

Secteur minier
Approche intégrée de mesure
de contraintes in situ par méthode inverse

Robert Corthésy
Maria Helena Leite
Caroline Vézina
Amélie Ouellet
Hamza Ouziame
Simon Delattre

RAPPORTS
SCIENTIFIQUES

R-966



NOS RECHERCHES travaillent pour vous !

Solidement implanté au Québec depuis 1980, l'Institut de recherche Robert-Sauvé en santé et en sécurité du travail (IRSST) est un organisme de recherche scientifique reconnu internationalement pour la qualité de ses travaux.

Mission

Contribuer, par la recherche, à la prévention des accidents du travail et des maladies professionnelles ainsi qu'à la réadaptation des travailleurs qui en sont victimes;

Assurer la diffusion des connaissances et jouer un rôle de référence scientifique et d'expertise;

Offrir les services de laboratoires et l'expertise nécessaires à l'action du réseau public de prévention en santé et en sécurité du travail.

Doté d'un conseil d'administration paritaire où siègent en nombre égal des représentants des employeurs et des travailleurs, l'IRSST est financé par la Commission des normes, de l'équité, de la santé et de la sécurité du travail.

Pour en savoir plus

Visitez notre site Web ! Vous y trouverez une information complète et à jour. De plus, toutes les publications éditées par l'IRSST peuvent être téléchargées gratuitement. www.irsst.qc.ca

Pour connaître l'actualité de la recherche menée ou financée par l'IRSST, abonnez-vous gratuitement :

- au magazine *Prévention au travail*, publié conjointement par l'Institut et la CNESST (preventionautravail.com)
- au bulletin électronique [InfoIRSST](#)

Dépôt légal

Bibliothèque et Archives nationales du Québec
2017
ISBN : 978-2-89631-934-3
ISSN : 0820-8395

IRSST - Direction des communications
et de la valorisation de la recherche
505, boul. De Maisonneuve Ouest
Montréal (Québec)
H3A 3C2
Téléphone : 514 288-1551
publications@irsst.qc.ca
www.irsst.qc.ca
© Institut de recherche Robert-Sauvé
en santé et en sécurité du travail,
mars 2017

Secteur minier

Approche intégrée de mesure de contraintes in situ par méthode inverse

Robert Corthésy, Maria Helena Leite, Caroline Vézina,
Amélie Ouellet, Hamza Ouziame, Simon Delattre

Département des génies civil, géologique et des mines
Polytechnique Montréal

RAPPORTS
SCIENTIFIQUES

R-966



Avis de non-responsabilité

L'IRSST ne donne aucune garantie relative à l'exactitude, la fiabilité ou le caractère exhaustif de l'information contenue dans ce document. En aucun cas l'IRSST ne saurait être tenu responsable pour tout dommage corporel, moral ou matériel résultant de l'utilisation de cette information.

Notez que les contenus des documents sont protégés par les législations canadiennes applicables en matière de propriété intellectuelle.

Cliquez recherche



Cette publication
est disponible
en version PDF
sur le site Web de l'IRSST.



ÉVALUATION PAR DES PAIRS

Conformément aux politiques de l'IRSST, les résultats des travaux de recherche publiés dans ce document ont fait l'objet d'une évaluation par des pairs.

REMERCIEMENTS

Les auteurs de ce rapport tiennent à remercier en premier lieu l'Institut de recherche Robert-Sauvé en santé et en sécurité du travail (IRSST) pour la confiance qui leur a été témoignée à travers le soutien financier de ce projet, qui n'aurait sans doute pas vu le jour sans cette aide. Les auteurs veulent saluer particulièrement madame Chantal Tellier et monsieur François Ouellet dont l'aide a été précieuse entre autres à l'égard des liens entre Polytechnique Montréal et l'IRSST. L'aide financière apportée par l'IRSST aura permis de développer des équipements sans lesquels la poursuite de travaux associés aux développements présentés dans ce rapport ne serait pas possible.

Ils expriment aussi leur gratitude envers les compagnies minières IAMGOLD et Goldcorp, et soulignent la contribution des ingénieurs Hugo Fisette ing. et Paul Germain ing. lors de la réalisation de mesures sur le terrain afin de valider les équipements et les modèles qui ont été mis au point.

Les auteurs veulent aussi souligner la collaboration de Marcel St-Jean ing. et François Boulanger ing. d'Exo Solution, qui ont mené à bien la fabrication des modules d'acquisition et des cellules de 2^e génération.

Enfin, les auteurs reconnaissent les contributions apportées par leurs étudiants à la maîtrise qui n'ont pas ménagé leurs efforts pour que le projet progresse. Le projet a ainsi bénéficié de la complicité d'Alexandre Colin et de Jérôme Renaud.

SOMMAIRE

La conception sécuritaire des excavations souterraines requises pour l'exploitation minière nécessite une bonne connaissance de l'état des contraintes naturelles du massif rocheux.

À ce jour, la seule façon de connaître ces contraintes avec une justesse acceptable consiste à réaliser des mesures *in situ*. Or, les techniques de mesure de contraintes couramment utilisées dans les mines du Québec se heurtent à des limites importantes sur le plan de la fiabilité et de la précision, ce qui laisse toujours planer un doute sur la validité des résultats obtenus, exposant par le fait même les travailleurs miniers à des risques potentiels difficiles à évaluer à la suite d'un relâchement local des contraintes.

Les techniques de mesure de contraintes les plus couramment utilisées dans les mines québécoises font appel au principe de récupération lors duquel des déformations mesurées à la paroi de sondages au diamant à la suite d'un relâchement local des contraintes, sont transformées en contraintes à l'aide de modèles de calcul plus ou moins sophistiqués. Pour toutes ces techniques, les déformations récupérées sont obtenues en faisant la différence entre une lecture initiale (avant le relâchement de contraintes) et une lecture finale lorsque les contraintes locales sont entièrement relaxées. Jusqu'à tout récemment, il en allait de même pour la technique du *doorstopper* modifiée, développée à Polytechnique Montréal. Les deux chercheurs principaux viennent toutefois de mettre au point une méthode novatrice basée sur l'approche du problème inverse, par laquelle l'évolution des déformations au point de mesure pendant le relâchement des contraintes est estimée par la méthode des moindres carrés, en utilisant l'ensemble de la courbe de récupération obtenue lors d'une mesure avec un appareil qu'ils ont mis au point il y a une vingtaine d'années.

La méthode proposée dans ce projet change radicalement la façon dont peuvent être interprétées les mesures de contraintes, non seulement à l'aide du *doorstopper* modifié, mais avec l'ensemble des techniques basées sur le principe de récupération. Ce changement n'exige aucun coût supplémentaire par rapport aux approches utilisées aujourd'hui.

Avec ces nouveaux outils, l'ensemble des entreprises minières québécoises a accès à des équipements et à des modèles d'interprétation parmi les plus performants au monde pour la mesure des contraintes *in situ*. La combinaison d'un appareillage de terrain à la fine pointe des progrès en électronique et d'un nouveau modèle d'interprétation faisant appel à l'ensemble des données obtenues lors d'une mesure, permet une amélioration considérable de la qualité des résultats obtenus, augmentant ainsi la sécurité des travailleurs miniers.

TABLE DES MATIÈRES

| | |
|---|-------------|
| REMERCIEMENTS | I |
| SOMMAIRE | III |
| TABLE DES MATIÈRES | V |
| LISTE DES TABLEAUX | VII |
| LISTE DES FIGURES | IX |
| LISTE DES SYMBOLES ET ABRÉVIATIONS | XIII |
| 1. INTRODUCTION | 1 |
| 1.1 Problématique de santé et de sécurité du travail | 1 |
| 2. ÉTAT DES CONNAISSANCES | 3 |
| 2.1 <i>Doorstopper</i> modifié | 3 |
| 2.2 Module Acquisiteur Intelligent (MAI) | 3 |
| 2.3 Modèles d'interprétation des mesures | 4 |
| 2.4 Généralités sur la détermination des contraintes <i>in situ</i> | 4 |
| 2.4.1 Vue d'ensemble des méthodes de mesure de contraintes | 5 |
| 2.4.2 Généralités sur la technique du doorstopper | 5 |
| 2.4.3 Évaluation comparative de la technique du doorstopper | 6 |
| 2.4.4 Mesures de contraintes dans des matériaux anisotropes | 6 |
| 2.4.5 Cadre théorique pour l'interprétation des mesures au doorstopper | 7 |
| 2.4.5.1 État des déformations en fond de trou | 7 |
| 2.4.5.2 État de contraintes en fond de trou | 9 |
| 2.4.5.3 Élasticité linéaire isotrope et transversalement isotrope | 9 |
| 2.4.5.4 Modèle anisotrope équivalent | 11 |
| 2.4.5.5 Détermination expérimentale des paramètres de déformabilité..... | 12 |
| 2.4.5.6 Facteurs de concentration de contraintes | 13 |
| 2.4.5.7 Obtention du tenseur des contraintes <i>in situ</i> | 14 |
| 2.4.5.8 Séquence de calculs | 14 |
| 2.4.5.9 Généralités communes à la méthode conventionnelle et à la méthode RPR | 15 |
| 2.4.5.10 Méthode conventionnelle..... | 17 |
| 2.4.5.11 Méthode RPR..... | 18 |

| | |
|--|-----------|
| 3. OBJECTIFS ET HYPOTHÈSES DE RECHERCHE | 21 |
| 4. MÉTHODOLOGIE ET RÉSULTATS..... | 23 |
| 4.1 Méthode de calcul par problème inverse | 23 |
| 4.1.1 Modélisation du phénomène par simulation numérique de courbes de récupération... | 23 |
| 4.1.2 Détermination des équations de lissage des courbes de récupération..... | 26 |
| 4.1.3 Estimation du tenseur de contraintes | 27 |
| 4.2 Validation de la méthode inverse | 29 |
| 4.2.1 Ajout de bruit aléatoire | 30 |
| 4.3 Comparaison avec les autres méthodes de calcul..... | 34 |
| 4.4 Analyse de sensibilité | 39 |
| 4.4.1 Analyse des paramètres de déformabilité secondaires..... | 39 |
| 4.4.2 Influence d'un biais sur la mesure de l'avancement de la saignée | 43 |
| 4.5 Amélioration de l'interprétation de l'essai de compression diamétrale | 45 |
| 4.5.1 Contraintes à la face libre d'un cylindre en compression diamétrale | 47 |
| 4.5.2 Influence de l'hétérogénéité le long de l'axe de la carotte récupérée..... | 51 |
| 4.5.3 Estimation de l'hétérogénéité et choix des facteurs de correction..... | 52 |
| 4.5.4 Validation des facteurs de correction..... | 56 |
| 4.6 Module acquiseur intelligent (MAI) de deuxième génération..... | 58 |
| 4.7 Vérification de la méthode inverse en laboratoire | 61 |
| 4.8 Campagnes de mesure menées avec les MAI de deuxième génération | 63 |
| 4.8.1 Interprétation des mesures de terrain | 63 |
| 5. DISCUSSION..... | 71 |
| 6. CONCLUSIONS..... | 73 |
| BIBLIOGRAPHIE..... | 75 |

LISTE DES TABLEAUX

| | |
|---|----|
| Tableau 4.1 – Valeur des pas d’avancement utilisés dans le présent projet | 26 |
| Tableau 4.2 – Contraintes estimées par méthode inverse et appliquées lors d’une mesure de contraintes réalisée en laboratoire | 62 |
| Tableau 4.3 – Mesure T1-M3 : contraintes calculées sans correction sur L/D | 64 |
| Tableau 4.4 – Mesure T1-M3 : contraintes calculées avec correction sur L/D | 65 |
| Tableau 4.5 – Mesure T1-M6 : contraintes calculées sans correction sur L/D | 66 |
| Tableau 4.6 – Mesure T1-M6 : contraintes calculées avec correction sur L/D | 67 |
| Tableau 4.7 – Mesure T1-M7 : contraintes calculées sans correction sur L/D | 68 |
| Tableau 4.8 – Mesure T1-M7 : contraintes calculées avec correction sur L/D | 69 |
| Tableau 4.9 – Comparaison de la contrainte S_{zz} avec et sans correction sur la mesure de L/D | 70 |
| Tableau 4.10 – Paramètres de déformabilité mesurés sur les carottes récupérées des mesures utilisées dans l’exemple d’application de la méthode avec des données de terrain réelles. | 70 |

LISTE DES FIGURES

| | |
|--|----|
| Figure 1.1 – Accidents liés aux chutes de roche..... | 2 |
| Figure 4.1 – Coupe bidimensionnelle et vue 3D du modèle COMSOL, dimensions en mm..... | 24 |
| Figure 4.2 – Définition des paramètres de déformabilité et orientation des axes d’anisotropie (Vézina, 2014). | 24 |
| Figure 4.3 – Courbes de déformations récupérées sous la jauge ϵ_{0° (axe X) associées à des contraintes unitaires lorsque $E_1/E_2 = 2,00$, $\delta = 45^\circ$ et $\nu = 0,00$ (Ouellet, 2012). | 25 |
| Figure 4.4 – Courbes de déformations récupérées totales réelles et estimées sous les 4 jauges, associées au chargement $S = \{10, 20, 30, 10, 15, 10\}$ MPa lorsque $E_1/E_2 = 2,00$, $\delta = 45^\circ$ et $\nu = 0,20$ (Vézina, 2014). | 30 |
| Figure 4.5 – Courbes de déformations récupérées synthétiques comportant un bruit aléatoire de 20 % et estimées par méthode inverse pour un chargement appliqué $S = \{10, 20, 30, 0, 0, 0\}$ avec $E = 30$ GPa et $\nu = 0,20$ (Vézina, 2014). | 31 |
| Figure 4.6 – Erreur moyenne sur les composantes de contraintes en fonction du bruit (Vézina, 2014). | 32 |
| Figure 4.7 – Erreur moyenne sur les composantes de contraintes en fonction du bruit (Vézina, 2014). | 32 |
| Figure 4.8 – Erreur moyenne sur les composantes de contraintes en fonction du bruit (Vézina, 2014). | 33 |
| Figure 4.9 – Facteurs de concentration de contraintes pour un matériau isotrope (Ouellet, 2012). | 34 |
| Figure 4.10 – Comparaison des erreurs relatives obtenues avec les méthodes inverse et RPR, pour chaque composante de contraintes lorsque $S = \{10, 20, 30, 10, 15, 10\}$ MPa, $E_1/E_2 = 2,00$, $\delta = 0^\circ$ et $\nu = 0,20$ (Vézina, 2014). | 36 |
| Figure 4.11 – Comparaison des erreurs relatives obtenues avec les méthodes inverse et RPR, pour chaque composante de contraintes lorsque $S = \{15, 15, 10, 5, 15, 10\}$ MPa, $E_1/E_2 = 2,00$, $\delta = 0^\circ$ et $\nu = 0,20$ (Vézina, 2014). | 37 |
| Figure 4.12 – Comparaison des erreurs relatives obtenues avec les méthodes inverse et RPR, pour chaque composante de contraintes lorsque $S = \{10, 10, 20, 5, 15, 10\}$ MPa, $E_1/E_2 = 2,00$, $\delta = 0^\circ$ et $\nu = 0,20$ (Vézina, 2014). | 38 |
| Figure 4.13 – Comparaison entre les déformations récupérées avec les paramètres réels (principaux) tenant compte de la valeur de $\delta = 45^\circ$ et les déformations estimées avec les paramètres secondaires supposant $\delta = 0^\circ$. Cas $E_1/E_2 = 2,00$, $E_x/E_y = 1,50$, $\nu = 0,30$, $\nu_{xy} = 0,20$ (Vézina, 2014). | 41 |
| Figure 4.14 – Erreurs relatives obtenues sur les contraintes estimées à l’aide des paramètres de déformabilité secondaires supposant $\delta = 0^\circ$ alors que le réel $= 45^\circ$ lorsque $S = \{10, 20, 30, 10, 15, 10\}$ MPa, $E_1/E_2 = 2,00$ (Vézina, 2014). | 41 |

| | |
|--|----|
| Figure 4.15 – Erreurs relatives obtenues sur les contraintes estimées à l’aide des paramètres de déformabilité secondaires supposant $\delta = 0^\circ$ alors que le δ réel = 45° lorsque $S = \{30, 20, 10, 10, 15, 10\}$ MPa, $E_1/E_2 = 2,00$ (Vézina, 2014). | 42 |
| Figure 4.16 – Erreurs relatives obtenues sur les contraintes estimées à l’aide des paramètres de déformabilité secondaires supposant $\delta = 0^\circ$ alors que le δ réel = 45° lorsque $S = \{10, 20, 30, 10, 15, 10\}$ MPa, $E_1/E_2 = 1,50$ (Vézina, 2014). | 42 |
| Figure 4.17 – Erreurs relatives obtenues sur les contraintes estimées à l’aide des paramètres de déformabilité secondaires supposant $\delta = 0^\circ$ alors que le δ réel = 45° lorsque $S = \{30, 20, 10, 10, 15, 10\}$ MPa, $E_1/E_2 = 1,50$ (Vézina, 2014). | 43 |
| Figure 4.18 – Erreurs relatives sur les contraintes dues à la diminution de 10% du rapport L/D pour $S = \{10, 20, 30, 0, 0, 0\}$ MPa (Vézina, 2014). | 44 |
| Figure 4.19 – Erreurs relatives sur les contraintes dues à une surestimation de 25 % du rapport L/D pour $S = \{10, 20, 30, 0, 0, 0\}$ MPa (Vézina, 2014). | 44 |
| Figure 4.20 – Erreurs relatives sur les contraintes dues à une sous-estimation de 33 % du rapport L/D pour $S = \{10, 20, 30, 0, 0, 0\}$ MPa (Vézina, 2014). | 45 |
| Figure 4.21 – Maillage du modèle de l’essai de compression diamétrale avec $H/D=1$ (Ouellet, 2012). | 46 |
| Figure 4.22 – Distribution des contraintes principales le long du diamètre de la carotte sur la face libre perpendiculaire à son axe (Ouziame, 2013). | 48 |
| Figure 4.23 – Distribution du rapport des contraintes principales sur la longueur des jauges (Ouziame, 2013). | 49 |
| Figure 4.24 – Variation de λ en fonction de E_1/E_2 pour $H/D = 0,5$ et $\delta = 30^\circ$ (Ouziame, 2013). | 50 |
| Figure 4.25 – Modèle numérique axisymétrique permettant l’analyse de l’effet de l’hétérogénéité le long de l’axe de la carotte. | 52 |
| Figure 4.26 – Effet de l’hétérogénéité de la roche sur les courbes de récupération normalisées. | 52 |
| Figure 4.27 – Représentation schématique des modèles hétérogènes analysés. | 53 |
| Figure 4.28 – Évolution de $\text{abs}(\varepsilon_{\min}/\varepsilon_{\max})$ avec divers degrés d’hétérogénéité en fonction de la limite h/D (Delattre, 2016). | 54 |
| Figure 4.29 – Facteur de correction à appliquer aux contraintes S_{XY} pour un matériau hétérogène (Delattre, 2016). | 54 |
| Figure 4.30 – Facteur de correction à appliquer aux contraintes S_{XX} et S_{YY} pour un matériau hétérogène (Delattre, 2016). | 55 |
| Figure 4.31 – Facteur de correction à appliquer aux contraintes S_{ZZ} pour un matériau hétérogène (Delattre, 2016). | 55 |
| Figure 4.32 – Modèle de carotte hétérogène avec évolution graduelle de la déformabilité. | 56 |
| Figure 4.33 – Effet de l’application des facteurs de correction pour tenir compte de l’hétérogénéité de la roche (Delattre, 2016). | 57 |

| | |
|--|----|
| Figure 4.34 – Représentation schématique des éléments composant la version modifiée du MAI (Exo Solution, 2014)..... | 59 |
| Figure 4.35 – Module ouvert et cylindre de protection. Notez le capteur (#20) fixé au module. | 59 |
| Figure 4.36 – Appareil de mise en place du nouveau MAI comportant un système de communication sans fil..... | 60 |
| Figure 4.37 – Cellule ou capteur du nouveau MAI comportant une connectique améliorée. | 60 |
| Figure 4.38 – Banc d’essai permettant de réaliser des mesures de contraintes dans un environnement contrôlé. | 61 |
| Figure 4.39 – Courbes de récupération obtenues en laboratoire sous chargement triaxial auxquelles se superposent les courbes obtenues par la méthode inverse ($\varepsilon\theta^\circ$ est). | 62 |
| Figure 4.40 – Superposition des courbes de terrain et des courbes obtenues par la méthode inverse..... | 64 |
| Figure 4.41 – Superposition des courbes de terrain et des courbes obtenues par la méthode inverse en corrigeant la mesure de l’avancement du forage (L/D)..... | 65 |
| Figure 4.42 – Correction apportée sur la mesure de l’avancement (L/D) pour la mesure T1-M3..... | 65 |
| Figure 4.43 – Superposition des courbes de terrain et des courbes obtenues par la méthode inverse..... | 66 |
| Figure 4.44 – Superposition des courbes de terrain et des courbes obtenues par la méthode inverse en corrigeant la mesure de l’avancement du forage (L/D)..... | 67 |
| Figure 4.45 – Correction apporté sur la mesure de l’avancement (L/D) pour la mesure T1-M6. | 67 |
| Figure 4.46 – Superposition des courbes de terrain et des courbes obtenues par la méthode inverse..... | 68 |
| Figure 4.47 – Superposition des courbes de terrain et des courbes obtenues par la méthode inverse en corrigeant la mesure de l’avancement du forage (L/D)..... | 69 |
| Figure 4.48 – Correction apportée sur la mesure de l’avancement (L/D) pour la mesure T1-M7..... | 69 |

