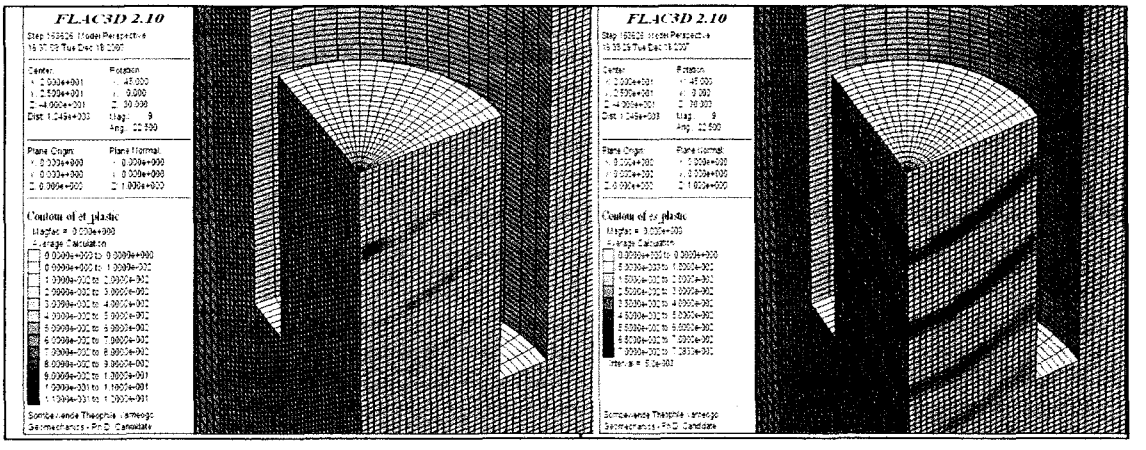


Figure A9.15 : État de la carotte à la fin de la saignée pour 90-164-64

ANNEXE 10 : État de la paroi du trou

Les figures se suivent selon l'orientation de la contrainte préalable parallèle à l'axe du trou. Tous les cas ont été illustrés ci-après pour permettre de suivre l'évolution de l'état de la paroi au fur et à mesure que l'on augmente et/ou diminue les contraintes appliquées aux frontières. Dans les figures suivantes, une coupe à une hauteur z = 100 mm du fond de trou montrent les états de la paroi en fon de trou sont à gauche du lecteur, tandis que ceux à la fin de la saignée sont à droite. Rappelons que le triplet 64-127-127 signifie que σ_{xx} = 64 MPa · σ_{yy} = 127 MPa · σ_{zz} = 127 MPa. On a les trois scenarii suivants :

- **Contrainte préalable σ_1 parallèle à l'axe du trou : figures A10.1 à A10.4**
- **Contrainte préalable σ_1 parallèle à l'axe du trou : figures A10.5 à A10.7**
- **Contrainte préalable σ_1 parallèle à l'axe du trou : figures A10.8 à A10.15**

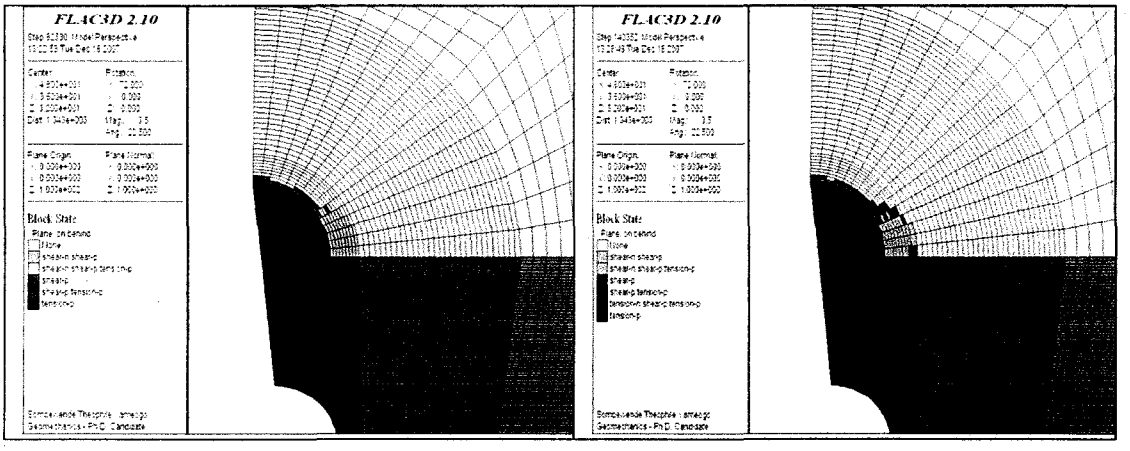


Figure A10.1 : État de la paroi en fond de trou et à la fin de la saignée pour 64-127-127