LISTE DES SYMBOLES ET ABRÉVIATIONS

| | |
|--|---|
| a, a' | Paramètre utilisé dans le lissage de courbes |
| A, A_X, A_Y | Facteurs de concentration de contraintes |
| \bar{A} | Matrice liant les déformations mesurées \bar{E} au tenseur bidimensionnel ε |
| b, b' | Paramètre utilisé dans le lissage de courbes |
| β | Angle entre ε_{0° et ε_I |
| B, B_X, B_Y | Facteurs de concentration de contraintes |
| c | Vecteur colonne utilisé pour la détermination du tenseur des contraintes |
| c, c' | Paramètre utilisé dans le lissage de courbes |
| \bar{c} | Vecteur colonne utilisé pour la détermination du tenseur des déformations |
| C, C_X, C_Y | Facteurs de concentration de contraintes |
| C_S | Courbe de récupération pour un chargement S |
| CSIR | Council of Scientific and Industrial Research (Afrique du Sud) |
| d, d' | Paramètre utilisé dans le lissage de courbes |
| $\delta_{(i)}$ | Plongée de la normale au plan d'isotropie : angle entre le plan $X_{(i)}Y_{(i)}$ et x_3 |
| Δ | Biais entre le tenseur des contraintes S et S' |
| D | Facteur de concentration de contraintes, diamètre de la carotte récupérée |
| \bar{D} | Vecteur colonne des contraintes partielles (méthode conventionnelle) ou des contraintes en fond de trou (méthode RPR) |
| $\varepsilon = \{\varepsilon_{XX(i)}, \varepsilon_{YY(i)}, \varepsilon_{XY(i)}\}$ | Tenseur des déformations en fond de trou dans le référentiel $\{X_i, Y_i, Z_i\}$ |
| $\varepsilon_{0^\circ}, \varepsilon_{90^\circ}, \varepsilon_{45^\circ}, \varepsilon_{135^\circ}$ | Déformations mesurées par une cellule <i>doorstopper</i> modifiée |
| $\varepsilon_I, \varepsilon_{III}$ | Déformations principales mesurées lors de l'essai de compression biaxiale isotrope |
| $\varepsilon'_I, \varepsilon'_{III}$ | Déformations principales mesurées lors de l'essai de compression diamétrale |

| | |
|------------------|---|
| e, e' | Paramètre utilisé dans le lissage de courbes |
| e_i | Erreur minimisée par la méthode des moindres carrés |
| e_N | Erreur normalisée |
| E | Facteur de concentration de contraintes |
| \bar{E} | Vecteur colonne des déformations mesurées |
| E_1 | Module de Young parallèle au plan d'isotropie |
| E_2 | Module de Young perpendiculaire au plan d'isotropie |
| E_i | Module de Young parallèle à l'axe i |
| ϕ | Angle entre l'axe X et l'axe X' |
| Φ | Angle entre une droite quelconque et le plan d'isotropie |
| f | Paramètre utilisé dans le lissage de courbes |
| F | Facteur de concentration de contraintes |
| g, g' | Paramètre utilisé dans le lissage de courbes |
| G | Facteur de concentration de contraintes |
| G_1 | Module de cisaillement dans le plan d'isotropie |
| G_2 | Module de cisaillement dans un plan incluant la direction perpendiculaire au plan d'isotropie |
| G_{ij} | Module de cisaillement dans le plan ij |
| h, h' | Paramètre utilisé dans le lissage de courbes |
| H | Facteur de concentration de contraintes quelconques |
| H/D | Rapport entre la hauteur et le diamètre de la carotte |
| i, i' | Paramètre utilisé dans le lissage de courbes |
| I_1, \bar{I}_1 | Premier invariant du tenseur des déformations et sa moyenne |
| j, j' | Paramètre utilisé dans le lissage de courbes |
| \bar{J} | Matrice des cosinus directeurs |

| | |
|--|---|
| K | Matrice utilisée pour la détermination du tenseur des contraintes |
| \bar{K} | Matrice utilisée pour la détermination du tenseur des déformations |
| λ | Paramètre utilisé dans l'interprétation de l'essai de compression diamétrale |
| l_{ij} | Cosinus directeurs entre les référentiels $\{X_i, Y_i, Z_i\}$ et $\{X, Y, Z\}$ |
| L | Longueur de surcarottage |
| ν | Coefficient de Poisson issu de l'hypothèse simplificatrice $\nu_1 = \nu_{12} = \nu$ |
| ν_1 | Coefficient de Poisson dans le plan d'isotropie |
| ν_{12} | Coefficient de Poisson associé à une contrainte dans le plan d'isotropie et une déformation perpendiculaire au plan d'isotropie |
| ν_{ij} | Coefficient de Poisson associé à une contrainte selon l'axe i et une déformation selon l'axe j |
| P | Pression appliquée pendant l'essai de compression biaxiale isotrope |
| P' | Pression appliquée pendant l'essai de compression diamétrale |
| P_1, P_2, \bar{P} | Paramètres utilisés pour la détermination du tenseur des contraintes |
| θ | Angle entre le rayon r et l'axe X |
| Q_1, Q_2 | Paramètres utilisés pour la détermination du tenseur des contraintes |
| $\rho_{(i)}$ | Direction de la normale au plan d'isotropie : angle entre $Y_{(i)}$ et la projection de x_3 sur le plan $X_{(i)}Y_{(i)}$ |
| R | Rayon de la carotte |
| R^2 | Coefficient de détermination associé à une régression |
| RPR | Recovered to Peak strain invariant Ratio |
| $\{\sigma_{XX(i)}, \sigma_{YY(i)}, \sigma_{XY(i)}\}$ | Tenseur des contraintes en fond de trou dans le référentiel $\{X_{(i)}, Y_{(i)}, Z_{(i)}\}$ |
| $S_{(i)} = \{S_{XX(i)}, S_{YY(i)}, S_{ZZ(i)}, S_{XY(i)}, S_{XZ(i)}, S_{YZ(i)}\}$ | Tenseur des contraintes dans le référentiel $\{X_{(i)}, Y_{(i)}, Z_{(i)}\}$ |
| S' | Tenseur des contraintes calculé dans le référentiel $\{X, Y, Z\}$ |
| S_1, S_3 | Contraintes maximale et minimale du tenseur des contraintes S |

| | |
|--|--|
| S_m | Contrainte moyenne appliquée |
| $\bar{S}_{xx(i)}, \bar{S}_{yy(i)}, \bar{S}_{zz(i)}, \bar{S}_{xy(i)}$ | Contraintes partielles dans le référentiel $\{X_{(i)}, Y_{(i)}, Z_{(i)}\}$ |
| SR | Stress Ratio |
| T | Paramètre utilisé pour la détermination du tenseur des contraintes |
| u_i | Déplacement selon X relevé à la jauge i |
| USBM | United States Bureau of Mines |
| v_i | Déplacement selon Y relevé à la jauge i |
| $\{X, Y, Z\}$ | Référentiel du modèle COMSOL Multiphysics® |
| $\{X_i, Y_i, Z_i\}$ | Référentiel associé au forage F_i |
| $\{x_1, x_2, x_3\}$ | Référentiel lié aux axes d'anisotropie |

1. INTRODUCTION

1.1 Problématique de santé et de sécurité du travail

Le développement accéléré des projets miniers au Québec lié au Plan Nord¹ et à l'augmentation du prix des matières premières, entraîne une augmentation des réserves exploitables de façon économique. Une bonne connaissance de l'état des contraintes naturelles dans les massifs rocheux est essentielle à la conception sécuritaire des excavations souterraines requises pour cette exploitation (Brown, 2012). En effet, que les chutes de terrain soient liées à des instabilités progressives (instabilités structurales) ou violentes (coups de terrain), qu'elles soient dominées par les discontinuités géologiques (failles, diaclases, litages) ou encore par la rupture à travers la roche intacte (rupture par excès de contraintes), le champ de contraintes naturelles est une donnée indispensable à l'évaluation du facteur de sécurité des excavations souterraines où circulent de nombreux travailleurs miniers. De plus, les exploitations minières atteignent des profondeurs de plus en plus importantes, comme la mine Laronde en Abitibi, qui prévoit exploiter des réserves situées à plus de 3 km de profondeur sous un régime de contraintes naturelles dont la connaissance sera déterminante non seulement pour la viabilité de l'exploitation, mais aussi pour une conception sécuritaire de la mine, minimisant ainsi les risques pour la santé et la sécurité (SST) des travailleurs.

De nos jours, la modélisation numérique est devenue le principal outil pour la conception des excavations souterraines et l'évaluation du facteur de sécurité qui les caractérise. En plus des propriétés de résistance et de déformabilité à l'échelle du massif rocheux, dont la détermination et la répartition spatiale demeurent toujours un enjeu majeur en géomécanique, les modèles numériques requièrent tous, comme autre paramètre d'entrée, le champ de contraintes naturelles. Étant donné la grande variabilité des contraintes dans les massifs rocheux, aucun modèle de prédiction n'est assez précis pour concevoir une mine qui soit à la fois économique et sécuritaire. Jusqu'à présent, la seule façon de connaître ces contraintes avec une justesse acceptable consiste à réaliser des mesures *in situ*. Or, les techniques de mesure de contraintes couramment utilisées dans nos mines se heurtent à des limites importantes sur le plan de la fiabilité et de la précision, ce qui laisse toujours planer un doute sur la validité des résultats obtenus, exposant par le fait même les travailleurs miniers à des risques difficiles à évaluer.

En matière d'exposition aux risques de chutes de terrain, la figure 1.1 rapporte les données obtenues de M. Paul Potvin, de l'Association paritaire pour la santé et la sécurité du travail secteur minier (APSM) au moment de la proposition de ce projet. On y dénombre, dans les mines québécoises, une moyenne de 36,4 accidents de type « frappé par une roche » par année entre 1995 et 2011. On y observe une baisse graduelle des accidents de 1995 à 2009, mais depuis 2009, ce nombre est en croissance constante. De plus, on dénombre 43 accidents liés à des « coups de terrain » entre 1995 et 2009 dans les données détaillées fournies par l'APSM. Les contraintes en place étant à la source de ces coups de terrain, l'augmentation de la profondeur à laquelle nos mines sont exploitées pourrait faire augmenter de façon marquée ce type d'instabilité. Quoique ces données n'établissent pas de lien direct entre ces accidents et la

¹ Le Plan Nord est un programme du gouvernement du Québec pour mettre en valeur le potentiel minier, énergétique, social, culturel et touristique du territoire québécois situé au nord du 49^e parallèle.

méconnaissance des contraintes *in situ*, elles démontrent que la conception des excavations souterraines incluant leur soutènement peut être améliorée pour en faire des lieux plus sécuritaires pour les mineurs. Toutefois, il est clair que cette conception requiert une bonne connaissance du massif rocheux qui inclut la mesure des contraintes *in situ*.

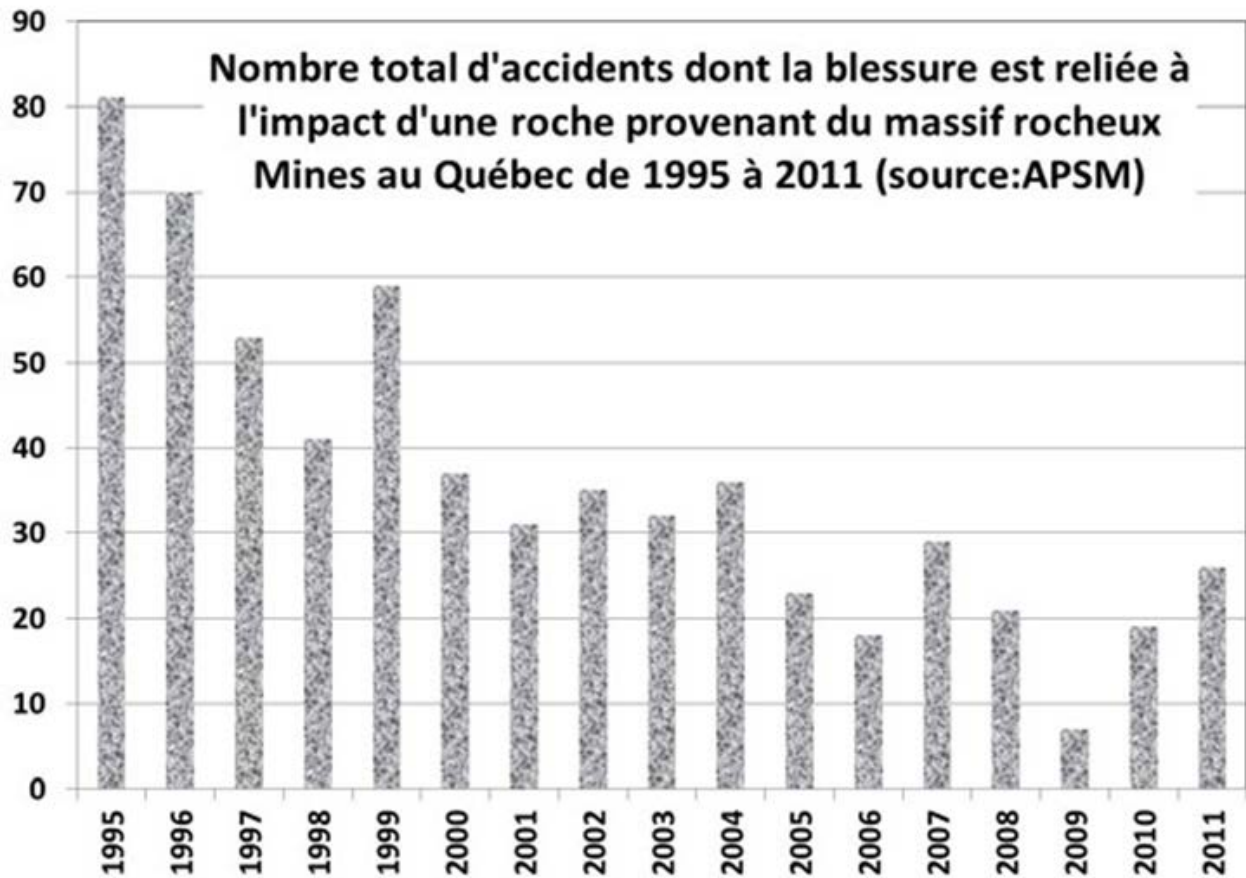


Figure 1.1 – Accidents liés aux chutes de roche.

2. ÉTAT DES CONNAISSANCES

Les techniques de mesure de contraintes les plus couramment utilisées dans les mines du Québec sont basées sur le principe de récupération, voulant que les déformations causées par le relâchement complet de contraintes autour ou au fond d'un sondage, soient utilisées pour calculer les contraintes en ces points. Pour obtenir ces contraintes, il faut au préalable calculer les déformations récupérées, soit la différence entre les déformations avant et après le relâchement de contraintes.

Pour la technique du *doorstopper* qui fait l'objet de la présente demande, les déformations sont mesurées à l'aide d'une rosette formée de 4 jauges espacées à 45° les unes des autres et collées dans un plan au fond d'un sondage dont la surface est polie. Le relâchement de contraintes se fait par simple prolongement du forage sur une distance d'environ 10 cm, mais qui peut être beaucoup plus courte, ce qui fait de cette technique la plus flexible qui soit, puisqu'elle peut être appliquée, entre autres, dans des massifs de roches fracturées.

Le modèle d'interprétation usuel, qui est encore utilisé par la majorité des consultants dans le domaine, fait donc appel à la mesure de deux valeurs de déformation pour chacune des jauges utilisées par le capteur, soit l'une avant le relâchement des contraintes et l'autre après. Entre ces deux lectures, le branchement et débranchement répétés de la cellule ainsi que la prolongation du forage, peuvent altérer la qualité des déformations mesurées (effets thermiques, effets électriques).

2.1 *Doorstopper* modifié

Reconnaissant que la lecture en continu des jauges pendant le forage de relaxation des contraintes permet d'évaluer la qualité d'une mesure, les travaux de Gill *et al.*, (1987) ont permis de développer le *doorstopper* modifié en connectant les jauges de déformation de façon permanente à un appareil de lecture situé en dehors du trou de forage. Cette cellule modifiée comporte aussi un capteur de température permettant de corriger les effets thermiques indésirables. L'inconvénient majeur lié à cette modification vient de ce qu'un câble conducteur long de plusieurs dizaines de mètres circule dans le train de tiges de forage et entraîne une perte de sensibilité des jauges, sans compter qu'il complique passablement l'installation de la cellule et les opérations de forage, affectant ainsi le taux de succès des mesures.

2.2 Module Acquisiteur Intelligent (MAI)

Afin de résoudre ces problèmes liés à la longueur des fils, Leite *et al.* (1996), en collaboration avec Hydro-Québec, ont développé, en 1992, le module acquisateur intelligent (MAI) qui permet l'enregistrement en continu des déformations récupérées, de la température ainsi que d'une jauge de référence. Cet appareil fonctionne de façon autonome et la longueur des conducteurs entre les jauges et l'appareil de mesure n'est que de quelques centimètres, éliminant ainsi les effets indésirables causés par de longs fils. Ce système permet alors une amélioration marquée de la stabilité et de la sensibilité des mesures. Les ingénieurs d'Énergie atomique du Canada ont par la suite apporté quelques modifications à l'appareil et ont réalisé avec succès des mesures de

contraintes dans des trous d'une longueur record (plus de 500 m) pour ce type de mesure (Thompson *et al.* 1997).

2.3 Modèles d'interprétation des mesures

Dès 1982, Corthésy a proposé une méthode de calcul des contraintes pour le *doorstopper* permettant de considérer à la fois l'anisotropie, la non-linéarité des relations contrainte-déformation et les variations de température aux points de mesure. Cette approche, qualifiée de percée (*breakthrough*) par Amadei et Stephanson (1993) dans le livre de référence sur le sujet, consiste à recharger au laboratoire la carotte de roche récupérée à la suite d'une mesure de contraintes et de la soumettre à des sollicitations mécaniques et thermiques connues, afin de déterminer les paramètres requis pour passer de déformations récupérées aux contraintes en place. Cette approche permet aussi de prendre en considération les effets de l'hétérogénéité en utilisant le concept de matériau homogène anisotrope équivalent (Leite *et al.*, 2010). Finalement, Corthésy *et al.* (1994) ont proposé la méthode RPR (*Recovered to Peak strain invariant Ratio*) qui permet l'obtention d'une équation supplémentaire afin de lever l'indétermination qui caractérise le système de 3 équations pour 4 inconnues associée à la méthode d'interprétation conventionnelle (sans courbe de récupération). La méthode RPR, qui requiert la lecture en continu des déformations lors du forage de relaxation, a été généralisée très récemment aux matériaux anisotropes (Ouellet, 2012). Cette méthode est très avantageuse puisqu'elle permet une énorme amélioration dans l'évaluation du champ de contraintes moyen présent dans un volume où il est variable, ce qui est toujours le cas dans les massifs rocheux (Cloix, 2010). La méthode RPR permet aussi de réduire de trois à deux le nombre de forages requis pour la mesure d'un tenseur, ce qui représente une économie importante de temps et d'argent.

2.4 Généralités sur la détermination des contraintes *in situ*

Cette revue sur les méthodes de calcul des contraintes disponibles avant que ne soit proposée la méthode inverse, est tirée du mémoire de maîtrise d'Amélie Ouellet (2012), réalisé sous la direction des auteurs du présent rapport. Le texte tiré de Ouellet (2012) a été adapté pour assurer la cohérence avec les sections du présent rapport et les développements survenus depuis 2012.

L'état de contraintes en un point est défini par un tenseur de second ordre à neuf composantes. L'équilibre des moments au sein du matériau nécessite que six composantes soient indépendantes. La notation de Voigt, selon laquelle le tenseur des contraintes est représenté sous forme vectorielle, est utilisée dans ce texte : $\{S_{XX}, S_{YY}, S_{ZZ}, S_{XY}, S_{XZ}, S_{YZ}\}$, avec S_{ij} la composante du tenseur agissant sur la face normale à l'axe i dans la direction parallèle à l'axe j (Jaeger *et al.*, 2007). L'expression du tenseur des contraintes varie selon le référentiel.

Les contraintes sont des grandeurs fictives non mesurables; seuls leurs effets le sont. L'expression « mesure de contraintes » est toutefois employée couramment pour désigner toute technique permettant de déterminer indirectement le tenseur des contraintes *in situ*. Dans le texte, le terme « mesure » englobe toutes les informations obtenues en un point. Le nombre de composantes obtenues avec une mesure dépend de la technique et du modèle d'interprétation utilisés; différentes mesures peuvent être combinées (Leeman, 1964). Le tenseur des contraintes

peut être déterminé de manière absolue, ou seule la différence entre deux états de contraintes peut être évaluée (mesure relative). Dans les deux cas, les mêmes techniques sont applicables, mais les instruments peuvent différer selon la précision et la stabilité requises.

2.4.1 Vue d'ensemble des méthodes de mesure de contraintes

Plusieurs méthodes de détermination des contraintes *in situ* consistent à perturber le champ de contraintes, puis à mesurer les déplacements ou les déformations engendrées par cette perturbation. Le champ de contraintes initial est ensuite déduit à partir de la loi de comportement de la roche; ces méthodes exigent la connaissance des paramètres de déformabilité. La perturbation induite consiste le plus souvent en une saignée visant à provoquer le relâchement complet des contraintes; ces méthodes, dites de surcarottage, permettent ainsi d'effectuer une mesure absolue du tenseur des contraintes. Les déplacements ou les déformations engendrées par la saignée peuvent être mesurés selon le diamètre du forage (cellule USBM), à la paroi du forage (cellule CSIR triaxiale) ou au fond du trou (cellule *doorstopper*). En plus des méthodes de surcarottage, une autre technique également basée sur la mesure de déformations permet d'effectuer des mesures relatives (variations des contraintes) à l'aide d'inclusions solides implantées dans le massif rocheux. Le tenseur des contraintes *in situ* peut également être déterminé à l'aide de méthodes qui ne nécessitent pas la mesure de déformations : fracturation hydraulique, principe de rétablissement (vérin plat), analyse de la rupture en périphérie du forage (*borehole breakouts*), etc. Le présent rapport porte uniquement sur la technique du *doorstopper*, mais des revues détaillées de l'ensemble des techniques de mesure existantes sont disponibles dans la littérature (Amadei et Stephansson, 1997).

2.4.2 Généralités sur la technique du *doorstopper*

La technique du *doorstopper* fut développée par le Council of Scientific and Industrial Research (CSIR) d'Afrique du Sud. La ressemblance physique entre l'instrument de mesure et un butoir de porte a valu le nom de *doorstopper* à la cellule (Leeman, 1971). Les étapes d'une mesure requièrent qu'un trou de forage soit d'abord réalisé jusqu'à la zone étudiée; la cellule *doorstopper* originale est conçue pour des forages de calibre BX. Le diamètre extérieur d'un tel forage est de 59,9 mm et le diamètre de la carotte est de 42,0 mm. La cellule *doorstopper* est collée au fond du trou de forage. Une saignée est ensuite réalisée par prolongation de forage et les déformations engendrées sont mesurées; la cellule originale comprend une rosette à trois jauges de déformations dont deux sont orthogonales entre elles et l'autre forme un angle de 45°. L'obtention des contraintes *in situ* à partir de ces mesures nécessite la connaissance de la loi de comportement du massif rocheux ainsi que de la relation entre les contraintes en fond de trou et *in situ* (Leeman, 1964; Leeman, 1969).

La technique du *doorstopper* a évolué par la suite; la version développée à Polytechnique Montréal est appelée *doorstopper* modifiée. La cellule *doorstopper* modifiée est utilisée dans des forages de calibre NX. Le diamètre extérieur d'un tel forage est de 75,7 mm et le diamètre de la carotte est de 54,7 mm. La cellule comprend une rosette à quatre jauges espacées de 45°; les jauges ont une longueur active de 10 mm. La technique du *doorstopper* modifiée présente trois améliorations notables : 1) l'utilisation d'une colle permettant de fixer la cellule dans des conditions humides; 2) l'ajout d'un thermistor permettant d'effectuer des corrections thermiques;

3) la lecture continue des jauges de déformations et d'une jauge de référence pendant la saignée (Gill *et al.*, 1987).

2.4.3 Évaluation comparative de la technique du doorstopper

La saignée requise pour permettre le relâchement complet des contraintes avec une cellule *doorstopper* est plus courte que celle requise par d'autres méthodes de surcarottage; il s'agit de l'avantage le plus significatif de la technique (Leeman, 1969). En effet, la saignée doit être d'au moins 1,5 fois le diamètre du forage, soit environ 11 cm pour un forage de calibre NX, tandis qu'elle doit atteindre au moins 30 cm avec les autres méthodes (Leite et Corthésy, 2001). Ainsi, la technique du *doorstopper* est particulièrement adaptée aux massifs fracturés qui sont fréquemment rencontrés dans le contexte géologique québécois. La présence d'eau, fréquente dans les massifs fracturés, est d'ailleurs compatible avec la cellule *doorstopper* modifiée (Gill *et al.*, 1987). Un autre avantage de cette technique concerne la lecture continue des jauges de déformations qui permet notamment de contrôler la qualité des données enregistrées (Blackwood, 1978). Les données supplémentaires issues de la lecture continue des jauges rendent aussi possible l'application d'une méthode améliorée d'interprétation des données; ce point a été repris et présenté ultérieurement par Corthésy *et al.* (1994). En revanche, des difficultés pratiques peuvent survenir quant au collage de la cellule au fond du trou de forage; des problèmes similaires sont toutefois associés à d'autres techniques. De plus, la détermination du tenseur des contraintes nécessite au moins trois mesures distinctes dans des sondages orientés différemment. Longtemps considéré comme un inconvénient, cela s'est toutefois avéré être un avantage pour la détermination du tenseur moyen d'une zone, comme l'a démontré Cloix (2010).

2.4.4 Mesures de contraintes dans des matériaux anisotropes

Un matériau est dit anisotrope si ses propriétés mécaniques varient selon les directions. L'anisotropie est généralement causée par des structures sédimentaires, métamorphiques, tectoniques, cristallographiques ou des réseaux de fractures (Amadei et Stephansson, 1997). L'influence de l'anisotropie sur les contraintes *in situ* a été démontrée par plusieurs auteurs : Amadei et Goodman (1982), Borsetto *et al.* (1984), pour n'en nommer que quelques-uns. La notion d'échelle est inhérente à l'étude de l'influence de l'anisotropie sur la mesure des contraintes *in situ* : l'anisotropie, dont la dimension caractéristique est comparable à celle des jauges, influence directement la mesure; l'anisotropie à plus grande échelle cause une variabilité entre les points de mesure, mais à plus petite échelle elle n'influence pas la mesure si son orientation est aléatoire (Cuisiat et Haimson, 1992).