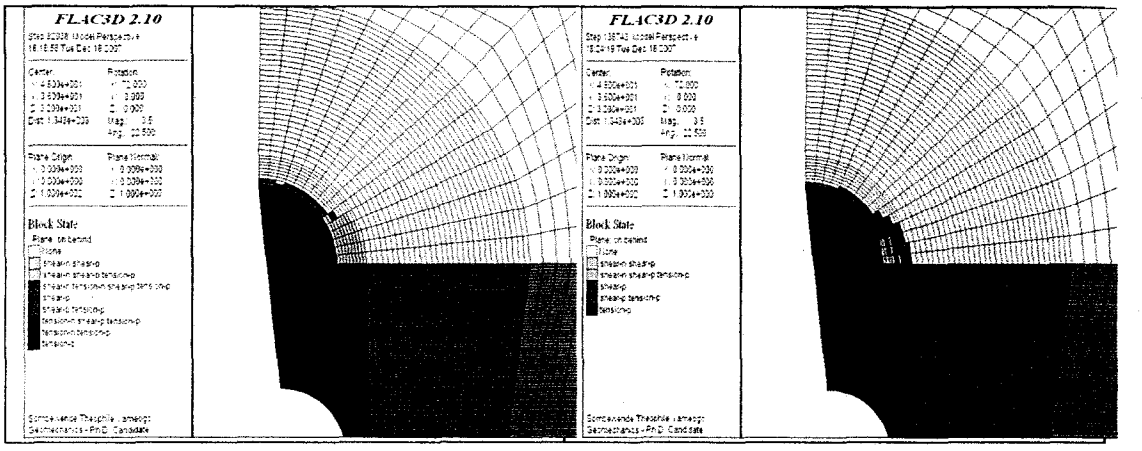


Figure A10.2 : État de la paroi en fond de trou et à la fin de la saignée pour 64-122-132

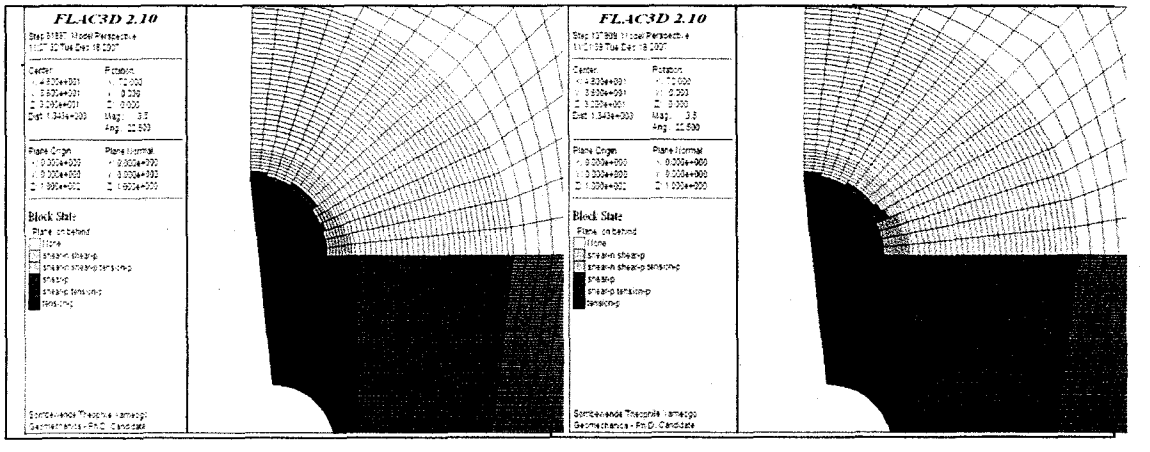


Figure A10.3 : État de la paroi en fond de trou et à la fin de la saignée pour 64-117-137

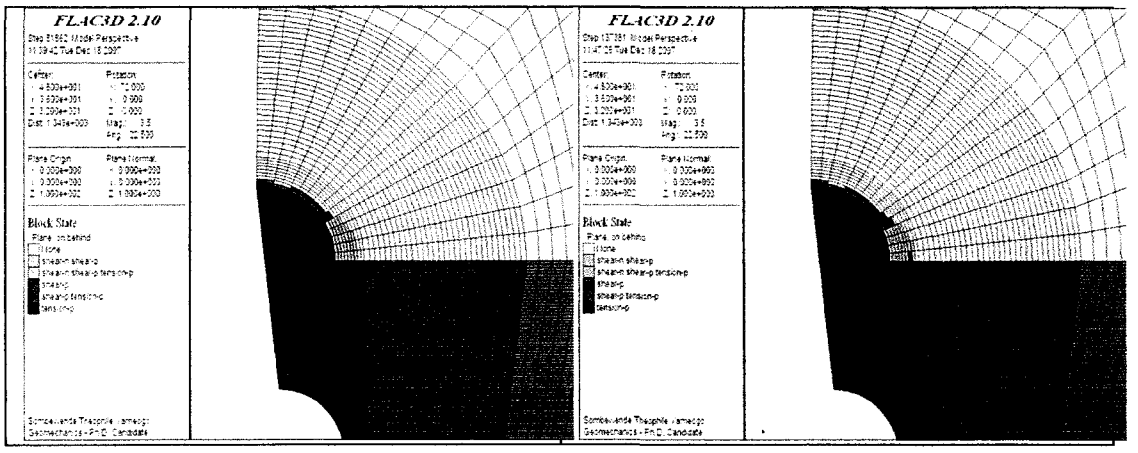


Figure A10.4 : État de la paroi en fond de trou et à la fin de la saignée pour 64-114-140

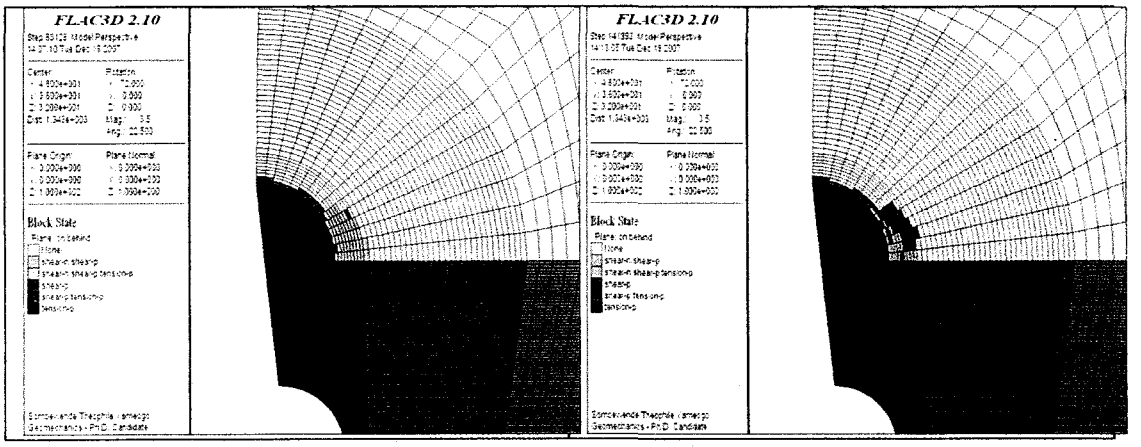


Figure A10.5 : État de la paroi en fond de trou et à la fin de la saignée pour 64-132-122

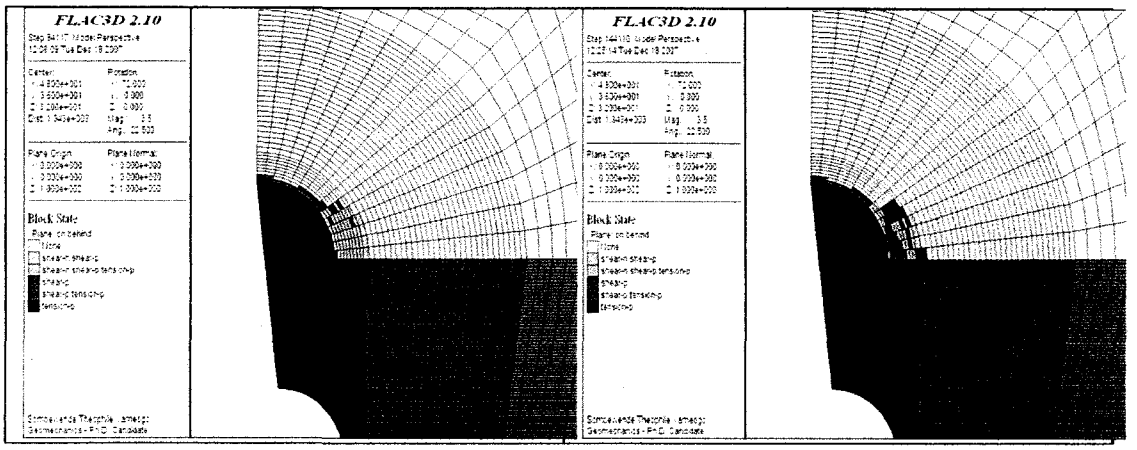


Figure A10.6 : État de la paroi en fond de trou et à la fin de la saignée pour 64-137-117