L'influence de l'anisotropie sur l'estimation des contraintes *in situ* a été étudiée par Amadei et Pan (1992). Ces travaux portent uniquement sur l'estimation de champs de contraintes gravitationnels dans des massifs rocheux anisotropes; seule l'anisotropie à l'échelle du massif rocheux est considérée. Les mesures de contraintes réalisées avec des méthodes de surcarottage sont plutôt influencées par l'anisotropie à l'échelle de la carotte. Jusqu'à maintenant, seul le modèle d'interprétation de mesures réalisées avec la cellule CSIR triaxiale a été généralisé aux matériaux anisotropes (Amadei, 1996; Ribacchi, 1997). Un premier modèle d'interprétation de mesures réalisées dans les roches anisotropes avec la cellule *doorstopper* a d'abord été proposé par Corthésy (1982), puis a été amélioré par Ouellet (2012).

2.4.5 Cadre théorique pour l'interprétation des mesures au *doorstopper*

Les étapes d'interprétation de mesures réalisées avec une cellule *doorstopper* sont détaillées dans cette sous-section; la version modifiée de la cellule y est traitée. Les connaissances se rattachant aux matériaux isotropes et anisotropes sont aussi présentées.

2.4.5.1 État des déformations en fond de trou

La première étape de l'interprétation de mesures réalisées avec une cellule *doorstopper* consiste à calculer le tenseur bidimensionnel des déformations en fond de trou $\{\varepsilon_{XX}, \varepsilon_{YY}, \varepsilon_{XY}\}$ à partir des déformations mesurées à la fin de la saignée $\varepsilon_{0^\circ}, \varepsilon_{90^\circ}, \varepsilon_{45^\circ}, \varepsilon_{135^\circ}$ (Leeman, 1964). Cette étape est indépendante de la loi de comportement du massif rocheux. Afin de tirer profit du caractère surdéterminé du système, la méthode des moindres carrés est utilisée. La méthode proposée par Panek (1966) est présentée dans cette sous-section et adaptée au problème traité. Dans la suite, le plan XY est celui du fond du trou de forage, le forage étant orienté selon l'axe Z. De plus, la jauge mesurant la déformation ε_{0° est parallèle à l'axe X et les angles sont mesurés dans le sens trigonométrique.

Les déformations $\varepsilon_{XX'}, \varepsilon_{YY'}, \varepsilon_{XY'}$ dans un référentiel cartésien, dont l'axe X' forme un angle ϕ avec l'axe X, s'expriment en fonction des déformations $\varepsilon_{XX}, \varepsilon_{YY}, \varepsilon_{XY}$ suivant les règles de rotation tensorielle; celles-ci sont énoncées à l'équation matricielle 2.1 (Jaeger *et al.*, 2007). Avec $\phi = \{0; 90; 45; 135\}^\circ$, les déformations mesurées $\varepsilon_{0^\circ}, \varepsilon_{90^\circ}, \varepsilon_{45^\circ}, \varepsilon_{135^\circ}$ s'expriment en fonction des déformations $\varepsilon_{XX}, \varepsilon_{YY}, \varepsilon_{XY}$ selon l'équation matricielle 2.2. Afin de simplifier les développements, la notation présentée à l'équation 2.3 est utilisée; les indices correspondent aux dimensions de la matrice $\bar{\mathbf{A}}$ et des vecteurs colonnes $\bar{\mathbf{E}}$ et ε .

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{XX'} \\ \varepsilon_{YY'} \\ \varepsilon_{XY'} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos^2 \phi & \sin^2 \phi & 2 \sin \phi \cos \phi \\ \sin^2 \phi & \cos^2 \phi & -2 \sin \phi \cos \phi \\ -\sin \phi \cos \phi & \sin \phi \cos \phi & \cos^2 \phi - \sin^2 \phi \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_{XX} \\ \varepsilon_{YY} \\ \varepsilon_{XY} \end{Bmatrix} \quad (2.1)$$

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{0^\circ} \\ \varepsilon_{90^\circ} \\ \varepsilon_{45^\circ} \\ \varepsilon_{135^\circ} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ \frac{1}{2} & \frac{1}{2} & 1 \\ \frac{1}{2} & \frac{1}{2} & -1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_{XX} \\ \varepsilon_{YY} \\ \varepsilon_{XY} \end{Bmatrix} \quad (2.2)$$

$$\{\bar{\mathbf{E}}\}_{4 \times 1} = [\bar{\mathbf{A}}]_{4 \times 3} \{\varepsilon\}_{3 \times 1} \quad (2.3)$$

L'erreur e_i est définie comme étant l'écart entre une déformation mesurée (connue) et sa valeur théorique calculée à partir des déformations ε_{XX} , ε_{YY} , ε_{XY} (inconnues). L'expression de l'erreur e_i est donnée à l'équation 2.4; puisque quatre déformations sont relevées avec une cellule *doorstopper* modifiée, i est compris entre 1 et 4.

$$\mathbf{e}_i = \bar{E}_i - \sum_{j=1}^3 \bar{A}_{ij} \varepsilon_j \quad (2.4)$$

La méthode des moindres carrés consiste à déterminer les déformations ε_{XX} , ε_{YY} , ε_{XY} qui minimisent la somme des carrés des erreurs e_i . La quantité à minimiser est explicitée à l'équation 2.5 et le résultat de l'optimisation est donné à l'équation 2.6; puisque trois déformations sont cherchées (ε_{XX} , ε_{YY} , ε_{XY}), k est compris entre 1 et 3. La notation du résultat est simplifiée aux équations 2.7 à 2.9 à 0 et présentée sous forme matricielle aux équations 2.10 à 2.12.

$$\sum_{i=1}^4 (\mathbf{e}_i)^2 = \sum_{i=1}^4 \left(\bar{E}_i^2 - 2\bar{E}_i \sum_{j=1}^3 \bar{A}_{ij} \varepsilon_j + \left(\sum_{j=1}^3 \bar{A}_{ij} \varepsilon_j \right)^2 \right) \quad (2.5)$$

$$\frac{d \left(\sum_{i=1}^4 (\mathbf{e}_i)^2 \right)}{d\varepsilon_k} = -2 \sum_{i=1}^4 \bar{E}_i \bar{A}_{ik} + 2 \sum_{i=1}^4 \sum_{j=1}^3 \bar{A}_{ij} \varepsilon_j \bar{A}_{ik} = 0 \quad (2.6)$$

$$\sum_{j=1}^3 \bar{K}_{kj} \varepsilon_j = \bar{\mathbf{c}}_k \quad (2.7)$$

$$\bar{K}_{kj} = \sum_{i=1}^4 \bar{A}_{ij} \bar{A}_{ik} \quad (2.8)$$

$$\bar{\mathbf{c}}_k = \sum_{i=1}^4 \bar{E}_i \bar{A}_{ik} \quad (2.9)$$

$$[\mathbf{K}]_{3 \times 3} \{\varepsilon\}_{3 \times 1} = [\mathbf{c}]_{3 \times 1} \quad (2.10)$$

$$[\mathbf{K}]_{3 \times 3} = [\bar{\mathbf{A}}]_{3 \times 4}^T [\bar{\mathbf{A}}]_{4 \times 3} \quad (2.11)$$

$$[\mathbf{c}]_{3 \times 1} = [\bar{\mathbf{A}}]_{3 \times 4}^T \{\mathbf{E}\}_{4 \times 1} \quad (2.12)$$

Les déformations en fond de trou ε_{XX} , ε_{YY} , ε_{XY} sont obtenues en inversant l'équation 2.10; le résultat est présenté à l'équation 2.13.

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{XX} \\ \varepsilon_{YY} \\ \varepsilon_{XY} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{3}{4} & -\frac{1}{4} & \frac{1}{4} & \frac{1}{4} \\ -\frac{1}{4} & \frac{3}{4} & \frac{1}{4} & \frac{1}{4} \\ 0 & 0 & 1 & -1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_{0^\circ} \\ \varepsilon_{90^\circ} \\ \varepsilon_{45^\circ} \\ \varepsilon_{135^\circ} \end{Bmatrix} \quad (2.13)$$

2.4.5.2 État de contraintes en fond de trou

La deuxième étape de l'interprétation de mesures réalisées avec une cellule *doorstopper* consiste à déterminer le tenseur bidimensionnel des contraintes au fond du trou de forage $\{\sigma_{XX}, \sigma_{YY}, \sigma_{XY}\}$ à partir de celui des déformations $\{\varepsilon_{XX}, \varepsilon_{YY}, \varepsilon_{XY}\}$ obtenu selon l'équation 2.13. Des simulateurs mécaniques ont d'abord été utilisés à cette fin dans les années 60: l'échantillon est rechargé en laboratoire jusqu'à ce que les déformations enregistrées à la fin de la saignée soient atteintes; les contraintes appliquées sont alors supposées égales aux contraintes en fond de trou (Leeman, 1969). Cette méthodologie présente l'avantage de ne pas reposer sur la loi de comportement du matériau, mais une erreur intrinsèque à l'hypothèse de réversibilité du comportement de l'échantillon. Pour remédier à cette erreur, l'état de contraintes en fond de trou est plutôt déterminé à l'aide de la loi de comportement du matériau. La justesse du tenseur des contraintes mesuré dépend alors de la validité de la loi pour modéliser le comportement du massif rocheux et de la justesse des paramètres de déformabilité (Corthésy, 1982).

Les massifs rocheux sont souvent assimilés à des matériaux élastiques linéaires isotropes vue la simplicité de cette loi de comportement : seuls deux paramètres de déformabilité sont requis (Leeman, 1969). La considération du caractère anisotrope du massif rocheux nécessite la détermination d'un nombre plus élevé de paramètres de déformabilité. Par exemple, la loi d'isotropie transversale comporte cinq paramètres indépendants; cette loi correspond au cas le plus simple d'anisotropie (Jaeger *et al.*, 2007). Le *modèle anisotrope équivalent* suggéré par Corthésy (1982) ne comprend toutefois que trois paramètres indépendants; il s'agit d'un cas particulier d'isotropie transversale. Ce modèle est donc privilégié puisqu'il permet de tenir compte de l'anisotropie du massif rocheux, tout en limitant le nombre de paramètres de déformabilité à déterminer; la réalisation des essais en laboratoire requis demeure ainsi relativement simple.

Les lois d'élasticité linéaire isotrope et transversalement isotrope sont présentées à la prochaine sous-section; les particularités du modèle anisotrope équivalent sont ensuite soulignées. Puis, les essais en laboratoire suggérés pour déterminer les paramètres de déformabilité du modèle anisotrope équivalent sont présentés.

2.4.5.3 Élasticité linéaire isotrope et transversalement isotrope

La loi d'élasticité linéaire isotrope est donnée à l'équation matricielle 2.14 (Jaeger *et al.*, 2007). Puisque l'état de contraintes en fond de trou est un état de contraintes planes, la loi est présentée en deux dimensions, dans le plan XY du fond du trou. Le matériau ainsi modélisé comprend deux paramètres de déformabilité indépendants : le module de Young E et le coefficient de Poisson ν .

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{xy} \end{Bmatrix} = \frac{E}{(1-\nu^2)} \begin{bmatrix} 1 & \nu & 0 \\ \nu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & (1-\nu) \end{bmatrix} \times \begin{Bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \varepsilon_{xy} \end{Bmatrix} \quad (2.14)$$

Les massifs rocheux sont souvent assimilés à un matériau transversalement isotrope (Amadei et Stephansson, 1997). Un tel matériau possède un axe de symétrie rotationnelle définissant un plan d'isotropie; il s'agit d'un cas particulier d'orthotropie, généralement définie avec trois axes. La loi d'élasticité linéaire transversalement isotrope est donnée à l'équation matricielle 2.15 pour un état de contraintes planes (situation en fond de trou) avec E_i le module de Young parallèle à l'axe i , ν_{ij} le coefficient de Poisson associé à une contrainte selon l'axe i et une déformation selon l'axe j , G_{ij} le module de cisaillement dans le plan ij (Jaeger *et al.*, 2007).

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{xy} \end{Bmatrix} = \frac{1}{E_x - E_y \nu_{xy}^2} \begin{bmatrix} E_x^2 & E_x E_y \nu_{xy} & 0 \\ E_x E_y \nu_{xy} & E_x E_y & 0 \\ 0 & 0 & 2G_{xy}(E_x - E_y \nu_{xy}^2) \end{bmatrix} \times \begin{Bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \varepsilon_{xy} \end{Bmatrix} \quad (2.15)$$

Un matériau transversalement isotrope est défini par l'orientation de son plan d'isotropie et cinq paramètres de déformabilité indépendants (Jaeger *et al.*, 2007) :

- la direction ρ et la plongée δ de la normale au plan d'isotropie;
- le module de Young E_1 associé au plan d'isotropie;
- le module de Young E_2 associé à la direction perpendiculaire au plan d'isotropie;
- le module de cisaillement G_2 associé aux plans qui incluent la direction perpendiculaire au plan d'isotropie;
- le coefficient de Poisson ν_1 associé au plan d'isotropie;
- le coefficient de Poisson ν_{12} associé à un chargement dans le plan d'isotropie et à une déformation normale à ce plan.

Les paramètres de déformabilité associés à toute autre direction formant un angle Φ avec le plan d'isotropie sont donnés aux équations 2.16 et 2.17; les paramètres E_x , E_y , ν_{xy} de l'équation 2.15 sont obtenus avec ces équations (Batugin et Nirenburg, 1972).

$$E_\Phi = \frac{E_1 E_2}{E_1 \sin^2 \Phi + E_2 \cos^2 \Phi} \quad (2.16)$$

$$\nu_{\Phi, \Phi+90^\circ} = \frac{\frac{E_2}{E_1} \nu_{12}}{\sin^2 \Phi + \frac{E_2}{E_1} \cos^2 \Phi} \quad (2.17)$$

En plus des cinq paramètres indépendants, le module de cisaillement G_I , associé au plan d'isotropie, est donné à l'équation 2.18, et le coefficient de Poisson ν_{21} est donné à l'équation 2.19 (Jaeger *et al.*, 2007).

$$G_I = \frac{E_1}{2(1 + \nu_1)} \quad (2.18)$$

$$\nu_{21} = \frac{E_2}{E_1} \nu_{12} \quad (2.19)$$

2.4.5.4 Modèle anisotrope équivalent

Le recours à la loi d'isotropie transversale pour déterminer l'état de contraintes en fond de trou nécessite en principe la connaissance de l'orientation des plans d'isotropie. Puisque l'obtention de cette donnée complexifie les essais à réaliser en laboratoire, une hypothèse simplificatrice sur les paramètres de déformabilité est posée; le *modèle anisotrope équivalent* est utilisé à cet effet. Ce modèle fut initialement développé afin de tenir compte des hétérogénéités locales à l'échelle de la carotte : les hétérogénéités sont modélisées par la loi d'isotropie transversale dans le plan du fond du trou (Corthésy, 1982). Dans le contexte de cette étude traitant de matériaux anisotropes, le modèle anisotrope équivalent conduit à l'hypothèse selon laquelle les paramètres de déformabilité dans le plan du fond du trou E_X, E_Y, ν_{XY} correspondent aux paramètres principaux E_1, E_2, ν_{12} . Dans cette hypothèse, seule l'orientation de la trace des plans d'isotropie sur le plan du fond du trou est connue. Les plans d'isotropie sont alors supposés être soit parallèles à l'axe du forage, soit perpendiculaires lorsque $E_X = E_Y$; le matériau est dans ce cas considéré isotrope.

En pratique, une hypothèse simplificatrice supplémentaire est posée concernant les coefficients de Poisson : $\nu_1 = \nu_{12} = \nu$. De plus, le module de cisaillement G_2 est exprimé par une relation empirique donnée à l'équation 2.20; cette relation fut proposée par Batugin et Nirenburg (1972) bien que le module G_2 soit théoriquement indépendant des autres paramètres de déformabilité. Ainsi, le recours au modèle anisotrope équivalent, avec ces deux hypothèses simplificatrices, réduit à trois le nombre de paramètres requis : E_1, E_2, ν (Corthésy *et al.*, 1993).

$$G_2 = \frac{E_1 E_2}{(E_1 + E_2 + 2\nu_{12} E_2)} \quad (2.20)$$

2.4.5.5 Détermination expérimentale des paramètres de déformabilité

La méthodologie actuelle la plus répandue pour déterminer les paramètres de déformabilité consiste à réaliser des essais en laboratoire sur les échantillons récupérés lors du relâchement des contraintes; la cellule *doorstopper* utilisée pour les mesures de contraintes *in situ* est réutilisée lors des essais. Les paramètres sont ainsi déterminés en tenant compte des hétérogénéités locales et des éventuels défauts de collage. Les essais suggérés par Corthésy (1982) sont revus dans cette sous-section.

Un essai de compression biaxiale isotrope non destructif est d'abord réalisé : une pression P est appliquée uniformément sur la face courbe de l'échantillon récupéré. Les déformations ε_{0° , ε_{90° , ε_{45° , ε_{135° sont mesurées à l'aide de la cellule *doorstopper* demeurée fixée à l'échantillon. L'état de déformations $\{\varepsilon_{XX}, \varepsilon_{YY}, \varepsilon_{XY}\}$ à l'extrémité de l'échantillon est calculé par les moindres carrés selon la méthode de Panek (1966) présentée à la sous-section 2.4.3. Les déformations principales ε_I , ε_{III} et leur orientation β sont ensuite déterminées selon les équations 2.21 et 2.22; la déformation ε_I correspond à la plus grande déformation en compression et l'angle β est mesuré entre les déformations ε_{0° et ε_I . Selon l'hypothèse du modèle anisotrope équivalent, l'orientation des déformations principales ε_I , ε_{III} correspond à celle des axes principaux d'anisotropie. À partir de la loi de comportement énoncée à l'équation matricielle 2.15, les équations 2.23 et 2.24 sont obtenues.

$$\varepsilon_{I,III} = \frac{(\varepsilon_{XX} + \varepsilon_{YY})}{2} \pm \sqrt{\left(\frac{\varepsilon_{XX} - \varepsilon_{YY}}{2}\right)^2 + \varepsilon_{XY}^2} \quad (2.21)$$

$$\tan(2\beta) = \frac{2\varepsilon_{XY}}{(\varepsilon_{XX} - \varepsilon_{YY})} \quad (2.22)$$

$$\varepsilon_{III} = P \left(\frac{1}{E_1} - \frac{\nu_{21}}{E_2} \right) \quad (2.23)$$

$$\varepsilon_I = \frac{P}{E_2} (1 - \nu_{21}) \quad (2.24)$$

Un essai de compression diamétrale est ensuite réalisé : une pression P' est appliquée sur deux zones diamétralement opposées perpendiculairement aux plans d'isotropie; l'orientation de ceux-ci est connue à la suite de l'essai de compression biaxiale isotrope. Les déformations ε_{0° , ε_{90° , ε_{45° , ε_{135° sont également mesurées à l'aide de la cellule *doorstopper* demeurée fixée à l'échantillon. Les déformations principales ε_I' , ε_{III}' sont obtenues selon l'équation 2.21; la déformation ε_{III}' est en tension. Cet essai permet d'obtenir une équation supplémentaire à partir de laquelle le coefficient de Poisson ν_{21} est déterminé: l'équation 2.25, avec le paramètre λ défini à l'équation 2.26, est issue de simulations numériques réalisées en deux dimensions sous l'hypothèse de contraintes planes; elle présente comme particularité de ne pas dépendre directement de la pression P' . Toutefois, il s'est avéré que le modèle numérique bidimensionnel à la base de sa détermination induit un biais qui peut être important. Cette lacune est corrigée dans le cadre de ce projet selon une procédure détaillée à la sous-section 3.2.5.1.

$$\nu_{21} = \frac{\lambda \varepsilon_{III}' + \frac{E_2}{E_1} \varepsilon_I'}{-\varepsilon_{III}' - \lambda \varepsilon_I'} \quad (2.25)$$

$$\lambda = 3 \left(\frac{E_2}{E_1} \right)^{-0,5146} \quad (2.26)$$

Les paramètres E_1, E_2, ν du modèle anisotrope équivalent sont obtenus en résolvant simultanément les équations 2.23, 2.24 et 2.25.

2.4.5.6 Facteurs de concentration de contraintes

L'obtention du tenseur des contraintes *in situ* à l'aide de mesures réalisées avec une cellule *doorstopper*, nécessite d'établir la relation entre les contraintes en fond de trou et les contraintes *in situ*; le lien est effectué à l'aide de *facteurs de concentration de contraintes* (Leeman, 1964).

Pour un matériau isotrope, les contraintes en fond de trou $\sigma_{XX}, \sigma_{YY}, \sigma_{XY}$ sont liées aux contraintes *in situ* $S_{XX}, S_{YY}, S_{ZZ}, S_{XY}, S_{XZ}, S_{YZ}$ du même référentiel à l'aide de trois facteurs de concentration de contraintes indépendants A, B, C , selon l'équation matricielle 2.27 (Rahn, 1984). Le facteur A relie deux contraintes de même orientation dans le plan du fond de trou; le facteur B relie une contrainte dans le plan du fond de trou à une contrainte *in situ* orthogonale; le facteur C relie une contrainte dans le plan du fond de trou à la contrainte *in situ* parallèle à l'axe du forage; le facteur associé à la contrainte σ_{XY} est une fonction des facteurs A et B . Les contraintes en fond de trou $\sigma_{XX}, \sigma_{YY}, \sigma_{XY}$ sont indépendantes des cisaillements impliquant la direction Z parallèle au forage. Les facteurs de concentration de contraintes varient en fonction du coefficient de Poisson ν .

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{XX} \\ \sigma_{YY} \\ \sigma_{XY} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} A & B & C & 0 & 0 & 0 \\ B & A & C & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & A-B & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} S_{XX} \\ S_{YY} \\ S_{ZZ} \\ S_{XY} \\ S_{XZ} \\ S_{YZ} \end{Bmatrix} \quad (2.27)$$

Pour un matériau anisotrope ne présentant aucune symétrie, dix-huit facteurs de concentration de contraintes indépendants relient les contraintes en fond de trou $\sigma_{XX}, \sigma_{YY}, \sigma_{XY}$ aux contraintes *in situ* $S_{XX}, S_{YY}, S_{ZZ}, S_{XY}, S_{XZ}, S_{YZ}$ du même référentiel. Si le matériau est transversalement isotrope, alors le nombre de facteurs indépendants est réduit à dix; ceux-ci sont donnés à l'équation matricielle 2.28 (Borsetto *et al.*, 1984; Rahn, 1984). Les indices des facteurs A, B, C indiquent l'orientation de la contrainte en fond de trou concernée. Les facteurs D, E, F, G sont associés aux contraintes en cisaillement. L'équation matricielle 2.27 est obtenue à partir de l'équation 2.28 en posant $A_X = A_Y = A; B_X = B_Y = B; C_X = C_Y = C; D = A-B; E = F = G = 0$. Pour les matériaux

anisotropes, les facteurs de concentration de contraintes sont des fonctions du degré d'anisotropie E_1/E_2 , de l'orientation des axes d'anisotropie par rapport au forage et des coefficients de Poisson ν_1, ν_2 . Si le forage est parallèle au plan d'isotropie, les paramètres E, F, G sont nuls; le nombre de facteurs de concentration de contraintes indépendants est ainsi réduit à sept. Si le forage est perpendiculaire au plan d'isotropie, le nombre de facteurs indépendants est réduit à trois et l'équation matricielle 2.27 redevient valable. L'anisotropie est considérée à l'échelle de la zone d'influence du relâchement des contraintes.