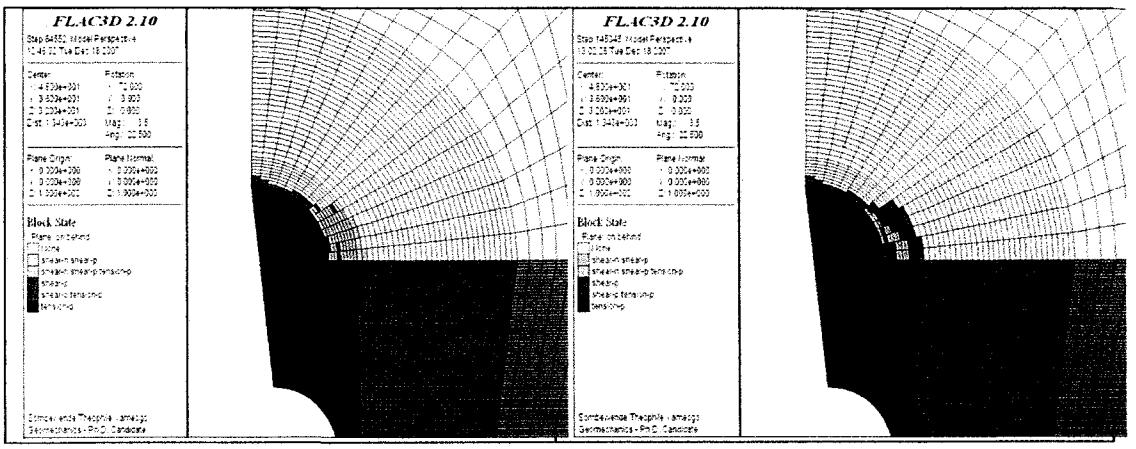


Figure A10.7 : État de la paroi en fond de trou et à la fin de la saignée pour 64-140-114

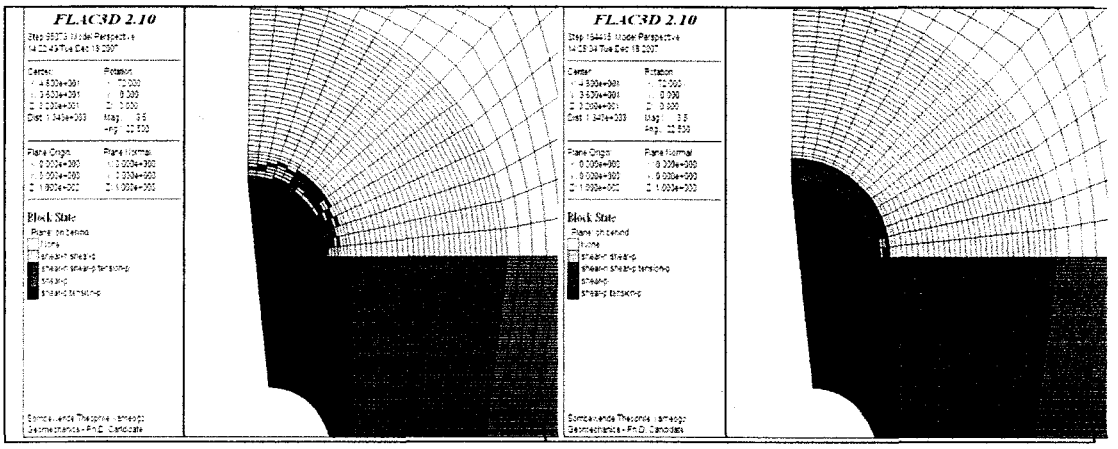


Figure A10.8 : État de la paroi en fond de trou et à la fin de la saignée pour 127-127-64