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} A_x & B_x & C_x & 0 & 0 & F \\ B_y & A_y & C_y & 0 & 0 & G \\ 0 & 0 & 0 & D & E & 0 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} S_{xx} \\ S_{yy} \\ S_{zz} \\ S_{xy} \\ S_{xz} \\ S_{yz} \end{Bmatrix} \quad (2.28)$$

La détermination des facteurs de concentration de contraintes a d'abord été traitée à l'aide de modèles physiques par certains auteurs : Bonnechere et Fairhurst (1968), Van Heerden (1969). Ces travaux portent uniquement sur les matériaux isotropes. Des modèles numériques ont ensuite été utilisés pour établir les facteurs; cette méthodologie est maintenant couramment employée. Des relations empiriques ont ainsi pu être établies pour décrire les facteurs de concentration de contraintes pour les matériaux isotropes; les plus courantes sont celles de Rahn (1984). Ces travaux ont également permis de déterminer les facteurs de concentration de contraintes pour quelques configurations de matériaux anisotropes : seuls les cas où le forage est strictement parallèle ou perpendiculaire aux plans d'isotropie ont été étudiés. Pour ces cas, les facteurs sont présentés sous forme de tableaux de valeurs dans un article publié par Rahn (1984).

2.4.5.7 Obtention du tenseur des contraintes *in situ*

La dernière étape de l'interprétation de mesures réalisées avec une cellule *doorstopper* consiste à déterminer les six composantes indépendantes du tenseur des contraintes *in situ* $S_{xx}, S_{yy}, S_{zz}, S_{xy}, S_{xz}, S_{yz}$ en combinant les résultats obtenus avec i mesures. Les méthodes qui sont abordées dans ce texte proposent de combiner les composantes de contraintes obtenues avec i mesures; les paramètres de déformabilité utilisés pour calculer les contraintes en fond de trou $\sigma_{xx_i}, \sigma_{yy_i}, \sigma_{xy_i}$ peuvent varier d'une mesure à l'autre. Ces méthodes se distinguent de la méthode proposée par Gray et Toews (1967) qui consiste plutôt à combiner les déformations mesurées; le tenseur des contraintes est ensuite obtenu en considérant des paramètres de déformabilité moyens. De meilleurs résultats ont été observés avec les méthodes combinant les composantes de contraintes plutôt que les déformations, et ce, particulièrement pour les matériaux hétérogènes (Cloix, 2010). La méthode de Gray et Toews (1967) n'est donc pas abordée dans ce travail.

2.4.5.8 Séquence de calculs

Pour chaque mesure, trois composantes de contraintes en fond de trou $\sigma_{xx_i}, \sigma_{yy_i}, \sigma_{xy_i}$ sont obtenues à partir de la loi de comportement du matériau et des déformations mesurées

ε_{XXi} , ε_{YYi} , ε_{XYi} , comme expliqué à la sous-section 2.4.5.2. L'équation 2.27 ou 2.28, selon la loi de comportement du matériau, est ensuite inversée afin d'exprimer les contraintes *in situ* S_{XXi} , S_{YYi} , S_{XYi} (inconnues) en fonction des facteurs de concentration de contraintes (connus), des contraintes en fond de trou σ_{XXi} , σ_{YYi} , σ_{XYi} (connues) et des contraintes S_{ZZi} , S_{XZi} , S_{YZi} (inconnues) (Leeman, 1969). Un système à trois équations est ainsi obtenu pour chaque mesure; il est présenté à l'équation 2.29 pour les matériaux isotropes. Il s'agit d'un système indéterminé puisqu'il comprend quatre inconnues (S_{XXi} , S_{YYi} , S_{ZZi} , S_{XYi}).

$$\begin{cases} S_{XXi} = \frac{A\sigma_{XXi} - B\sigma_{YYi} + C(B-A)S_{ZZi}}{A^2 - B^2} \\ S_{YYi} = \frac{-B\sigma_{XXi} + A\sigma_{YYi} + C(B-A)S_{ZZi}}{A^2 - B^2} \\ S_{XYi} = \frac{\sigma_{XYi}}{A - B} \end{cases} \quad (2.29)$$

La méthode d'obtention du tenseur des contraintes dite *conventionnelle* consiste à combiner au minimum trois mesures et à résoudre le système de neuf équations ainsi posé; le nombre minimal de mesures est expliqué ultérieurement (Leeman, 1969). Cette méthode présente un inconvénient particulièrement important pour les matériaux hétérogènes : l'indétermination du système d'équations propre à chaque mesure crée une dépendance entre les résultats (Cloix, 2010). Pour pallier cet inconvénient, la méthode *RPR* fait usage d'une information supplémentaire disponible avec la lecture continue des jauges de déformations afin d'obtenir une quatrième équation par mesure; le système d'équations propre à chaque mesure devient alors déterminé et les résultats sont indépendants (Corthésy *et al.*, 1994). La méthode conventionnelle et la méthode RPR sont détaillées dans cette sous-section pour les matériaux isotropes; la généralisation aux matériaux transversalement isotropes est présentée en détail dans le mémoire de Ouellet (2012).

2.4.5.9 Généralités communes à la méthode conventionnelle et à la méthode RPR

Dans la suite, les référentiels locaux des forages F_i sont appelés $\{X_i, Y_i, Z_i\}$, avec Z_i les axes des forages. Ils s'expriment en fonction du référentiel de base $\{X, Y, Z\}$ selon l'équation 2.30, avec l_{ij} les cosinus directeurs des axes X_i, Y_i, Z_i par rapport aux axes X, Y, Z .

$$\begin{Bmatrix} X_i \\ Y_i \\ Z_i \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} l_{11} & l_{12} & l_{13} \\ l_{21} & l_{22} & l_{23} \\ l_{31} & l_{32} & l_{33} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} X \\ Y \\ Z \end{Bmatrix} \quad (2.30)$$

Les contraintes S_{XXi} , S_{YYi} , S_{ZZi} , S_{XYi} , S_{XZi} , S_{YZi} dans le référentiel $\{X_i, Y_i, Z_i\}$ s'expriment en fonction des contraintes S_{XX} , S_{YY} , S_{ZZ} , S_{XY} , S_{XZ} , S_{YZ} dans le référentiel $\{X, Y, Z\}$ selon les règles de rotation tensorielle; celles-ci sont énoncées à l'équation matricielle 2.31 (Jaeger *et al.*, 2007). Ces relations sont notamment utilisées pour combiner différentes mesures en les exprimant dans un même référentiel.

$$\begin{Bmatrix} S_{XX} \\ S_{YY} \\ S_{ZZ} \\ S_{XY} \\ S_{XZ} \\ S_{YZ} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} l_{1i}^2 & l_{12i}^2 & l_{13i}^2 & 2l_{11i}l_{12i} & 2l_{11i}l_{13i} & 2l_{12i}l_{13i} \\ l_{21i}^2 & l_{22i}^2 & l_{23i}^2 & 2l_{21i}l_{22i} & 2l_{21i}l_{23i} & 2l_{22i}l_{23i} \\ l_{31i}^2 & l_{32i}^2 & l_{33i}^2 & 2l_{31i}l_{32i} & 2l_{31i}l_{33i} & 2l_{32i}l_{33i} \\ l_{11i}l_{21i} & l_{12i}l_{22i} & l_{13i}l_{23i} & l_{11i}l_{22i} + l_{12i}l_{21i} & l_{11i}l_{23i} + l_{13i}l_{21i} & l_{12i}l_{23i} + l_{13i}l_{22i} \\ l_{21i}l_{31i} & l_{22i}l_{32i} & l_{23i}l_{33i} & l_{21i}l_{32i} + l_{22i}l_{31i} & l_{21i}l_{33i} + l_{23i}l_{31i} & l_{22i}l_{33i} + l_{23i}l_{32i} \\ l_{11i}l_{31i} & l_{12i}l_{32i} & l_{13i}l_{33i} & l_{11i}l_{32i} + l_{12i}l_{31i} & l_{11i}l_{33i} + l_{13i}l_{31i} & l_{12i}l_{33i} + l_{13i}l_{32i} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} S_{XX} \\ S_{YY} \\ S_{ZZ} \\ S_{XY} \\ S_{XZ} \\ S_{YZ} \end{Bmatrix} \quad (2.31)$$

La notation présentée à l'équation 2.32 est commune aux développements des deux méthodes d'interprétation. Le vecteur colonne \bar{D} regroupe les composantes de contraintes obtenues pour chaque mesure i ; les cosinus directeurs correspondants, issus de l'équation matricielle 2.31, sont contenus dans la matrice \bar{J} . Les dimensions du vecteur colonne \bar{D} et de la matrice \bar{J} sont adaptées selon la méthode d'interprétation : $3i$ composantes sont à considérer pour la méthode conventionnelle tandis que $4i$ composantes le sont pour la méthode RPR. Le tenseur des contraintes S est représenté selon la notation de Voigt.

$$\{\bar{D}\}_{(3i,4i) \times 1} = [\bar{J}]_{(3i,4i) \times 6} \{S\}_{6 \times 1} \quad (2.32)$$

Quelle que soit la méthode d'interprétation utilisée, la combinaison de plusieurs mesures entraîne la surdétermination du système 0. La méthode des moindres carrés, telle qu'énoncée à la sous-section 2.4.5.1, est alors utilisée. L'erreur e_i est définie comme étant l'écart entre une composante du vecteur colonne \bar{D} (connue) et sa valeur théorique calculée à partir des contraintes S_{XX} , S_{YY} , S_{ZZ} , S_{XY} , S_{XZ} , S_{YZ} (inconnues). L'expression de l'erreur e_i est donnée à l'équation 2.33.

$$e_i = \bar{D}_i - \sum_{j=1}^6 \bar{J}_{ij} S_j \quad (2.33)$$

Les contraintes S_{XX} , S_{YY} , S_{ZZ} , S_{XY} , S_{XZ} , S_{YZ} qui minimisent la somme des carrés des erreurs e_i sont recherchées; les équations 2.5 à 2.9 s'appliquent par analogie. Le résultat est présenté sous forme matricielle aux équations 2.34 à 2.36; le tenseur des contraintes S est obtenu en inversant l'équation 2.34.

$$[K]_{6 \times 6} \{S\}_{6 \times 1} = \{c\}_{6 \times 1} \quad (2.34)$$

$$[K]_{6 \times 6} = [\bar{J}]_{6 \times (3i,4i)}^T [\bar{J}]_{(3i,4i) \times 6} \quad (2.35)$$

$$\{\mathbf{c}\}_{6 \times 1} = [\mathbf{J}]_{6 \times (3i,4i)}^T \{\mathbf{D}\}_{(3i,4i) \times 1} \quad (2.36)$$

2.4.5.10 Méthode conventionnelle

L'obtention du tenseur des contraintes *in situ* à l'aide de la méthode conventionnelle repose sur la combinaison de systèmes d'équations indéterminés. Une manipulation algébrique, (Corthésy *et al.*, 1993) s'avère nécessaire : les contraintes *partielles* \bar{S}_{xx_i} , \bar{S}_{yy_i} , \bar{S}_{xy_i} (connues) sont définies aux équations 2.37 à 2.39 ainsi que le paramètre \bar{P} à l'équation 2.41. Le système 2.29 ainsi simplifié est présenté à l'équation 2.41.

$$\bar{S}_{xx_i} = \frac{A\sigma_{xx_i} - B\sigma_{yy_i}}{A^2 - B^2} \quad (2.37)$$

$$\bar{S}_{yy_i} = \frac{-B\sigma_{xx_i} + A\sigma_{yy_i}}{A^2 - B^2} \quad (2.38)$$

$$\bar{S}_{xy_i} = S_{xy_i} = \frac{\sigma_{xy_i}}{A - B} \quad (2.39)$$

$$\bar{P} = \frac{C(B - A)}{A^2 - B^2} \quad (2.40)$$

$$\begin{cases} S_{xx_i} = \bar{S}_{xx_i} + \bar{P}S_{zz_i} \\ S_{yy_i} = \bar{S}_{yy_i} + \bar{P}S_{zz_i} \\ S_{xy_i} = \bar{S}_{xy_i} \end{cases} \quad (2.41)$$

Le système matriciel 2.32 est résolu par les moindres carrés en inversant l'équation 2.34, avec le vecteur colonne \bar{D} et la matrice \bar{J} définis aux équations 2.42 et 2.43. Pour simplifier l'écriture, seules les trois rangées associées à une mesure i sont présentées. De plus, seule la première colonne de la matrice \bar{J} est détaillée; les termes des autres colonnes sont développés suivant la même logique à partir des cosinus directeurs l_{ij} de l'équation 2.31. Le vecteur colonne \bar{D} est constitué des contraintes partielles connues pour chaque mesure i .

$$\{D\}_{3 \times 1} = \begin{Bmatrix} S_{xx_i} \\ S_{yy_i} \\ S_{xy_i} \\ \dots \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} S_{xx_i} - PS_{zz_i} \\ S_{yy_i} - PS_{zz_i} \\ S_{xy_i} \\ \dots \end{Bmatrix} \quad (2.42)$$

$$[J]_{3 \times 6} = \begin{bmatrix} I_{11_i}^2 - P_{31_i}^2 & \dots \\ I_{21_i}^2 - P_{31_i}^2 & \dots \\ I_{11_i} I_{21_i} & \dots \\ \dots & \dots \end{bmatrix} \quad (2.43)$$

Lorsque deux mesures sont combinées, le rang de la matrice \bar{J} vaut 5 (système indéterminé); il vaut six lorsque trois mesures sont combinées (système déterminé) (Gray et Toews, 1967; Bonnechere et Fairhurst, 1968). Ainsi, trois tenseurs bidimensionnels $\{S_{xx_i}, S_{yy_i}, S_{xy_i}\}$ doivent au minimum être combinés afin de déterminer le tenseur des contraintes $\{S_{xx}, S_{yy}, S_{zz}, S_{xy}, S_{xz}, S_{yz}\}$; i est donc au minimum compris entre 1 et 3.

2.4.5.11 Méthode RPR

Le rapport *Recovered to Peak strain invariant Ratio* (RPR) est défini à l'équation 2.44; il correspond au rapport entre l'invariant moyen de déformation récupéré et celui au pic. Le calcul du rapport RPR est possible grâce à la lecture continue des jauges de déformations avec la cellule *doorstopper* modifiée. L'hypothèse selon laquelle il existe une relation entre le rapport RPR et le *Stress Ratio* (SR), défini à l'équation 2.45, permet d'obtenir une information supplémentaire sur la contrainte S_{zz_i} parallèle à l'axe du forage (Corthésy *et al.*, 1994). Les relations dites SR-RPR sont généralement déterminées par simulation numérique; elles sont contenues dans des abaques.

$$RPR = \frac{(I_1)_{\text{récupéré}}}{(I_1)_{\text{pic}}} \quad (2.44)$$

$$SR = \frac{2S_{zz}}{S_{xx} + S_{yy}} \quad (2.45)$$

Un système à quatre équations pour quatre inconnues est ainsi obtenu pour chaque mesure; il est présenté à l'équation 2.46 pour les matériaux isotropes; il s'agit d'un système déterminé.

$$\left\{ \begin{array}{l} S_{xx_i} = \frac{A\sigma_{xx_i} - B\sigma_{yy_i} + C(B-A)S_{zz_i}}{A^2 - B^2} \\ S_{yy_i} = \frac{-B\sigma_{xx_i} + A\sigma_{yy_i} + C(B-A)S_{zz_i}}{A^2 - B^2} \\ S_{zz_i} = f(RPR) = \frac{SR(S_{xx_i} + S_{yy_i})}{2} \\ S_{xy_i} = \frac{\sigma_{xy_i}}{A-B} \end{array} \right. \quad (2.46)$$

Le système matriciel 2.32 est résolu par moindres carrés en inversant l'équation 2.34, avec le vecteur colonne \bar{D} et la matrice \bar{J} définis aux équations 2.47 et 2.48; les simplifications d'écriture pour les équations 2.42 et 2.43 s'appliquent. La manipulation algébrique relative aux contraintes partielles n'est pas nécessaire avec la méthode RPR pour les matériaux isotropes puisque le système d'équations 2.46 propre à chaque mesure est déterminé.

$$\{\bar{D}\}_{4i \times 1} = \left\{ \begin{array}{c} S_{xx_i} \\ S_{yy_i} \\ S_{zz_i} \\ S_{xy_i} \\ \dots \end{array} \right\} \quad (2.47)$$

$$[\bar{J}]_{4i \times 6} = \left[\begin{array}{cc} I_{11_i}^2 & \dots \\ I_{21_i}^2 & \dots \\ I_{31_i}^2 & \dots \\ I_{11_i} I_{21_i} & \dots \\ \dots & \dots \end{array} \right] \quad (2.48)$$

Avec la méthode RPR, deux mesures dans des forages orientés différemment suffisent à déterminer le tenseur des contraintes S puisque le rang de la matrice \bar{J} vaut six avec seulement deux mesures; i est donc compris au minimum entre 1 et 2 (Corthésy *et al.*, 1994). Le fait que seules deux mesures dans des forages non parallèles soient nécessaires à l'obtention du tenseur des contraintes peut constituer, dans certains cas, un avantage de la méthode RPR. Il demeure toutefois préférable de combiner plusieurs mesures lors de la détermination du tenseur moyen d'une zone (Gray et Toews, 1967; Amadei et Stephansson, 1997).

3. OBJECTIFS ET HYPOTHÈSES DE RECHERCHE

L'objectif principal du présent projet est de fournir aux ingénieurs en mécanique des roches les outils leur permettant d'obtenir la meilleure estimation possible du champ de contraintes naturelles présent dans les massifs rocheux. Cela permet d'introduire des données de qualité dans les modèles de conception des excavations minières de manière à ce qu'elles soient sécuritaires pour les employés qui y travaillent.

Les chercheurs émettent l'hypothèse que l'atteinte de cet objectif requiert à la fois la mesure en continu de déformation récupérées de grande qualité ainsi qu'un modèle d'interprétation permettant le passage des déformations aux contraintes qui intègre le plus de données provenant du terrain, tout en considérant les véritables relations contrainte-déformation de la roche au point de mesure.

L'hypothèse exploitée dans l'approche suggérée dans ce projet de recherche est basée sur un principe statistique fondamental qui veut que, dans un système où les données comportent un bruit aléatoire, l'utilisation d'un plus grand nombre de données et une diminution du bruit ou de la dispersion permettent une meilleure estimation du phénomène que l'on cherche à quantifier. Partant de l'hypothèse que ce principe s'applique aux déformations enregistrées lors d'une mesure de contraintes, la recherche proposée a comme objectifs principaux : 1) l'amélioration des équipements de terrain disponibles afin de diminuer la dispersion des résultats (données de départ de qualité et dont la qualité peut être vérifiée); 2) la mise au point d'une méthode de calcul combinant le plus de données possible provenant du terrain qui répondent à des critères de qualité vérifiables en utilisant l'approche du problème inverse.

De plus, la méthode d'interprétation conventionnelle introduit un biais important sur l'estimation ponctuelle des contraintes puisque pour chaque mesure, il y a plus d'inconnues que d'équations. L'information manquante au point A est alors fournie par des mesures faites aux points B et C où le tenseur local est différent, puisque le massif rocheux est hétérogène tout comme le champ de contraintes. Cette différence induit alors un biais qui peut devenir très important, tout dépendant de l'hétérogénéité du champ de contraintes échantillonné.

L'hypothèse que les chercheurs ont déjà validée par modèle numérique (Cloix, 2010) est que la méthode proposée contourne parfaitement cette difficulté puisque le tenseur local partiel (obtenu d'une mesure ponctuelle en A) ne dépend aucunement des valeurs des tenseurs partiels mesurés en B et C.

4. MÉTHODOLOGIE ET RÉSULTATS

Le projet comporte 3 volets majeurs et distincts. L'un théorique qui s'attarde à l'interprétation des mesures et qui consiste à utiliser la totalité de la courbe de récupération des déformations en utilisant l'approche du problème inverse. Le deuxième volet est technique et il consiste en la mise au point d'un module de mesure et de capteurs de 2^e génération et en l'amélioration de certains des équipements qui sont utilisés sur le terrain. Le troisième et dernier volet consiste à combiner le résultat des deux premiers en procédant à des mesures en laboratoire et sur le terrain, avec les partenaires industriels, afin de tester les équipements et les méthodes de calcul proposés.

4.1 Méthode de calcul par problème inverse

Un problème inverse est une situation dans laquelle les causes d'un phénomène sont déterminées à partir des observations expérimentales de ses effets. Dans ce projet, nous voulons trouver les causes, soit le champ de contraintes naturelles, à partir des observations expérimentales de phénomènes que sont les courbes de récupération des déformations en fond de trou en fonction du relâchement des contraintes. La résolution du problème inverse passe par une étape initiale de modélisation du phénomène, dite problème direct, qui décrit comment les paramètres du modèle se traduisent en effets observables expérimentalement.

4.1.1 Modélisation du phénomène par simulation numérique de courbes de récupération

La mise en œuvre de la détermination des composantes du tenseur de contraintes par la méthode inverse requiert l'utilisation du principe de superposition en utilisant des courbes de récupération correspondant à des chargements unitaires, une technique utilisée par Ouellet (2012). Afin d'atteindre l'objectif visé par son mémoire, un grand nombre d'analyses numériques simulant le relâchement des contraintes aurait été requis afin de considérer plusieurs combinaisons de paramètres de déformabilité et plusieurs états de contraintes *in situ* différents. Pour réduire le nombre d'analyses requises et puisque le comportement de la roche a été considéré élastique linéaire, Ouellet (2012) a utilisé une approche basée sur la superposition des effets de chargements unitaires qui a été reprise dans ce projet.

Dans le but de simuler le relâchement des contraintes avec la technique du *doorstopper* modifié dans un milieu transversalement isotrope, Ouellet (2012) a fait appel au logiciel COMSOL Multiphysics®². Le modèle utilisé (figure 4.1) consiste en un cube de 1000 mm de côté, au centre duquel un forage NX est simulé. Ouellet (2012) a comparé la distribution de contraintes le long du trou pilote à la solution théorique de Kirsch pour un matériau isotrope et des différences inférieures à 0,5% ont été observées, permettant de conclure que les frontières du modèle sont suffisamment éloignées du trou pour que le modèle permette de simuler un trou circulaire dans un milieu infini. Pour chaque ensemble de paramètres de déformabilité et d'orientation des plans d'isotropie (figure 4.2), une contrainte unitaire est appliquée dans une seule direction à la fois,

² <https://www.comsol.fr/comsol-multiphysics>

soit S_{XX} , S_{YY} , S_{ZZ} , S_{XY} , S_{XZ} ou S_{YZ} . Les courbes de déformations récupérées obtenues en simulant le forage de relâchement des contraintes, sont alors produites pour chacun des cas de chargement et pour les quatre jauges virtuelles collées sur la cellule à 0° , 45° , 90° et 135° par rapport à l'axe X du fond du trou de forage. Par exemple, les six cas de chargement $S = \{1;0;0;0;0;0\}$ MPa, $S = \{0;1;0;0;0;0\}$ MPa, $S = \{0;0;1;0;0;0\}$ MPa, $S = \{0;0;0;1;0;0\}$ MPa, $S = \{0;0;0;0;1;0\}$ MPa et $S = \{0;0;0;0;0;1\}$ MPa sont appliqués pour des matériaux présentant une isotropie transversale.

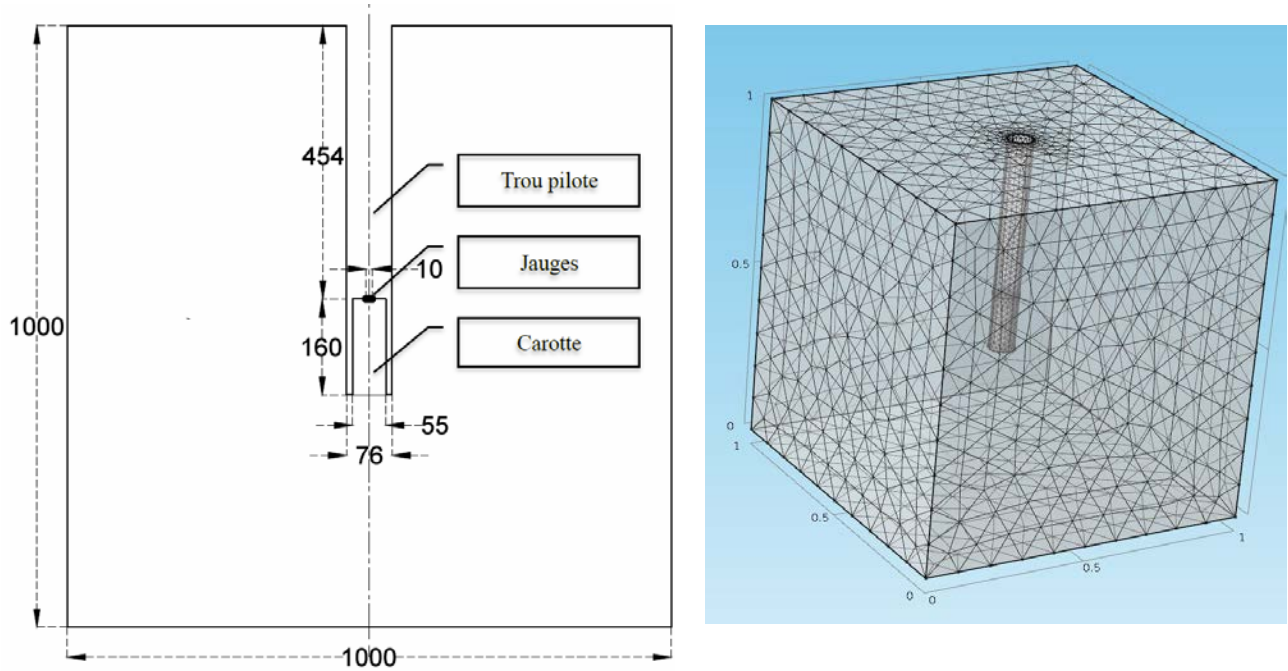


Figure 4.1 – Coupe bidimensionnelle et vue 3D du modèle COMSOL, dimensions en mm (Ouellet, 2012).

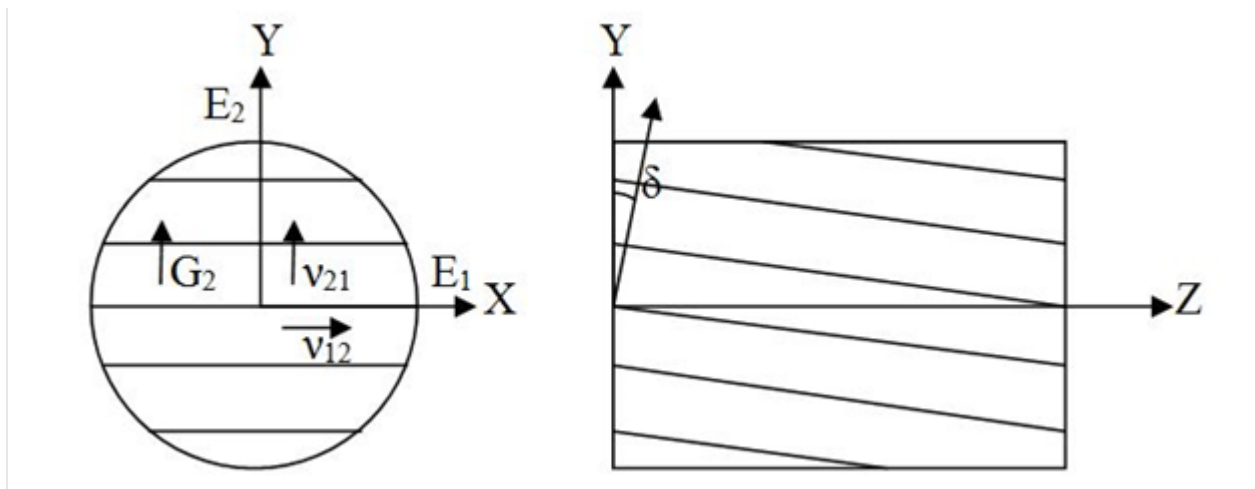


Figure 4.2 – Définition des paramètres de déformabilité et orientation des axes d'anisotropie (Vézina, 2014).

Pour les roches isotropes, seuls les quatre premiers cas de chargement sont nécessaires pour la simulation puisque les deux contraintes de cisaillement *in situ* ayant une composante normale au plan du fond de trou n'ont aucun effet sur les déformations en ce point. La figure 4.3 montre un exemple de courbes de déformations récupérées associées à des contraintes unitaires obtenues lors d'une simulation numérique. Dans cette figure, L est la longueur de prolongement du forage et D , le diamètre de la carotte.

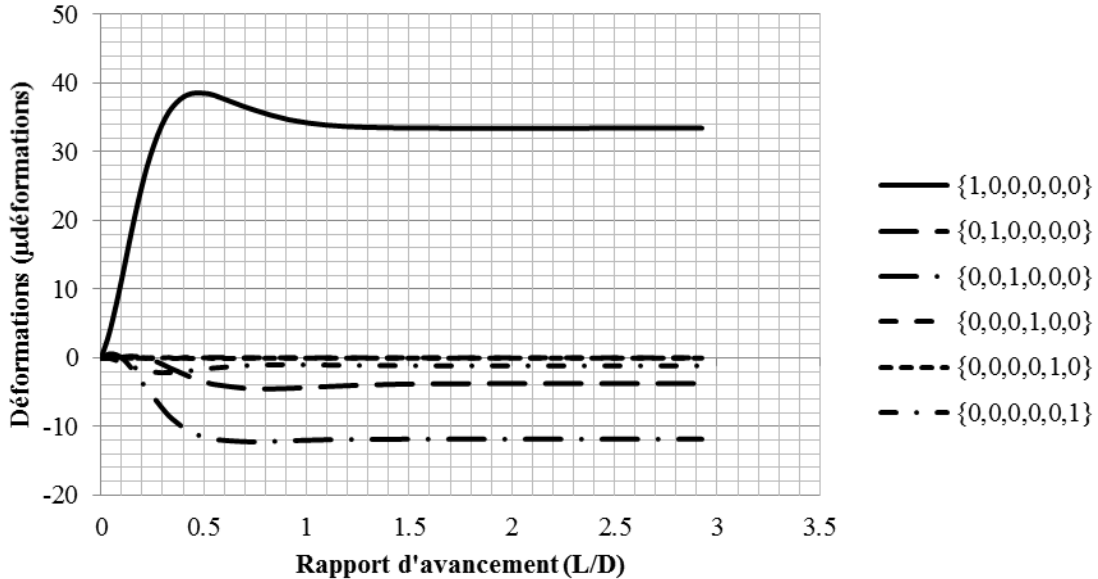


Figure 4.3 – Courbes de déformations récupérées sous la jauge ϵ_{0° (axe X) associées à des contraintes unitaires lorsque $E_1/E_2 = 2,00$, $\delta = 45^\circ$ et $\nu = 0,00$ (Ouellet, 2012).

Les courbes de récupération pour un chargement S que nous appelons (CS), sont produites par une combinaison linéaire des courbes de récupération pour les chargements unitaires comme indiqué à l'équation 4.1, où les composantes du tenseur S (S_{XX} , S_{YY} , S_{ZZ} , S_{XY} , S_{XZ} , S_{YZ}) sont exprimées en MPa :

$$CS = S_{XX}C\{1;0;0;0;0;0\}MPa + S_{YY}C\{0;1;0;0;0;0\}MPa + S_{ZZ}C\{0;0;1;0;0;0\}MPa + S_{XY}C\{0;0;0;1;0;0\}MPa + S_{XZ}C\{0;0;0;0;1;0\}MPa + S_{YZ}C\{0;0;0;0;0;1\}MPa \quad (4.1)$$

Ces courbes sont produites pour 29 pas d'avancement consistant à éliminer des éléments au passage d'un taillant virtuel, simulant le processus de forage sur une longueur de 160 mm. Les valeurs des pas sont présentées au tableau 4.1.

Un certain nombre de simulations ont été réalisées, chacune correspondant à une combinaison des paramètres suivants : le rapport d'anisotropie (E_1/E_2), une valeur de coefficient de Poisson ($\nu_1 = \nu_2 = \nu$) et la plongée de la normale au plan d'isotropie (δ). Comme illustré à la figure 4.2, E_1 est le module d'élasticité suivant la normale au plan d'isotropie et E_2 est celui qui est dans le plan d'isotropie. Les valeurs retenues pour les simulations sont les suivantes : $E_1/E_2 = \{1,00; 1,25; 1,50; 2,00\}$, $\nu_1 = \nu_2 = \nu = \{0,00; 0,10; 0,20; 0,30; 0,40\}$ et $\delta = \{0; 21; 30; 38; 45; 60; 90\}^\circ$.

Tableau 4.1 – Valeur des pas d’avancement utilisés dans le présent projet

| L (mm) | L/D | L (mm) | L/D |
|----------|-------|----------|-------|
| 0 | 0 | 0 | 0 |
| 2 | 0,037 | 30 | 0,548 |
| 4 | 0,073 | 40 | 0,731 |
| 6 | 0,110 | 50 | 0,914 |
| 8 | 0,146 | 60 | 1,097 |
| 10 | 0,183 | 70 | 1,280 |
| 12 | 0,219 | 80 | 1,463 |
| 14 | 0,256 | 90 | 1,645 |
| 16 | 0,293 | 100 | 1,828 |
| 18 | 0,329 | 110 | 2,011 |
| 20 | 0,366 | 120 | 2,194 |
| 22 | 0,402 | 130 | 2,377 |
| 24 | 0,439 | 140 | 2,559 |
| 26 | 0,475 | 150 | 2,742 |
| 28 | 0,512 | 160 | 2,925 |

4.1.2 Détermination des équations de lissage des courbes de récupération

Afin de pouvoir utiliser le principe de superposition essentiel à la mise en œuvre de la méthode inverse, il est nécessaire de trouver une équation qui sera en mesure de lisser chacune des courbes de récupération. Cette étape s’effectue à l’aide du logiciel TableCurve2D®. Ce dernier permet de trouver plusieurs équations lissant les courbes de récupération. L’équation retenue est une équation rationnelle polynomiale de degré 4 (éq. 4.2) qui a l’avantage de nécessiter peu de paramètres tout en présentant un coefficient de corrélation très élevé :

$$\varepsilon_{\theta^\circ}(S_{ij}=1) = \frac{a + c(L/D) + e(L/D)^2 + g(L/D)^3 + i(L/D)^4}{1 + b(L/D) + d(L/D)^2 + f(L/D)^3 + h(L/D)^4} \quad (4.2)$$

où a , b , c , d , e , f , g , h et i sont les paramètres obtenus par le logiciel TableCurve2D®, L est la longueur de surcarottage et D est le diamètre de la carotte, $\varepsilon_{\theta^\circ}(S_{ij}=1)$ est la déformation pour la jauge à θ° lorsqu’une contrainte unitaire est appliquée dans la direction de S_{ij} . Le processus est repris pour chaque composante de contraintes et chaque jauge afin de trouver les neuf paramètres « a » à « i » liés aux différentes combinaisons de paramètres de déformabilité du matériau. Étant donné qu’une cellule comporte quatre jauges de déformation, qu’il y a six composantes de contraintes indépendantes et que l’étude est faite pour cinq coefficients de Poisson, 120 équations sont nécessaires pour chaque combinaison de paramètres de déformabilité. Pour ce projet, seuls les angles $\delta = 0^\circ$ et 45° sont étudiés, il y a donc, au total, sept combinaisons différentes de E_1/E_2 et δ . Huit cent quarante (840) équations polynomiales rationnelles de degré 4

seraient alors requises afin de créer la base de données des équations. Cependant, tout dépendant du type d'anisotropie, on peut démontrer qu'une forme de symétrie existe et que certaines relations se répètent de façon identique ou ne requièrent qu'un changement de signe. Pour le détail de ces calculs, le lecteur peut se référer à Vézina (2014).

4.1.3 Estimation du tenseur de contraintes

Une fois les courbes de récupération liées à des chargements unitaires trouvées pour un ensemble de paramètres de déformabilité, l'utilisation du principe de superposition permet d'obtenir les déformations totales pour chaque jauge à chaque pas d'avancement (i) du forage et donc de reproduire entièrement les courbes de récupération. Dans les équations qui suivent S_{XX} , S_{YY} , S_{ZZ} , S_{XY} , S_{XZ} et S_{YZ} sont les composantes du tenseur de contraintes recherché. Ce sont aussi dans ces équations que se trouvent les facteurs multiplicateurs des déformations résultant des contraintes unitaires sous chacune des jauges à chaque pas de forage (i).

$$\begin{aligned} \varepsilon_{(i)0^\circ} = & \varepsilon_{(i)0^\circ(S_{xx}=1)} S_{xx} + \varepsilon_{(i)0^\circ(S_{yy}=1)} S_{yy} + \varepsilon_{(i)0^\circ(S_{zz}=1)} S_{zz} + \\ & \varepsilon_{(i)0^\circ(S_{xy}=1)} S_{xy} + \varepsilon_{(i)0^\circ(S_{xz}=1)} S_{xz} + \varepsilon_{(i)0^\circ(S_{yz}=1)} S_{yz} \end{aligned} \quad (4.3)$$

$$\begin{aligned} \varepsilon_{(i)90^\circ} = & \varepsilon_{(i)90^\circ(S_{xx}=1)} S_{xx} + \varepsilon_{(i)90^\circ(S_{yy}=1)} S_{yy} + \varepsilon_{(i)90^\circ(S_{zz}=1)} S_{zz} + \\ & \varepsilon_{(i)90^\circ(S_{xy}=1)} S_{xy} + \varepsilon_{(i)90^\circ(S_{xz}=1)} S_{xz} + \varepsilon_{(i)90^\circ(S_{yz}=1)} S_{yz} \end{aligned} \quad (4.4)$$

$$\begin{aligned} \varepsilon_{(i)45^\circ} = & \varepsilon_{(i)45^\circ(S_{xx}=1)} S_{xx} + \varepsilon_{(i)45^\circ(S_{yy}=1)} S_{yy} + \varepsilon_{(i)45^\circ(S_{zz}=1)} S_{zz} + \\ & \varepsilon_{(i)45^\circ(S_{xy}=1)} S_{xy} + \varepsilon_{(i)45^\circ(S_{xz}=1)} S_{xz} + \varepsilon_{(i)45^\circ(S_{yz}=1)} S_{yz} \end{aligned} \quad (4.5)$$

$$\begin{aligned} \varepsilon_{(i)135^\circ} = & \varepsilon_{(i)135^\circ(S_{xx}=1)} S_{xx} + \varepsilon_{(i)135^\circ(S_{yy}=1)} S_{yy} + \varepsilon_{(i)135^\circ(S_{zz}=1)} S_{zz} + \\ & \varepsilon_{(i)135^\circ(S_{xy}=1)} S_{xy} + \varepsilon_{(i)135^\circ(S_{xz}=1)} S_{xz} + \varepsilon_{(i)135^\circ(S_{yz}=1)} S_{yz} \end{aligned} \quad (4.6)$$

Si nous n'avons qu'un pas pour un rapport L/D donné, nous aurions un système de 3 équations pour 6 inconnues. Il n'y a que 3 équations indépendantes puisque seulement 3 déformations sont indépendantes dans le plan de mesure. Toutefois, l'équation redondante donnée par la 4^e jauge est conservée et l'information supplémentaire qu'elle fournit est traitée par la méthode des moindres carrés. C'est ce système d'équations indéterminé que l'on retrouve avec la méthode d'interprétation conventionnelle qui explique que 3 sondages d'orientations différentes sont requis pour estimer les 6 composantes du tenseur de contraintes.

Pour chaque pas d'avancement i simulant le forage, nous pouvons écrire les équations 4.3 à 4.6 sous forme matricielle comme suit :

$$\begin{pmatrix} \mathcal{E}(i)0^\circ \\ \mathcal{E}(i)45^\circ \\ \mathcal{E}(i)90^\circ \\ \mathcal{E}(i)135^\circ \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} \mathcal{E}(i)0^\circ_{S_{xx}} & \mathcal{E}(i)0^\circ_{S_{yy}} & \mathcal{E}(i)0^\circ_{S_{zz}} & \mathcal{E}(i)0^\circ_{S_{xy}} & \mathcal{E}(i)0^\circ_{S_{xz}} & \mathcal{E}(i)0^\circ_{S_{yz}} \\ \mathcal{E}(i)45^\circ_{S_{xx}} & \mathcal{E}(i)45^\circ_{S_{yy}} & \mathcal{E}(i)45^\circ_{S_{zz}} & \mathcal{E}(i)45^\circ_{S_{xy}} & \mathcal{E}(i)45^\circ_{S_{xz}} & \mathcal{E}(i)45^\circ_{S_{yz}} \\ \mathcal{E}(i)90^\circ_{S_{xx}} & \mathcal{E}(i)90^\circ_{S_{yy}} & \mathcal{E}(i)90^\circ_{S_{zz}} & \mathcal{E}(i)90^\circ_{S_{xy}} & \mathcal{E}(i)90^\circ_{S_{xz}} & \mathcal{E}(i)90^\circ_{S_{yz}} \\ \mathcal{E}(i)135^\circ_{S_{xx}} & \mathcal{E}(i)135^\circ_{S_{yy}} & \mathcal{E}(i)135^\circ_{S_{zz}} & \mathcal{E}(i)135^\circ_{S_{xy}} & \mathcal{E}(i)135^\circ_{S_{xz}} & \mathcal{E}(i)135^\circ_{S_{yz}} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} S_{xx} \\ S_{yy} \\ S_{zz} \\ S_{xy} \\ S_{xz} \\ S_{yz} \end{pmatrix} \quad (4.7)$$

Toutefois, si l'on écrit le système matriciel 4.7 pour chaque pas de forage, nous obtenons un système d'équations linéaires surdéterminé (éq. 4.8), qui comporte toujours 6 inconnues, soit les composantes du tenseur recherché, mais pour lequel nous avons $29 \times 3 = 87$ équations indépendantes, sur les 116 que le système comporte. Notons que le nombre d'équations présentées ici n'est lié qu'au choix du nombre de pas de forage dans le modèle numérique. Lorsque des mesures provenant du terrain sont traitées, le nombre d'équations peut atteindre des milliers puisque la courbe de récupération générée à l'aide de lectures faites à une fréquence de 1 Hz avec le module d'acquisition, permet d'obtenir beaucoup plus de détails que ce que donne le modèle numérique dont le pas d'avancement est limité par la taille des éléments.

$$\begin{pmatrix} \mathcal{E}(1)0^\circ \\ \mathcal{E}(1)45^\circ \\ \mathcal{E}(1)90^\circ \\ \mathcal{E}(1)135^\circ \\ \vdots \\ \mathcal{E}(29)0^\circ \\ \mathcal{E}(29)45^\circ \\ \mathcal{E}(29)90^\circ \\ \mathcal{E}(29)135^\circ \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} \mathcal{E}(1)0^\circ_{S_{xx}} & \mathcal{E}(1)0^\circ_{S_{yy}} & \mathcal{E}(1)0^\circ_{S_{zz}} & \mathcal{E}(1)0^\circ_{S_{xy}} & \mathcal{E}(1)0^\circ_{S_{xz}} & \mathcal{E}(1)0^\circ_{S_{yz}} \\ \mathcal{E}(1)45^\circ_{S_{xx}} & \mathcal{E}(1)45^\circ_{S_{yy}} & \mathcal{E}(1)45^\circ_{S_{zz}} & \mathcal{E}(1)45^\circ_{S_{xy}} & \mathcal{E}(1)45^\circ_{S_{xz}} & \mathcal{E}(1)45^\circ_{S_{yz}} \\ \mathcal{E}(1)90^\circ_{S_{xx}} & \mathcal{E}(1)90^\circ_{S_{yy}} & \mathcal{E}(1)90^\circ_{S_{zz}} & \mathcal{E}(1)90^\circ_{S_{xy}} & \mathcal{E}(1)90^\circ_{S_{xz}} & \mathcal{E}(1)90^\circ_{S_{yz}} \\ \mathcal{E}(1)135^\circ_{S_{xx}} & \mathcal{E}(1)135^\circ_{S_{yy}} & \mathcal{E}(1)135^\circ_{S_{zz}} & \mathcal{E}(1)135^\circ_{S_{xy}} & \mathcal{E}(1)135^\circ_{S_{xz}} & \mathcal{E}(1)135^\circ_{S_{yz}} \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ \mathcal{E}(29)0^\circ_{S_{xx}} & \mathcal{E}(29)0^\circ_{S_{yy}} & \mathcal{E}(29)0^\circ_{S_{zz}} & \mathcal{E}(29)0^\circ_{S_{xy}} & \mathcal{E}(29)0^\circ_{S_{xz}} & \mathcal{E}(29)0^\circ_{S_{yz}} \\ \mathcal{E}(29)45^\circ_{S_{xx}} & \mathcal{E}(29)45^\circ_{S_{yy}} & \mathcal{E}(29)45^\circ_{S_{zz}} & \mathcal{E}(29)45^\circ_{S_{xy}} & \mathcal{E}(29)45^\circ_{S_{xz}} & \mathcal{E}(29)45^\circ_{S_{yz}} \\ \mathcal{E}(29)90^\circ_{S_{xx}} & \mathcal{E}(29)90^\circ_{S_{yy}} & \mathcal{E}(29)90^\circ_{S_{zz}} & \mathcal{E}(29)90^\circ_{S_{xy}} & \mathcal{E}(29)90^\circ_{S_{xz}} & \mathcal{E}(29)90^\circ_{S_{yz}} \\ \mathcal{E}(29)135^\circ_{S_{xx}} & \mathcal{E}(29)135^\circ_{S_{yy}} & \mathcal{E}(29)135^\circ_{S_{zz}} & \mathcal{E}(29)135^\circ_{S_{xy}} & \mathcal{E}(29)135^\circ_{S_{xz}} & \mathcal{E}(29)135^\circ_{S_{yz}} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} S_{xx} \\ S_{yy} \\ S_{zz} \\ S_{xy} \\ S_{xz} \\ S_{yz} \end{pmatrix} \quad (4.8)$$

Quatre différentes approches matricielles ont été identifiées pour résoudre le système d'équation surdéterminé (4.8) afin d'obtenir le tenseur de contraintes. Ces méthodes sont :

- les moindres carrés avec le solveur de Microsoft Excel©;
- la méthode de l'équation normale;
- la méthode de la décomposition QR;
- la méthode de la matrice pseudo-inverse et SVD.

Toutes ces méthodes donnant des résultats parfaitement identiques, l'approche par moindres carrés avec le Solveur d'Excel© a été retenue pour des raisons de simplicité. Cette méthode consiste à trouver, par le biais du solveur, les valeurs des composantes du tenseur de contraintes qui minimisent la différence au carré entre les déformations mesurées sur le terrain et celles générées grâce au modèle numérique COMSOL et le principe de superposition, pour le matériau représentant le comportement élastique observé sur le terrain au point de mesure, grâce à deux essais qui seront décrits plus loin. La méthode du gradient réduit généralisé (GRG) a été utilisée comme moteur de calcul dans le Solveur. Cette méthode est efficace pour des problèmes non linéaires lissés.

4.2 Validation de la méthode inverse

Afin de pouvoir valider l'efficacité de la méthode inverse, il est nécessaire de disposer de données provenant de situations pour lesquelles les contraintes recherchées et le comportement de la roche sont connus *a priori*. Deux approches sont alors possibles.

La première est l'approche expérimentale où des contraintes connues sont appliquées sur un matériau de propriétés connues. Cela présente des limites majeures. Comme il s'agit de tester des matériaux anisotropes, la production de tels matériaux en contrôlant leurs propriétés est extrêmement complexe et coûteuse. De plus, il faudrait produire autant de matériaux qu'il y a de cas différents simulés, rendant cette approche impraticable. Finalement, des sources d'erreurs potentiellement non quantifiables comme le gonflement du matériau en présence d'eau ou les effets thermiques pourraient brouiller les résultats, rendant difficiles des analyses de sensibilité de la méthode avec certains paramètres. Une validation en laboratoire pour un cas simple a toutefois été faite et est présentée à la sous-section 4.7.