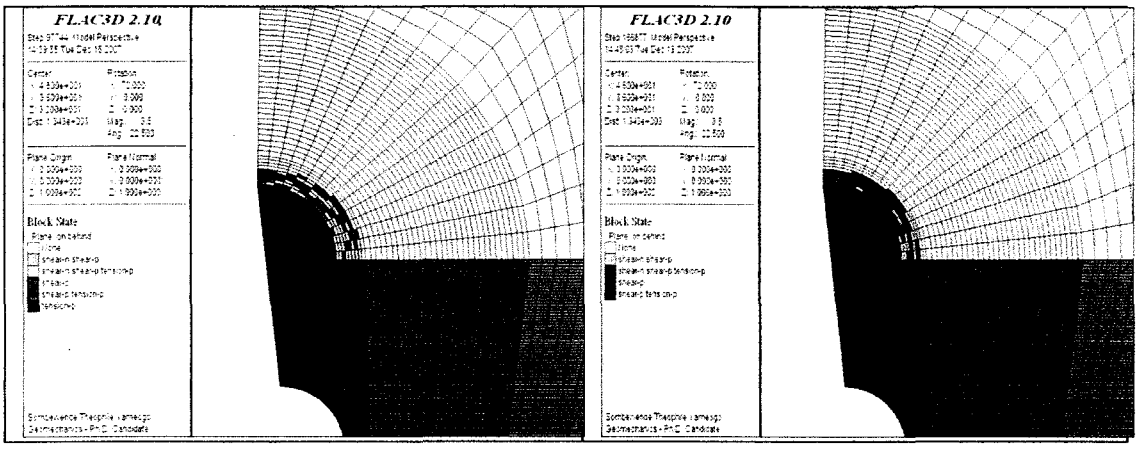


Figure A10.9 : État de la paroi en fond de trou et à la fin de la saignée pour 122-132-64

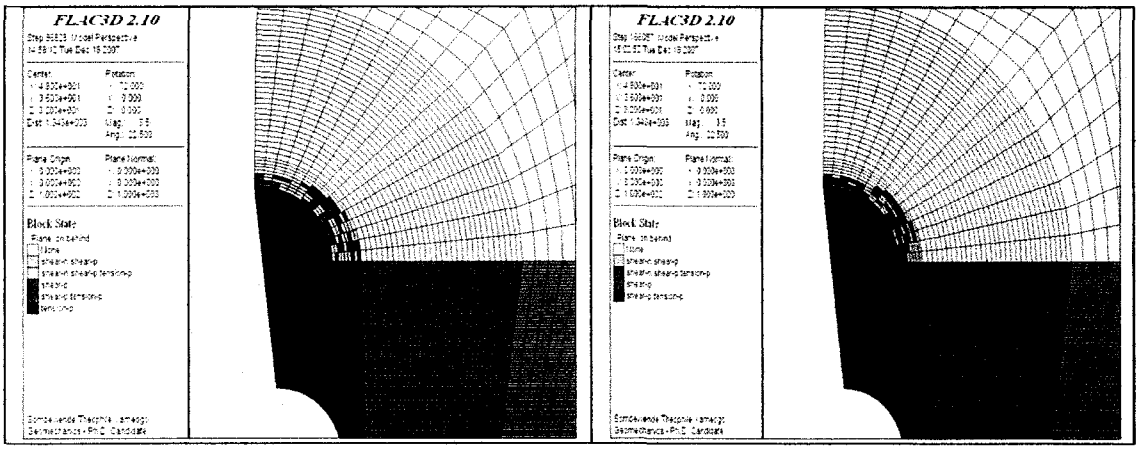


Figure A10.10 : État de la paroi en fond de trou et à la fin de la saignée pour 117-137-67