La deuxième approche consiste à générer des courbes de récupération à partir d'un modèle numérique. C'est ce que nous appelons des courbes synthétiques. Cette façon de faire présente plusieurs avantages et certains inconvénients. Les avantages évidents sont la flexibilité, l'économie de temps et d'argent, de même que la facilité à contrôler indépendamment certains des paramètres pouvant affecter les résultats. Les inconvénients sont la difficulté d'introduire des effets parasites qui peuvent être présents sur le terrain. Concernant ce point, des mesures *in situ* ayant été intégrées au projet, ces effets seront considérés dans les sous-sections à venir.

Il est évident qu'en procédant à une analyse de données synthétiques, il est attendu que la méthode inverse donne la solution exacte au problème posé. Si ce n'était pas le cas, des erreurs seraient présentes dans la procédure mathématique ou le modèle numérique. Toutefois, des éléments qui peuvent être présents lors de mesures provenant du terrain, comme le bruit sur le signal mesuré, peuvent être ajoutés à ces courbes synthétiques afin de vérifier le potentiel de la méthode dans ce contexte et de la comparer aux autres méthodes de calcul (conventionnelle ou RPR) lorsqu'elles sont utilisées avec les mêmes données.

La figure 4.4 montre un exemple de la justesse des courbes de déformations simulées pour chacune des jauges pour un cas de chargement quelconque dans un matériau anisotrope dont les axes d'anisotropie ne coïncident pas avec l'axe du sondage. Les courbes de déformations simulées et estimées par méthode inverse se superposent parfaitement. Cet exemple est pour un cas de chargement $S = \{10, 20, 30, 10, 15, 10\}$ MPa lorsque $E_1/E_2 = 2,00$; $\delta = 45^\circ$ et $\nu = 0,20$.

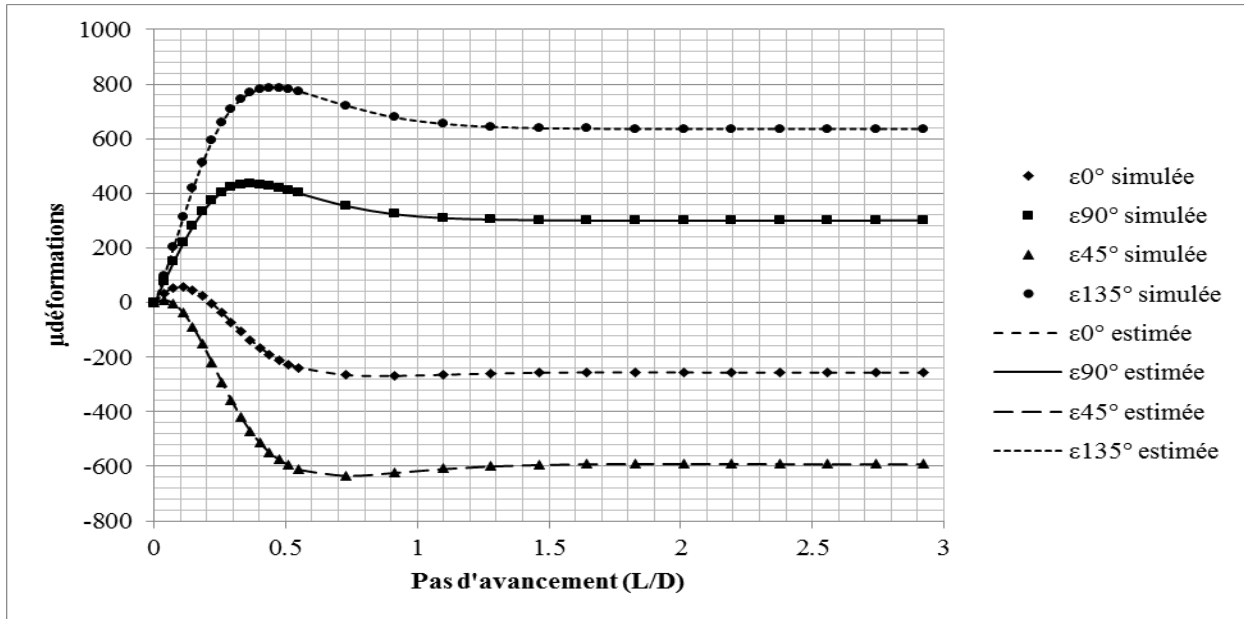


Figure 4.4 – Courbes de déformations récupérées totales réelles et estimées sous les 4 jauges, associées au chargement $S = \{10, 20, 30, 10, 15, 10\}$ MPa lorsque $E_1/E_2 = 2,00$, $\delta = 45^\circ$ et $\nu = 0,20$ (Vézina, 2014).

Les contraintes calculées par méthode inverse dans ce cas correspondent à la troisième décimale aux contraintes appliquées sur le modèle, ce qui confirme que la procédure adoptée ne comporte pas d'erreur fondamentale et démontre aussi qu'il est possible de calculer, dans cette situation idéale, les six composantes du tenseur de contraintes à l'aide d'une mesure dans un seul sondage.

4.2.1 Ajout de bruit aléatoire

L'efficacité de la méthode de calcul inverse en présence de courbes de récupération irrégulières comportant du bruit a été validée. De telles courbes ont été générées en ajoutant un bruit aléatoire aux courbes de récupération synthétiques selon une fonction de densité de probabilité équiprobable avec des déformations comprises entre deux bornes dont la valeur représente un pourcentage de la déformation principale majeure récupérée. La figure 4.5 montre un exemple de courbe de récupération où un bruit maximum correspondant à 16 % de la déformation principale majeure a été ajouté.

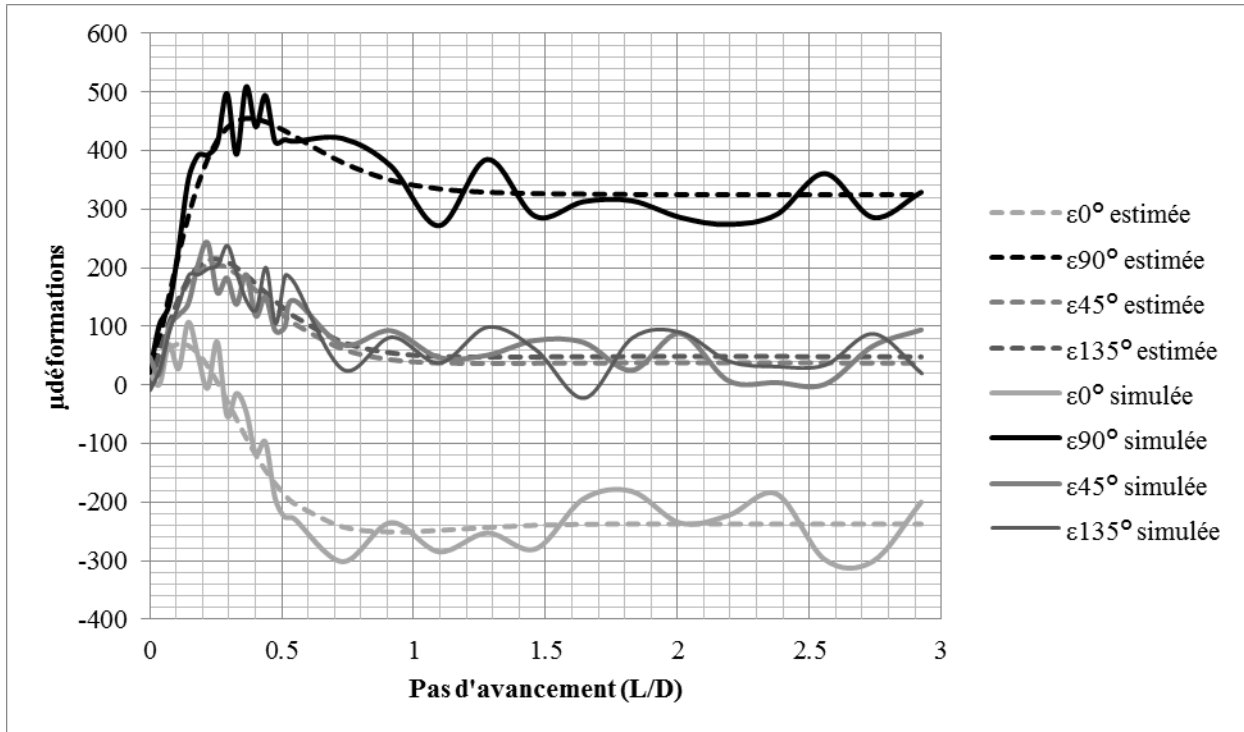


Figure 4.5 – Courbes de déformations récupérées synthétiques comportant un bruit aléatoire de 20 % et estimées par méthode inverse pour un chargement appliqué $S = \{10, 20, 30, 0, 0, 0\}$ avec $E = 30 \text{ GPa}$ et $\nu = 0,20$ (Vézina, 2014).

Comme le bruit est aléatoire, la justesse de l’estimation des contraintes par méthode inverse varie d’une simulation à l’autre. Cette justesse varie aussi en fonction de la grandeur relative des différentes composantes de contraintes. Pour établir un lien entre l’erreur moyenne sur l’estimation des contraintes et le niveau de bruit, 20 simulations ont été réalisées avec chaque valeur de bruit comprise entre $\pm 5 \%$, $\pm 10 \%$, $\pm 15 \%$, $\pm 20 \%$, $\pm 25 \%$ et $\pm 30 \%$ de la valeur de la déformation principale majeure récupérée.

Les figures 4.6 à 4.8 illustrent pour trois cas de chargements différents, les variations des différences moyennes entre les contraintes appliquées S_{XX} , S_{YY} , S_{ZZ} et S_{XY} et estimées en fonction du niveau de bruit. On est à même de constater que, selon l’état de contrainte appliqué, les erreurs sont passablement différentes. Nous pouvons faire les observations suivantes pour un même niveau de bruit :

- la différence sur S_{ZZ} est toujours la plus grande;
- la différence sur S_{XY} est toujours la plus petite;
- les différences sur S_{XX} et S_{YY} sont égales et se situent entre l’erreur sur S_{ZZ} et S_{XY} ;
- les différences augmentent avec la diminution de la grandeur de S_{ZZ} relativement aux autres composantes.

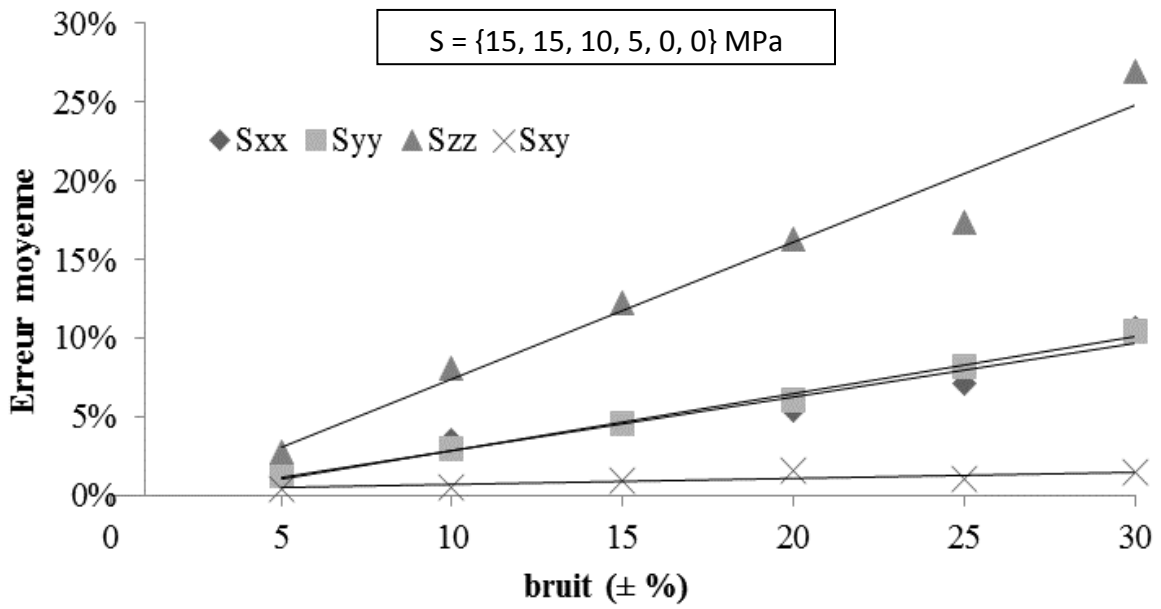


Figure 4.6 – Erreur moyenne sur les composantes de contraintes en fonction du bruit (Vézina, 2014).

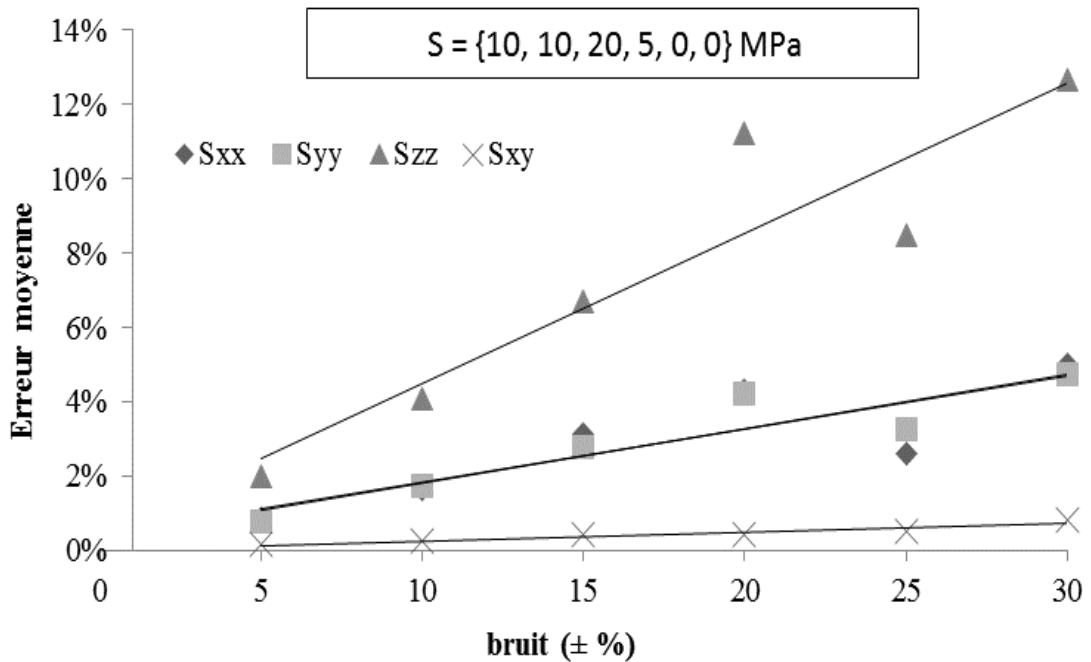


Figure 4.7 – Erreur moyenne sur les composantes de contraintes en fonction du bruit (Vézina, 2014).

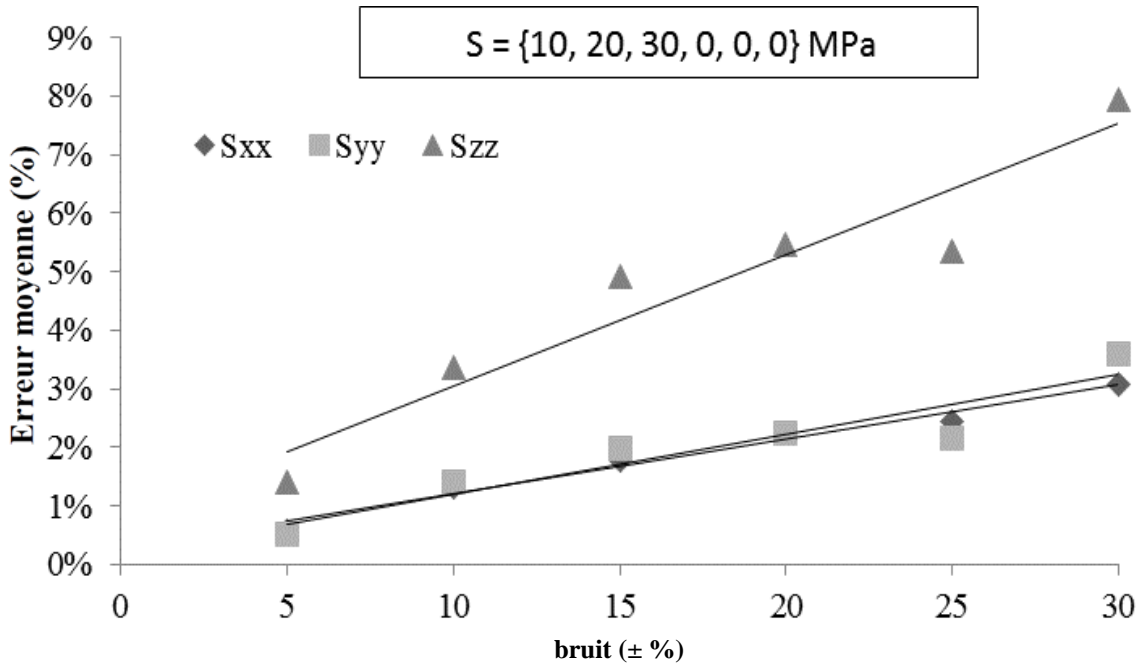


Figure 4.8 – Erreur moyenne sur les composantes de contraintes en fonction du bruit (Vézina, 2014).

Ces observations s’expliquent par le lien qui existe entre les contraintes en place et leur effet en fond de trou, ce lien s’exprimant à travers les facteurs de concentration de contraintes. Pour fins de simplification, le cas d’une roche isotrope est présenté.

L’équation 2.27 démontre le lien entre les contraintes en place (S_{ij}) et les contraintes en fond de trou (σ_{ij}) par le biais des facteurs de concentration A , B et C qui sont eux-mêmes fonction du coefficient de Poisson de la roche. Rahn (1984) a proposé des relations entre le coefficient de Poisson et les facteurs de concentration présentées graphiquement à la figure 4.9.

Ce que l’on constate sur cette figure est que le facteur le plus grand, D , est celui qui fait le lien entre les contraintes de cisaillement (S_{XY} et σ_{XY}) et c’est sur cette composante de contraintes que l’erreur est la plus faible. Le facteur C , lié à la composante S_{ZZ} , est en valeur absolue près de trois fois plus faible que le facteur D et environ deux fois plus faible que le facteur A . Par conséquent, dans un système comportant du bruit, l’estimation de la contrainte S_{XY} sera la moins affectée par ce bruit, S_{XX} et S_{YY} le seront un peu plus alors que S_{ZZ} sera la composante la plus affectée. La grandeur relative des contraintes va dans le même sens. On constate que les erreurs les plus importantes se retrouvent dans le cas de chargement où la contrainte S_{ZZ} est la plus petite par rapport aux autres composantes. Si S_{ZZ} est faible, son effet en fond de trou l’est aussi et est masqué par le niveau de bruit associé aux autres composantes. La raison pour laquelle l’erreur sur les autres composantes (S_{XX} et S_{YY}) augmente aussi est que, comme le montre l’équation 2.29, leurs valeurs sont interreliées.

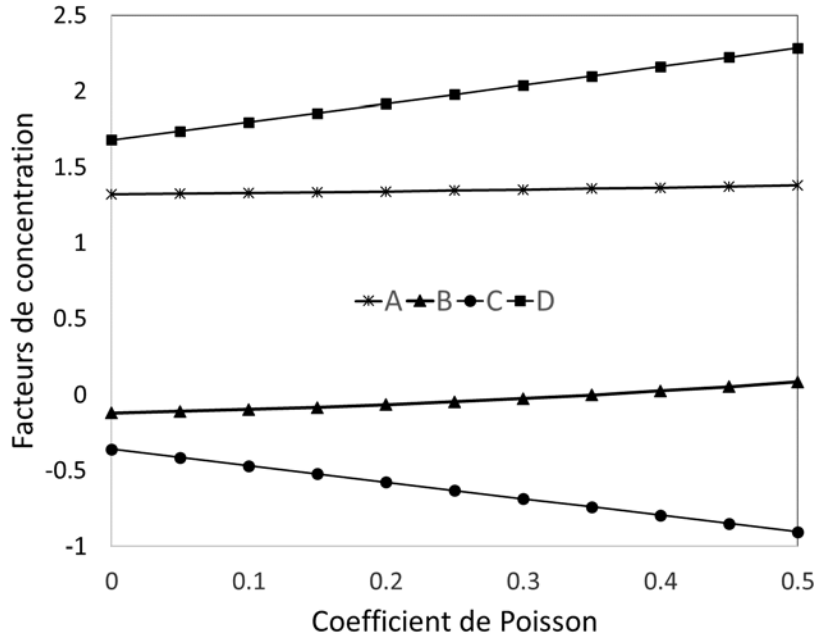


Figure 4.9 – Facteurs de concentration de contraintes pour un matériau isotrope (Ouellet, 2012).

4.3 Comparaison avec les autres méthodes de calcul

L'intérêt de la méthode inverse réside dans l'avantage marqué qu'elle présente par rapport à la méthode conventionnelle, à savoir qu'elle permet, en théorie, l'estimation du tenseur de contraintes complet à partir d'une seule mesure, si la roche dans laquelle la mesure est conduite est anisotrope, alors que la méthode conventionnelle requiert au minimum trois mesures dans trois sondages d'orientations différentes. Cet avantage n'est toutefois que théorique puisqu'en pratique, les composantes *in situ* S_{ZX} et S_{ZY} n'ont que très peu d'effets en fond de trou et il devient alors difficile de les déterminer avec une justesse acceptable. La méthode inverse se limite donc, en pratique, à évaluer les mêmes composantes que celles qui peuvent l'être avec la méthode RPR, à savoir S_{XX} , S_{YY} , S_{ZZ} et S_{XY} lorsque l'axe z est parallèle au sondage. Toutefois, l'avantage anticipé est que comme la méthode RPR n'est basée que sur l'utilisation de deux points sur la courbe de récupération, lorsque ces courbes sont entachées de bruit, le choix de ces points devient critique et peut grandement influencer la justesse des mesures. De plus, aucun mécanisme de lissage comme celui qui est intrinsèque à la méthode inverse n'est disponible. Il est alors souhaitable de faire une comparaison entre la performance des deux méthodes de calcul, toujours en faisant appel à des données synthétiques provenant de modèles numériques pour les raisons invoquées précédemment. Dans ces modèles, le rapport $E_1/E_2 = 2.0$, $\nu_1 = \nu_2 = 0.20$ et l'angle $\delta = 0^\circ$.

Trois états de contraintes différents ont été analysés et, pour chaque état, une série de 10 courbes de récupération comportant un niveau de bruit de $\pm 20\%$ a été générée. Pour la méthode RPR, les relations SR-RPR pour un matériau anisotrope proposées par Ouellet (2012) répondant aux caractéristiques énoncées ici ont été utilisées. Notons qu'avec les matériaux anisotropes, comme les relations SR-RPR dépendent du rapport S_{XX}/S_{YY} et que son obtention requiert des itérations, nous avons supposé ces valeurs connues au départ (nous contrôlons les contraintes) afin de

simplifier les calculs. Cela avantage toutefois la méthode RPR par rapport à la méthode inverse qui ne requiert pas la connaissance du rapport S_{XX}/S_{YY} . Dans les résultats qui suivent, présentés aux figures 4.10 à 4.12, la nette supériorité de la méthode inverse est démontrée relativement à la méthode RPR. La même tendance que celle notée plus tôt se répète, à savoir que les erreurs les plus importantes sont associées à la composante S_{ZZ} alors que l'erreur la plus faible est liée à la composante de cisaillement S_{XY} , les composantes S_{XX} et S_{YY} se situant entre les deux autres. De plus, la grandeur des erreurs est aussi en lien avec l'intensité de la composante S_{ZZ} , relativement à l'erreur des autres composantes. Cela revient à dire que si l'on n'utilise qu'un seul forage, celui-ci aurait avantage à être orienté parallèlement à la contrainte *in situ* principale mineure. Une comparaison avec la méthode de calcul conventionnelle n'est pas possible puisque, dans ce cas, le système possède un nombre d'inconnues qui dépasse le nombre d'équations. Les calculs individuels à partir d'une même courbe de récupération ne sont donc pas possibles.

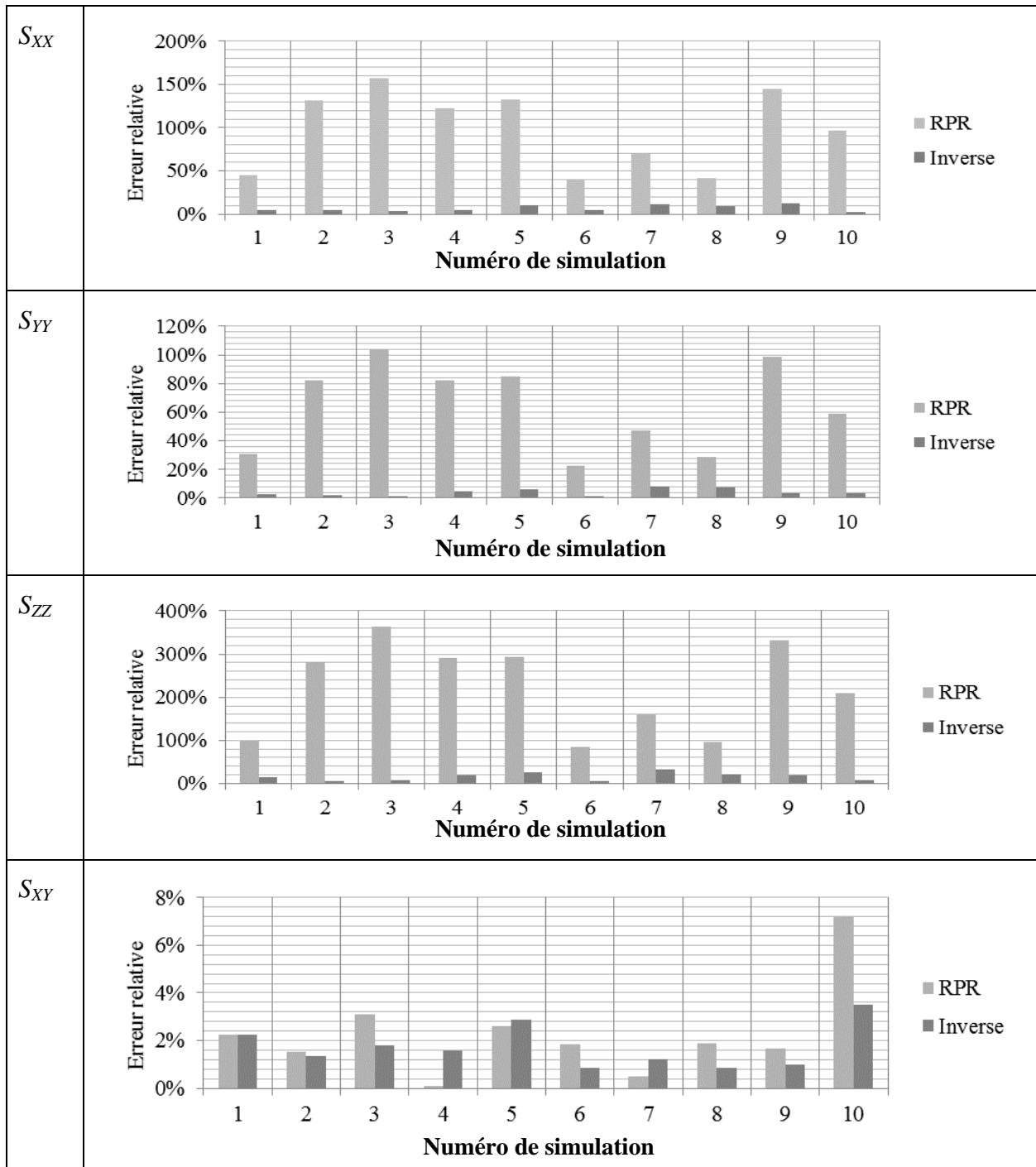


Figure 4.10 – Comparaison des erreurs relatives obtenues avec les méthodes inverse et RPR, pour chaque composante de contraintes lorsque $S = \{10, 20, 30, 10, 15, 10\}$ MPa, $E_1/E_2 = 2,00$, $\delta = 0^\circ$ et $\nu = 0,20$ (Vézina, 2014).

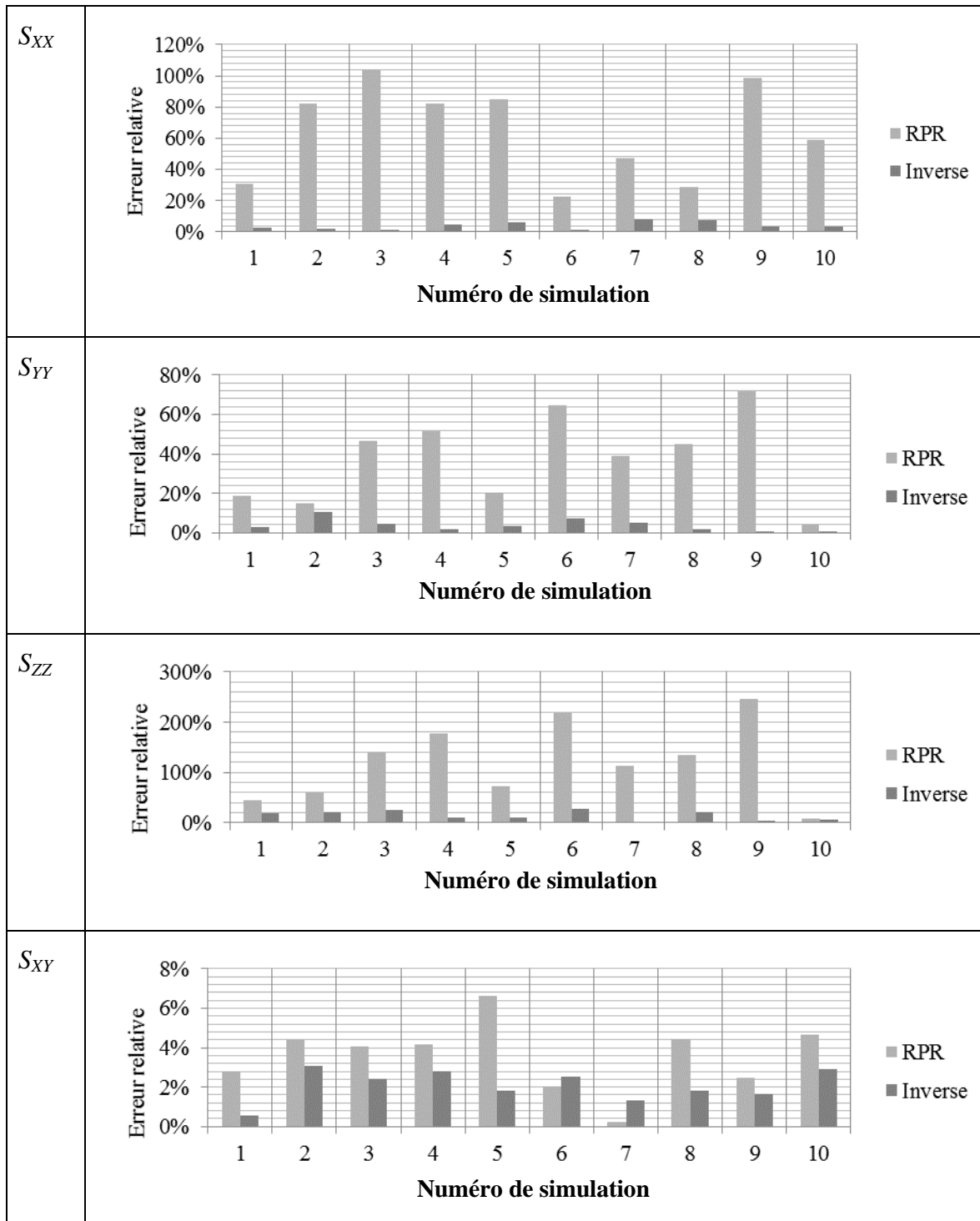


Figure 4.11 – Comparaison des erreurs relatives obtenues avec les méthodes inverse et RPR, pour chaque composante de contraintes lorsque $S = \{15, 15, 10, 5, 15, 10\}$ MPa, $E_1/E_2 = 2,00$, $\delta = 0^\circ$ et $\nu = 0,20$ (Vézina, 2014).

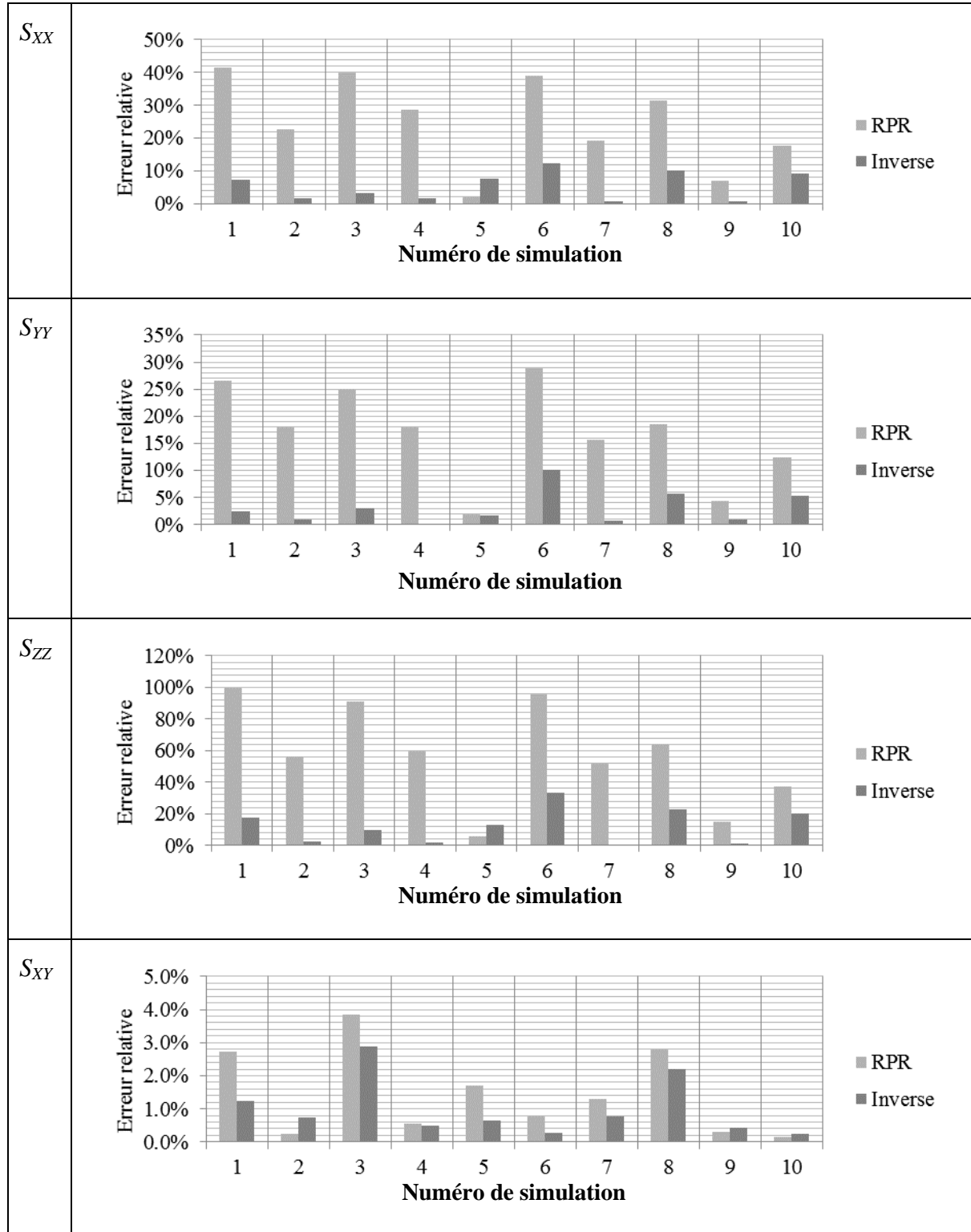


Figure 4.12 – Comparaison des erreurs relatives obtenues avec les méthodes inverse et RPR, pour chaque composante de contraintes lorsque $S = \{10, 10, 20, 5, 15, 10\}$ MPa, $E_1/E_2 = 2,00$, $\delta = 0^\circ$ et $\nu = 0,20$ (Vézina, 2014).

4.4 Analyse de sensibilité

Maintenant que la supériorité de la méthode inverse sur la méthode RPR en présence de courbes de récupération irrégulières a été démontrée, des résultats de modèles numériques seront encore utilisés pour réaliser des analyses de sensibilité sur certains facteurs pouvant influencer la justesse des mesures obtenues avec la méthode inverse.

4.4.1 Analyse des paramètres de déformabilité secondaires

Lorsqu'une carotte de roc est soumise aux essais en laboratoire tels que l'essai de compression biaxiale et l'essai de compression diamétrale, il est impossible de déduire l'orientation exacte des plans d'isotropie lorsque ceux-ci ne sont pas visibles à l'œil nu. Il existe des méthodes pour le faire, mais celles-ci sont complexes. Gonzaga *et al.* (2008) présentent une telle méthodologie. C'est la raison pour laquelle le choix est fait de supposer que l'angle $\delta = 0^\circ$ quand il ne peut être mesuré.

En fixant $\delta = 0^\circ$ même si $\delta \neq 0^\circ$, les courbes de récupération produites pour le cas $\delta = 0^\circ$ seront utilisées pour cette analyse. Soit E_1 , E_2 et ν , les paramètres de déformabilité principaux du matériau au point de mesure, c'est-à-dire ceux qui prévalent dans les directions réelles des axes d'anisotropie. Si $\delta \neq 0$, les essais en laboratoire donnent des valeurs de paramètres de déformabilité qualifiés de secondaires et qui sont ceux définis par les relations suivantes :

$$E_x = E_1 \quad (4.9)$$

$$E_y = \frac{E_1 E_2}{E_1 \sin^2(90 - \delta) + E_2 \cos^2(90 - \delta)} \quad (4.10)$$

$$\nu_{xy} = \nu \quad (4.11)$$

$$\nu_{yx} = \frac{\left(\frac{E_2}{E_1}\right) \nu}{\sin^2(90 - \delta) + \left(\frac{E_2}{E_1}\right) \cos^2(90 - \delta)} \quad (4.12)$$

où E_x , E_y et ν_{yx} sont ceux qui seront mesurés à la suite des essais de rechargement de la carotte récupérée. Si l'angle δ est connu, il est également possible de retrouver les paramètres principaux à partir des paramètres secondaires en faisant le chemin inverse.

$$E_1 = E_x \quad (4.13)$$

$$E_2 = \frac{E_x \sin^2(90 - \delta)}{\frac{E_x}{E_y} - \cos^2(90 - \delta)} \quad (4.14)$$

$$\nu = \nu_{yx} \left[\frac{E_x}{E_y} \right] \quad (4.15)$$

Le problème lié à l'hypothèse voulant que $\delta = 0^\circ$ est que les facteurs de concentration de contraintes dépendent la valeur de cet angle. Par exemple, il a été démontré que quand $\delta = 0^\circ$, les composantes S_{zx} et S_{zy} du tenseur de contraintes *in situ* n'ont aucun effet sur les contraintes en fond de trou alors que si $\delta \neq 0^\circ$, elles en ont. L'objectif de ce qui suit est donc d'évaluer l'erreur causée par l'hypothèse voulant que $\delta = 0^\circ$ sur l'estimation des contraintes.

Le premier cas évalué est celui où les paramètres principaux donnent un rapport $E_1/E_2 = 2,00$ et $\delta = 45^\circ$. Il est possible, avec les équations 4.9 à 4.11, de calculer les paramètres de déformabilité secondaires de ce matériau, soit ceux qui seraient mesurés sur la carotte récupérée. Les résultats obtenus montrent que, pour ce cas, le rapport $E_x/E_y = 1,50$ et les coefficients de Poisson secondaires trouvés seraient $\nu_{xy} = 0,00, 0,07, 0,13, 0,20$ et $0,37$ plutôt que les valeurs réelles $\nu = 0,00, 0,10, 0,20, 0,30$ et $0,40$. Il s'agit alors de trouver les courbes de récupération correspondant à la situation où $\delta = 0^\circ$ (puisque c'est l'hypothèse qui est formulée) pour lesquelles $E_1/E_2 = 1,50$. Ces courbes sont disponibles à partir des analyses faites par Ouellet (2012). La figure 4.13 montre la superposition des données de récupération et les courbes estimées par méthode inverse pour ce cas.

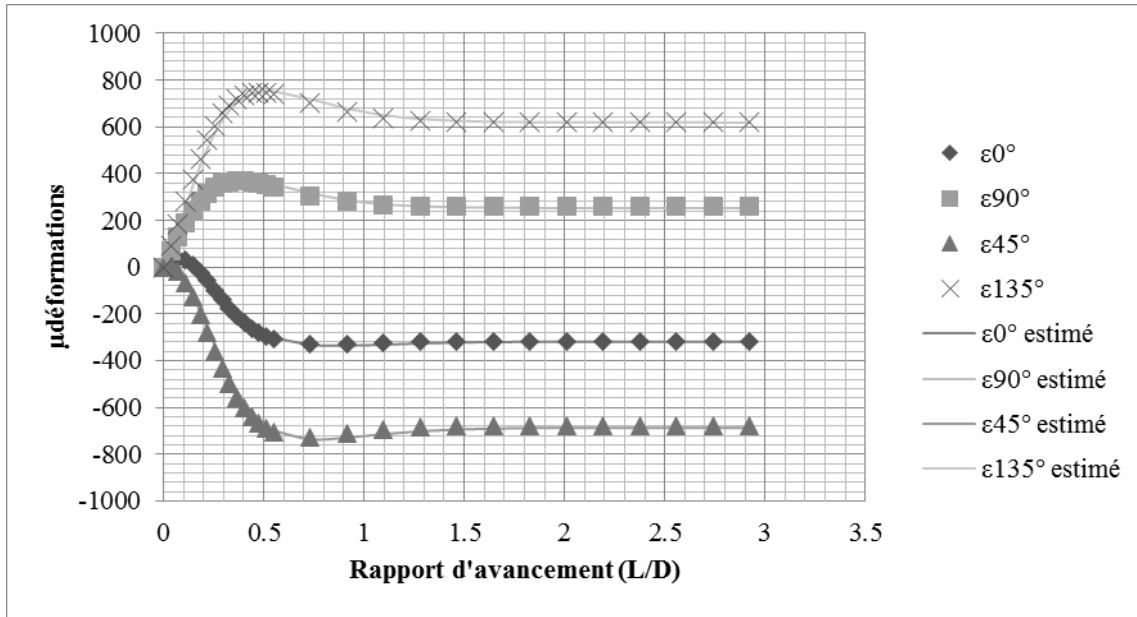


Figure 4.13 – Comparaison entre les déformations récupérées avec les paramètres réels (principaux) tenant compte de la valeur de $\delta = 45^\circ$ et les déformations estimées avec les paramètres secondaires supposant $\delta = 0^\circ$. Cas $E_1/E_2 = 2,00$, $E_x/E_y = 1,50$, $\nu = 0,30$, $\nu_{xy} = 0,20$ (Vézina, 2014).

Le deuxième cas traité est celui où $E_1/E_2 = 1,50$ et $\delta = 45^\circ$. Pour celui-ci, le rapport des paramètres secondaires $E_x/E_y = 1,25$. Des courbes de récupération avec $\delta = 0^\circ$ et un rapport $E_1/E_2 = 1,25$ sont aussi disponibles (Ouellet 2012). Il est aussi nécessaire de calculer les coefficients de Poisson secondaires. Par exemple, si l'on veut comparer la combinaison $E_1/E_2 = 2,00$, $\delta = 45^\circ$ et $\nu = 0,20$, on calcule d'abord E_x/E_y et ν_{yx} qui sont 1,5 et 0,13 respectivement. On peut donc comparer ce cas à $E_1/E_2 = 1,50$ et $\delta = 0^\circ$. Les figures 4.14 à 4.17 présentent les résultats obtenus.

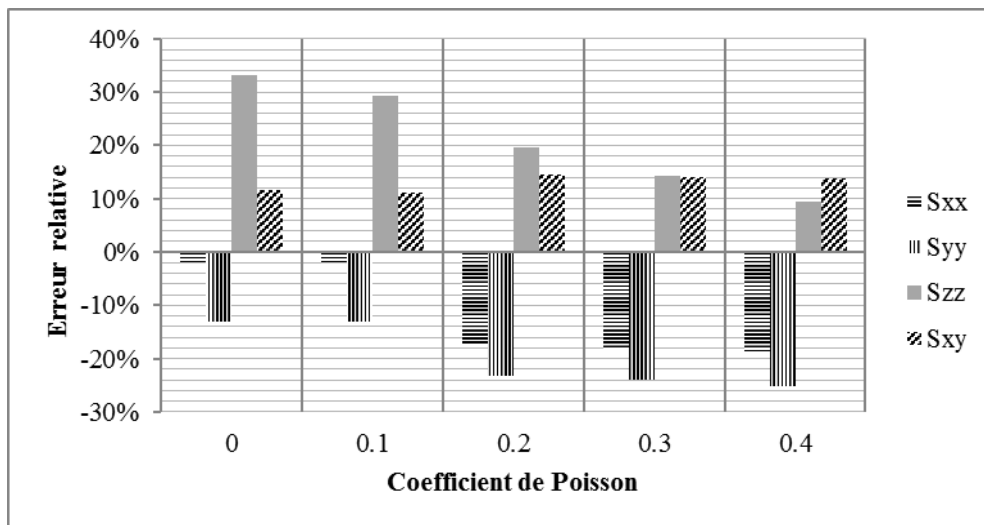


Figure 4.14 – Erreurs relatives obtenues sur les contraintes estimées à l'aide des paramètres de déformabilité secondaires supposant $\delta = 0^\circ$ alors que le réel = 45° lorsque $S = \{10, 20, 30, 10, 15, 10\}$ MPa, $E_1/E_2 = 2,00$ (Vézina, 2014).

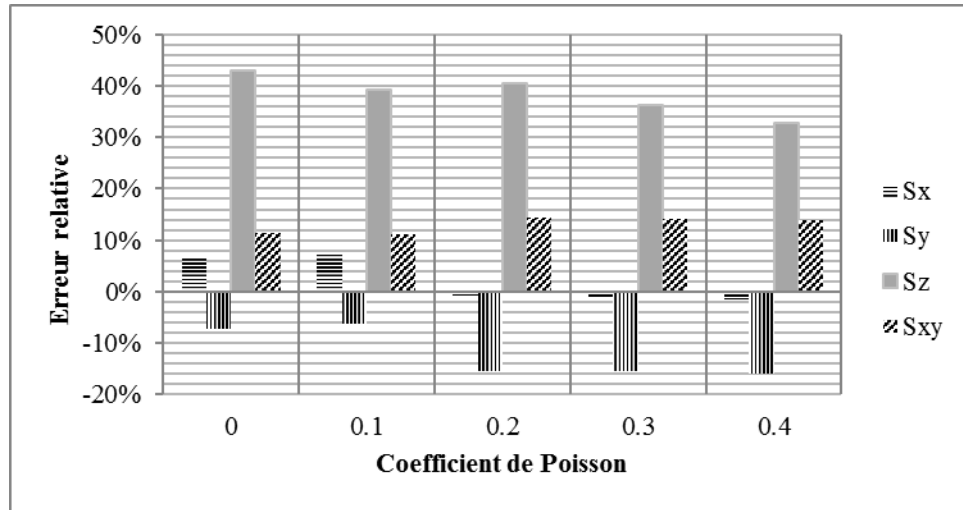


Figure 4.15 – Erreurs relatives obtenues sur les contraintes estimées à l'aide des paramètres de déformabilité secondaires supposant $\delta = 0^\circ$ alors que le δ réel = 45° lorsque $S = \{30, 20, 10, 10, 15, 10\}$ MPa, $E_1/E_2 = 2,00$ (Vézina, 2014).