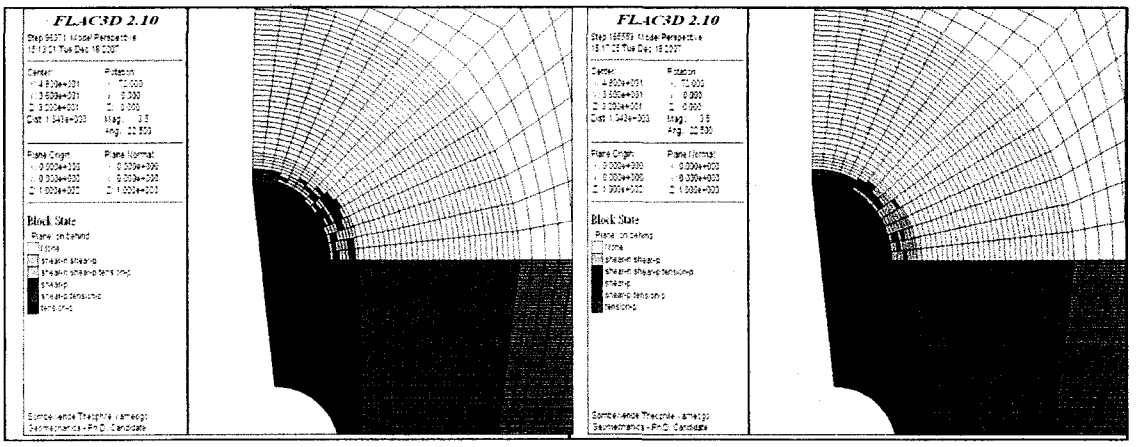


Figure A10.11 : État de la paroi en fond de trou et à la fin de la saignée pour 114-140-64

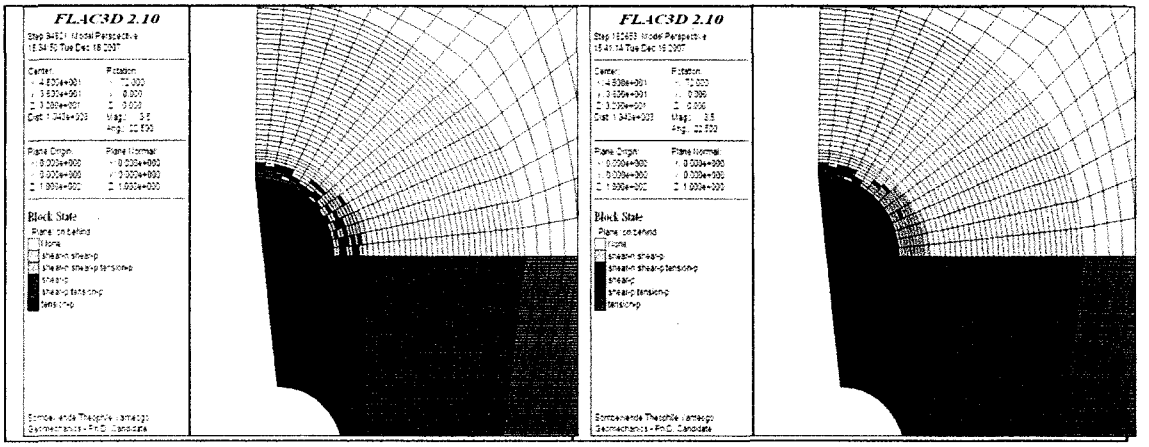


Figure A10.12 : État de la paroi en fond de trou et à la fin de la saignée pour 108-146-64

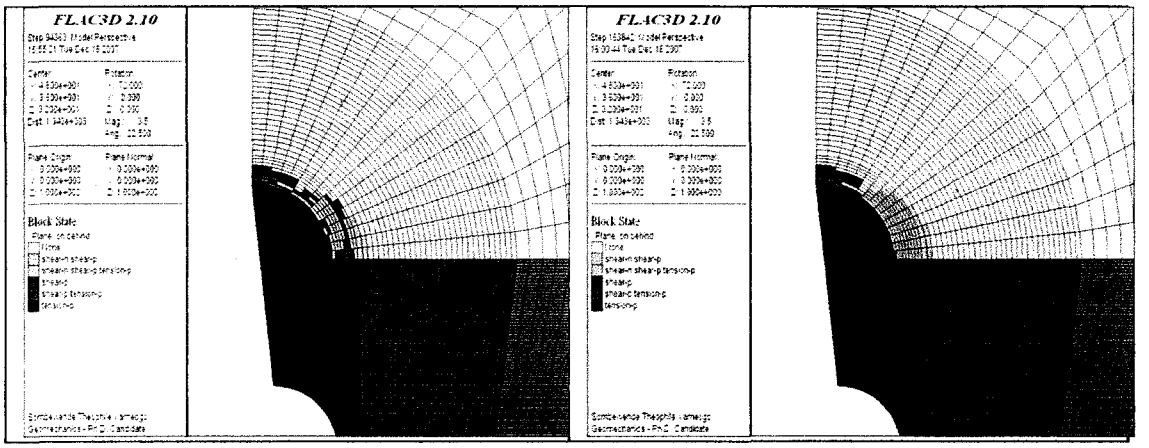


Figure A10.13 : État de la paroi en fond de trou et à la fin de la saignée pour 104-150-64

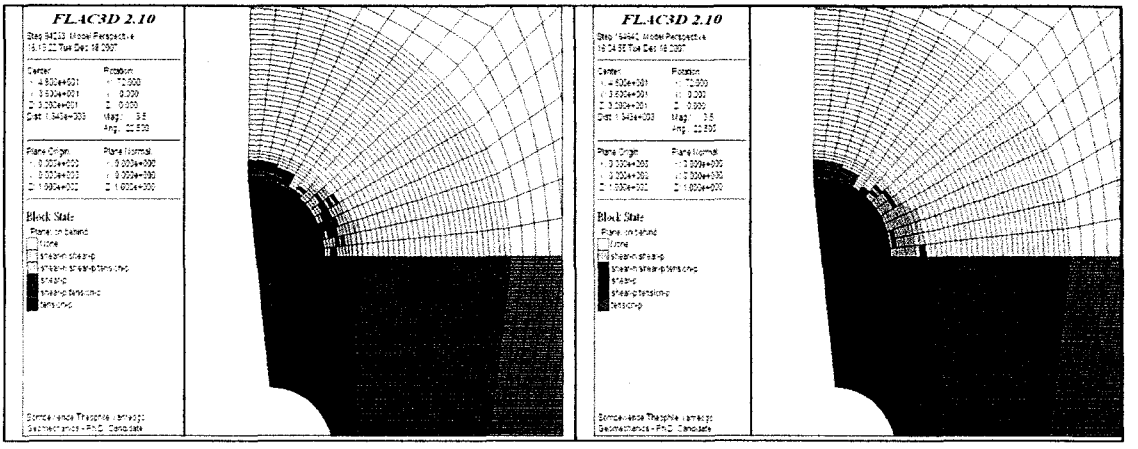


Figure A10.14 : État de la paroi en fond de trou et à la fin de la saignée pour 100-154-64

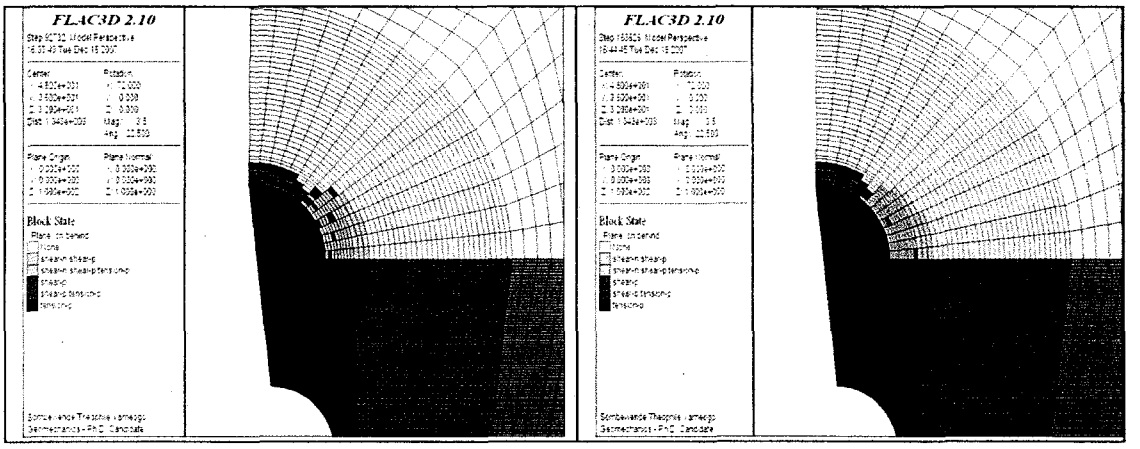


Figure A10.15 : État de la paroi en fond de trou et à la fin de la saignée pour 90-164-64

ANNEXE 11 : Coupes de carottes réelles prélevées sur du béton

Ces coupes de carottes réelles prélevées sur du béton ont servi d'inspiration à l'élaboration des configurations hétérogènes à petits agrégats (figures A11.1) et à gros agrégats (figure A11.2)

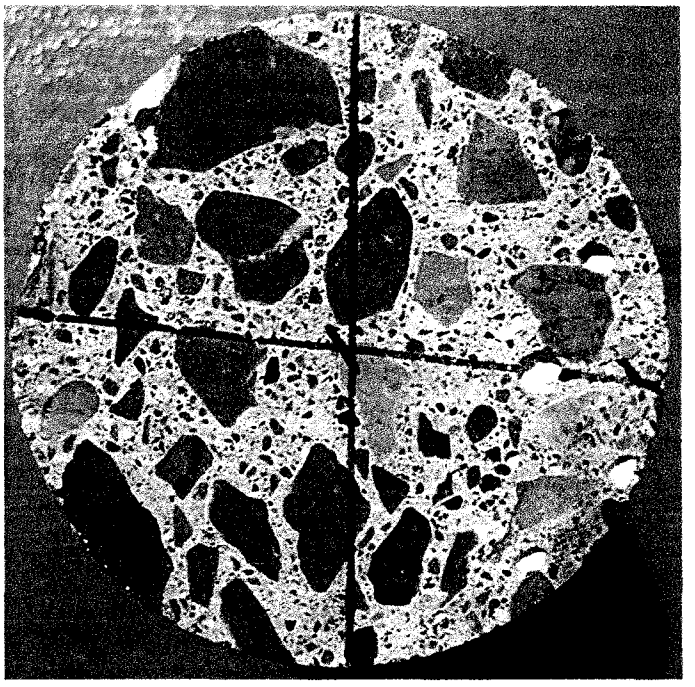


Figure A11.1 : Inspiration de configurations à petits agrégats

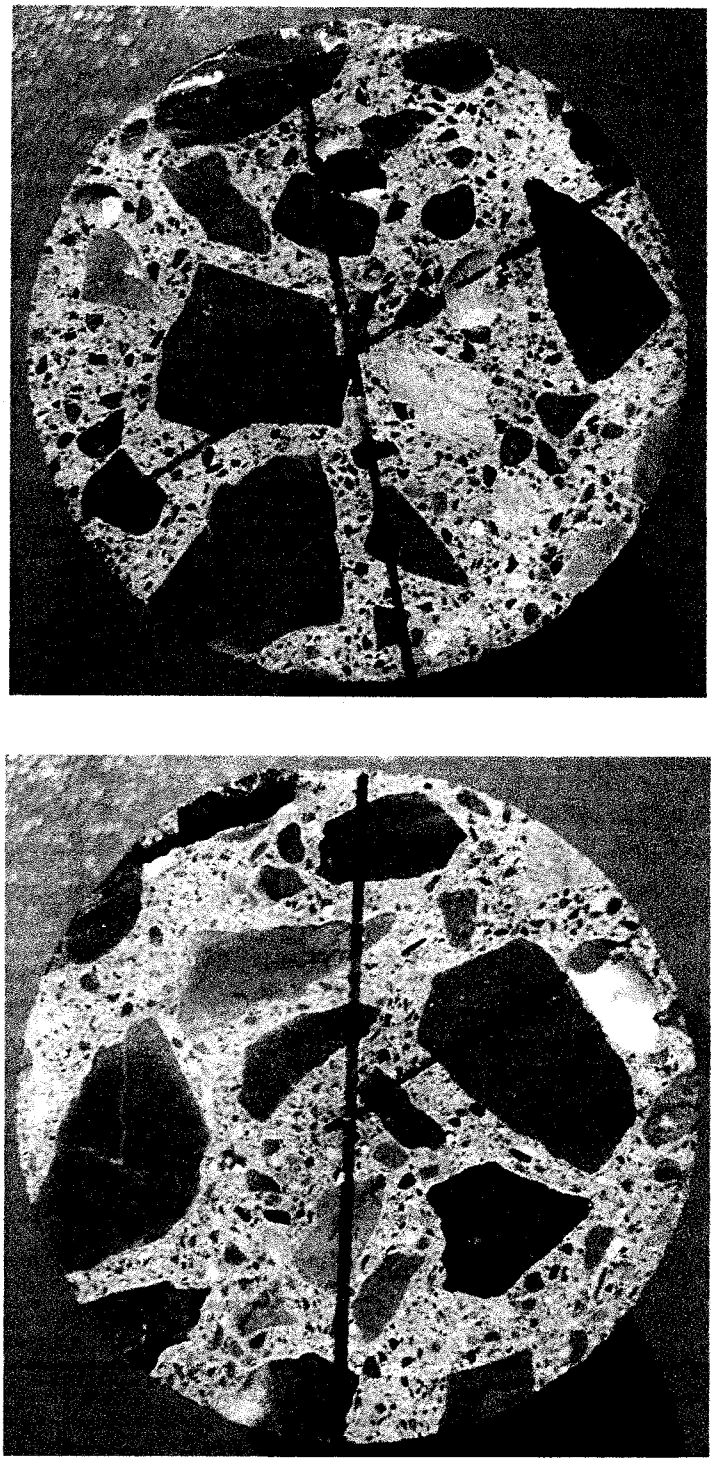


Figure A11.2 : Inspiration de configurations à gros agrégats