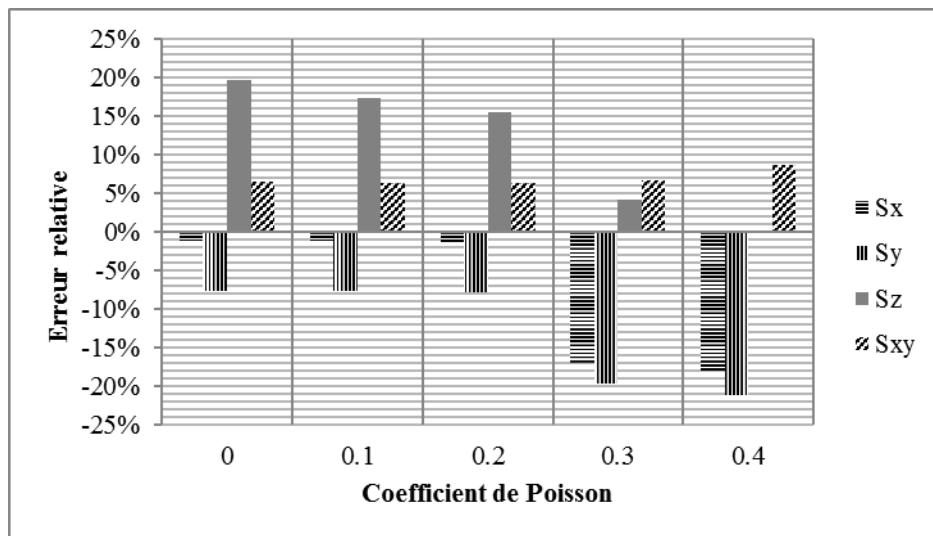


Figure 4.16 – Erreurs relatives obtenues sur les contraintes estimées à l'aide des paramètres de déformabilité secondaires supposant $\delta = 0^\circ$ alors que le δ réel = 45° lorsque $S = \{10, 20, 30, 10, 15, 10\}$ MPa, $E_1/E_2 = 1,50$ (Vézina, 2014).

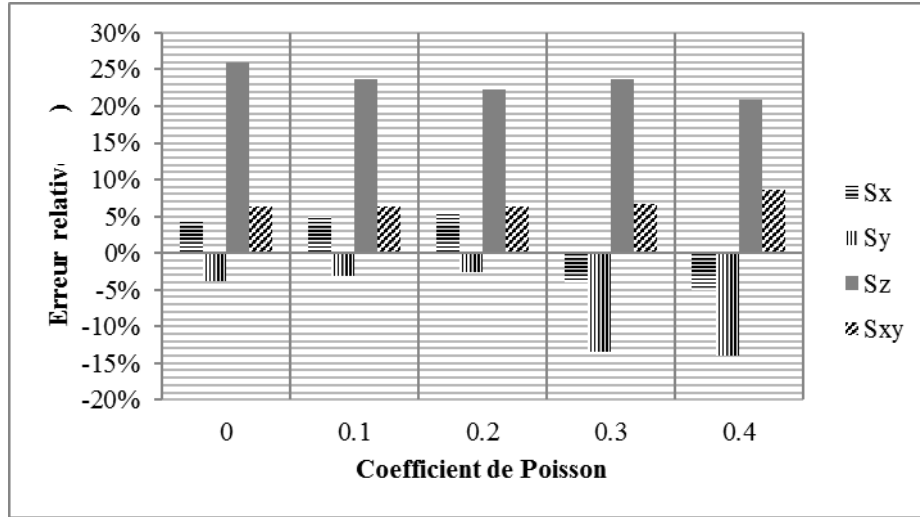


Figure 4.17 – Erreurs relatives obtenues sur les contraintes estimées à l’aide des paramètres de déformabilité secondaires supposant $\delta = 0^\circ$ alors que le δ réel = 45° lorsque $S = \{30, 20, 10, 10, 15, 10\}$ MPa, $E_1/E_2 = 1,50$ (Vézina, 2014).

À la lumière des figures 4.14 à 4.17, les plus grandes différences entre les contraintes recherchées et celles estimées par la méthode inverse s’observent pour la composante S_{zz} , la différence maximale étant de l’ordre de 43 %. Ces résultats démontrent l’importance de bien évaluer l’orientation des axes d’anisotropie si des macrostructures planaires sont observables sur la carotte récupérée.

4.4.2 Influence d’un biais sur la mesure de l’avancement de la saignée

Pour les méthodes conventionnelles et RPR, l’enregistrement de l’avancement de la foreuse en cours de mesure n’est pas requis, toutefois pour la méthode inverse, ce paramètre est nécessaire. L’objectif de l’analyse de l’effet d’une erreur systématique sur la mesure du rapport de la longueur d’avancement du forage sur le diamètre est de vérifier s’il est nécessaire de mesurer avec une grande précision l’avancement de la foreuse pendant une mesure sur le terrain. Pour ce faire, des courbes de récupération synthétiques comportant des valeurs de déformations (sans bruit), mais décalées par rapport à la mesure de l’avancement du forage de relâchement à laquelle elles correspondent en réalité sont utilisées. Il suffit de remplacer la valeur de L/D par une nouvelle valeur erronée obtenue en multipliant la valeur réelle par un facteur de pondération simulant une erreur systématique, comme on aurait avec un appareil de mesure d’avancement mal calibré. Il est important de préciser que les erreurs ne sont pas aléatoires puisque s’il y avait une erreur sur l’avancement de la foreuse, il s’agirait d’une erreur constante. Les figures 4.18 à 4.20 montrent l’erreur relative sur l’estimation des composantes de contraintes due à une sous-estimation de l’avancement réel de la saignée de 10 % (figure 4.18), une surestimation par un facteur de 25 % (figure 4.19) ou une sous-estimation par un facteur de 33% (figure 4.20).

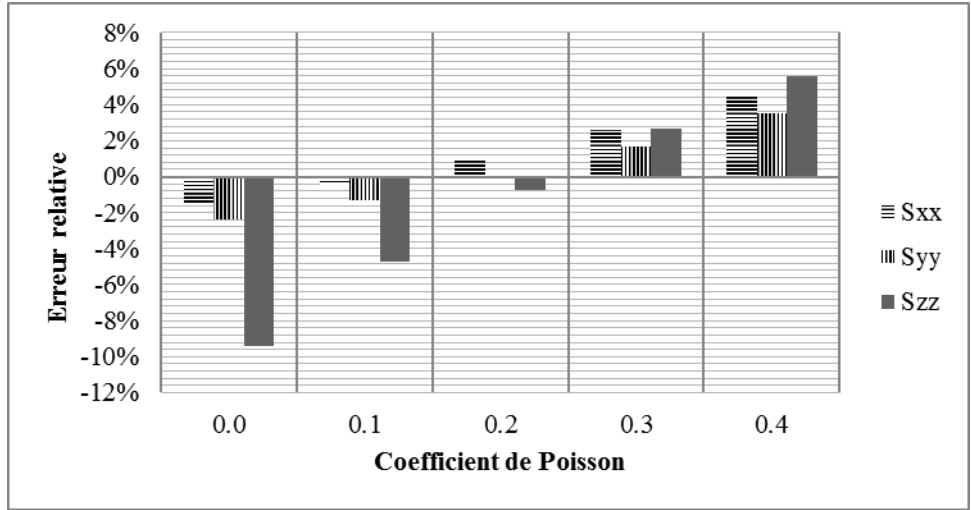


Figure 4.18 – Erreurs relatives sur les contraintes dues à la diminution de 10% du rapport L/D pour $S = \{10, 20, 30, 0, 0, 0\}$ MPa (Vézina, 2014).

Les deux premiers cas montrent qu’une erreur sur l’avancement influence différemment les résultats selon la valeur du coefficient de Poisson et le fait que la valeur de L/D est surestimée ou sous-estimée. Si le rapport L/D diminue, les composantes de contraintes sont sous-estimées pour un coefficient de Poisson plus faible tandis qu’elles sont surévaluées pour un coefficient plus grand. Le phénomène contraire se produit lorsque le pas d’avancement est considéré plus grand que ce qu’il est en réalité. Par contre, lorsque le coefficient de Poisson se situe entre 0,2 et 0,3, les erreurs sont les plus faibles. Il est aussi remarqué que l’effet est généralement plus important pour la composante S_{zz} .

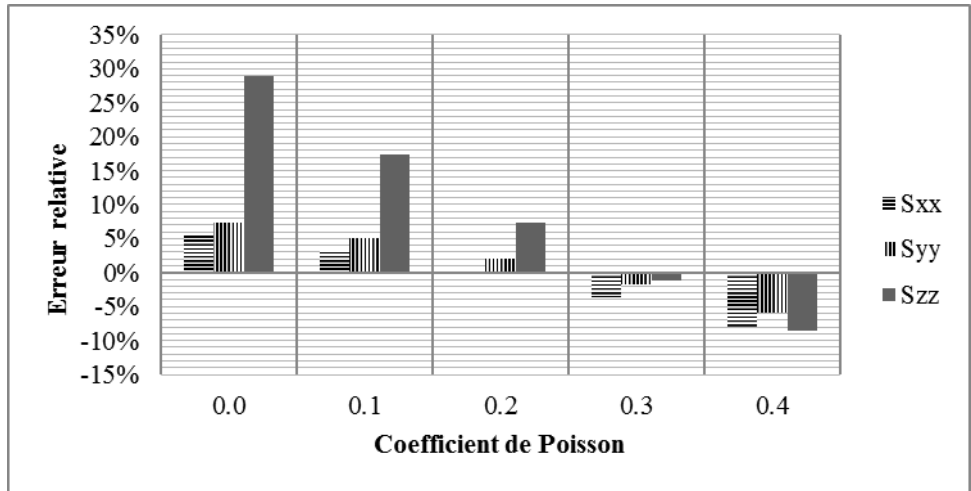


Figure 4.19 – Erreurs relatives sur les contraintes dues à une surestimation de 25 % du rapport L/D pour $S = \{10, 20, 30, 0, 0, 0\}$ MPa (Vézina, 2014).

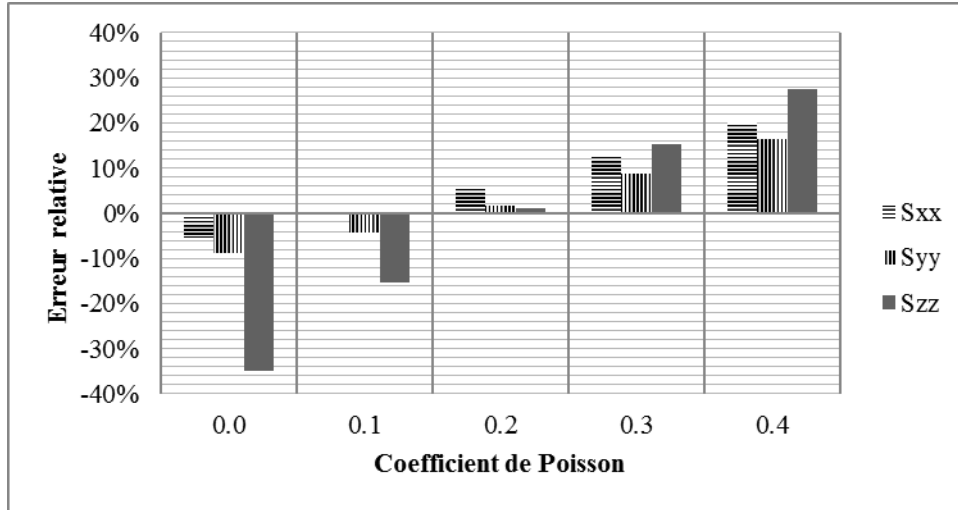


Figure 4.20 – Erreurs relatives sur les contraintes dues à une sous-estimation de 33 % du rapport L/D pour $S = \{10, 20, 30, 0, 0, 0\}$ MPa (Vézina, 2014).

Comme mentionné précédemment, les valeurs typiques de coefficient de Poisson de la roche se situent entre 0,15 et 0,40 avec une moyenne autour de 0,25, donc si les valeurs de pas d’avancement sont erronées, les valeurs de contraintes seront quand même acceptables. Cela met en lumière l’importance de bien calibrer les instruments de mesure de la progression du forage de relâchement des contraintes. Nous verrons d’ailleurs à la sous-section 4.8, que la méthode inverse offre suffisamment de flexibilité pour permettre de corriger, au besoin, d’éventuelles erreurs sur la mesure de l’avancement du forage.

4.5 Amélioration de l’interprétation de l’essai de compression diamétrale

Ouziame (2013) a développé une équation empirique pour exprimer le rapport des contraintes principales, appelé λ , qui se développe au centre de la face libre d’un cylindre de roche anisotrope transversal à partir de simulations numériques de l’essai de compression diamétrale. Ce rapport λ est utilisé dans l’équation 2.25 servant à estimer le coefficient de Poisson sous la jauge de la rosette de déformation de la cellule *doorstopper*. Cette équation tient compte des paramètres suivants : rapport entre la longueur et le diamètre de la carotte (H/D), inclinaison du plan d’isotropie par rapport à l’axe de l’éprouvette δ , degré d’anisotropie (E_1/E_2) et coefficient de Poisson (ν).

Cette équation vient donc améliorer l’évaluation de la distribution de contraintes en tenant compte de conditions pratiques telles que la distribution tridimensionnelle des contraintes et le comportement anisotrope du matériau lors de l’interprétation de mesures de contraintes. La valeur du rapport λ qui en découle est généralement inférieure à 3. Par ailleurs, elle augmente lorsque δ augmente et elle diminue lorsque E_1/E_2 , ν ou H/D augmentent; λ se stabilise pour de grandes valeurs de H/D (supérieur ou égal à 2).

Lors de la détermination des paramètres de déformabilité principaux avec le modèle anisotrope équivalent, l'hypothèse d'une inclinaison δ nulle du plan d'isotropie par rapport à l'axe de l'éprouvette est requise, car l'angle δ n'est souvent pas connu en pratique. L'utilisation de la nouvelle équation de λ dans ce modèle permet d'améliorer l'estimation des paramètres de déformabilité. Les plus petites erreurs ont été enregistrées quand le vrai δ est égal à 0° ou à 90° (matériau considéré isotrope dans ce cas) et quand E_1/E_2 est égal à 1 (matériau isotrope). Les plus grandes erreurs ont été enregistrées quand E_1/E_2 est élevé (supérieur à 1,5). Les erreurs relatives sur le coefficient de Poisson seraient plus importantes que les erreurs relatives sur les modules d'élasticité.

De plus, il s'avère qu'il n'y a pas de diminution notable des erreurs quand la vraie valeur de δ est utilisée dans le modèle anisotrope équivalent à travers la nouvelle équation empirique de λ ; dans ce cas, il ne serait donc pas nécessaire de complexifier les essais pour déterminer l'orientation réelle du plan d'isotropie quand elle n'est pas connue.

La figure 4.21 donne un exemple du maillage utilisé avec le logiciel COMSOL Multiphysics® pour les simulations. Dans ce modèle, une pression de 1 GPa est appliquée de manière uniforme sur les zones diamétralement opposées sous-tendues par l'angle 2α de 5° . Les droites formées par l'intersection de la face courbe de la carotte et des plans XZ et YZ sont bloquées respectivement selon les axes Y et X. Pour contraindre la translation selon l'axe Z, des conditions aux frontières de type ressort sont appliquées aux extrémités de la carotte. La constante de rigidité de ces ressorts est fixée à $1 \text{ kN/m}\cdot\text{m}^2$. Cette valeur est jugée suffisamment petite par rapport à la contrainte appliquée diamétralement. Ces conditions sont donc représentatives des conditions de l'essai.

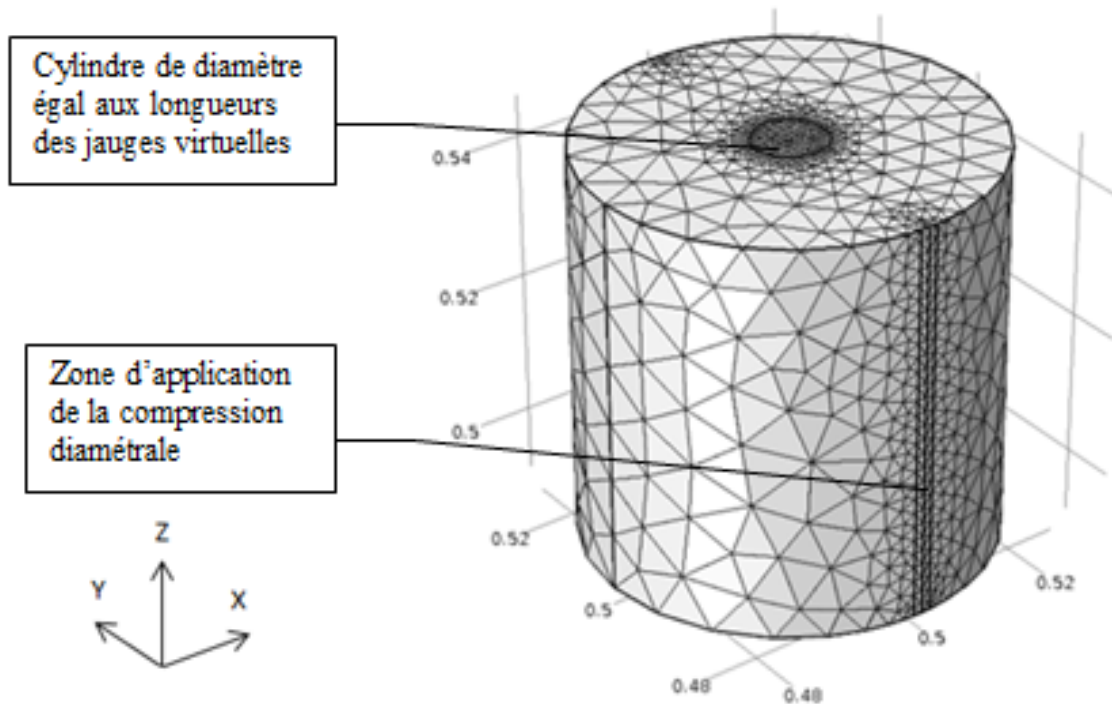


Figure 4.21 – Maillage du modèle de l'essai de compression diamétrale avec $H/D=1$ (Ouellet, 2012).

4.5.1 Contraintes à la face libre d'un cylindre en compression diamétrale

À partir de la simulation de l'essai de compression diamétrale pour chaque configuration (E_1/E_2 , ν et H/D), la distribution des contraintes principales en tension et en compression est obtenue sur le plan de mesure où sont situées les jauges virtuelles.

À titre d'exemple, la figure 4.22 présente la distribution des contraintes σ_{XX} (correspondant à σ_3) et σ_{YY} (correspondant à σ_1) pour la configuration $\{H/D=1; \delta=45^\circ; E_1/E_2=2,0; \nu=0,3\}$. Les contraintes principales les plus élevées en valeur absolue, sont enregistrées au centre de la surface de la carotte.

Les courbes illustrant le rapport de contraintes λ ($\lambda = -\sigma_{YY}/\sigma_{XX}$) sont aussi obtenues pour chaque configuration et selon le diamètre des jauges virtuelles (10 mm). À titre d'exemple, la figure 4.23 présente la distribution du rapport des contraintes σ_{XX} et σ_{YY} pour la configuration $\{H/D=1; \delta=45^\circ; E_1/E_2=2,0; \nu=0,3\}$. Il y est constaté que, d'une part, l'intervalle des valeurs de λ à l'intérieur de la longueur des jauges est réduit, mais l'écart est non nul; d'autre part, la valeur moyenne pour cette configuration montre que la valeur de λ peut être différente de 3, contrairement à ce que suppose l'équation analytique classique.

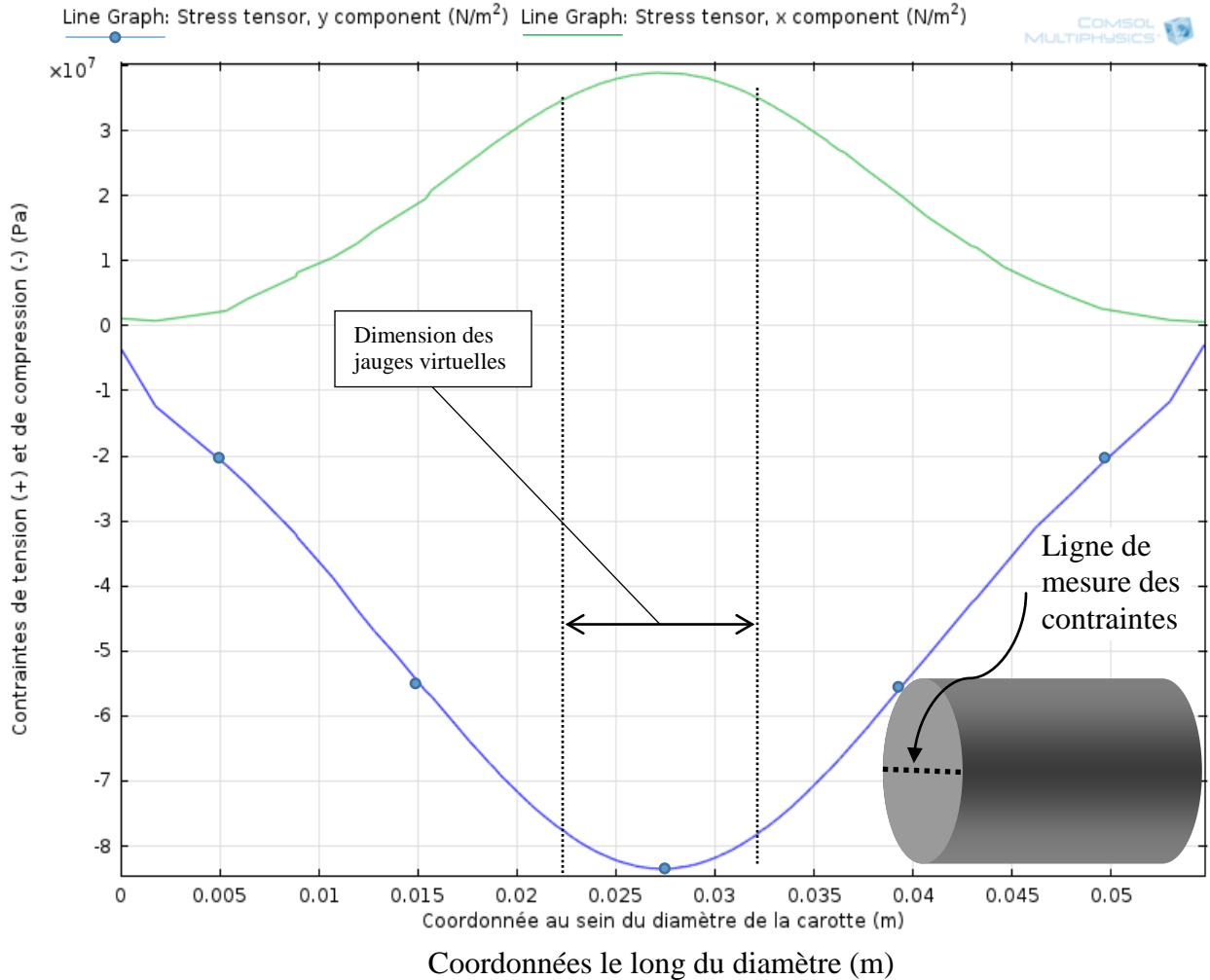


Figure 4.22 – Distribution des contraintes principales le long du diamètre de la carotte sur la face libre perpendiculaire à son axe (Ouziame, 2013).

Les moyennes des valeurs de λ obtenues des simulations le long de l'intervalle couvert par les jauges virtuelles, ont été utilisées pour développer une équation empirique de ce paramètre. Dans cette équation, λ est exprimé en fonction des paramètres $\{H/D; \delta; E_1/E_2; \nu\}$:

- son expression est définie à l'équation 4.15 ci-dessous, elle dépend de $\{E_1/E_2; \nu\}$;
- ses coefficients (a à j) peuvent être obtenus à l'aide de relations empiriques définies aux équations 4.16 à 4.19; ils dépendent de $\{H/D; \delta\}$;
- les coefficients (a' à j') propres aux équations de ces coefficients (a à j) sont présentées dans le mémoire de maîtrise de Hamza Ouziame (2013).

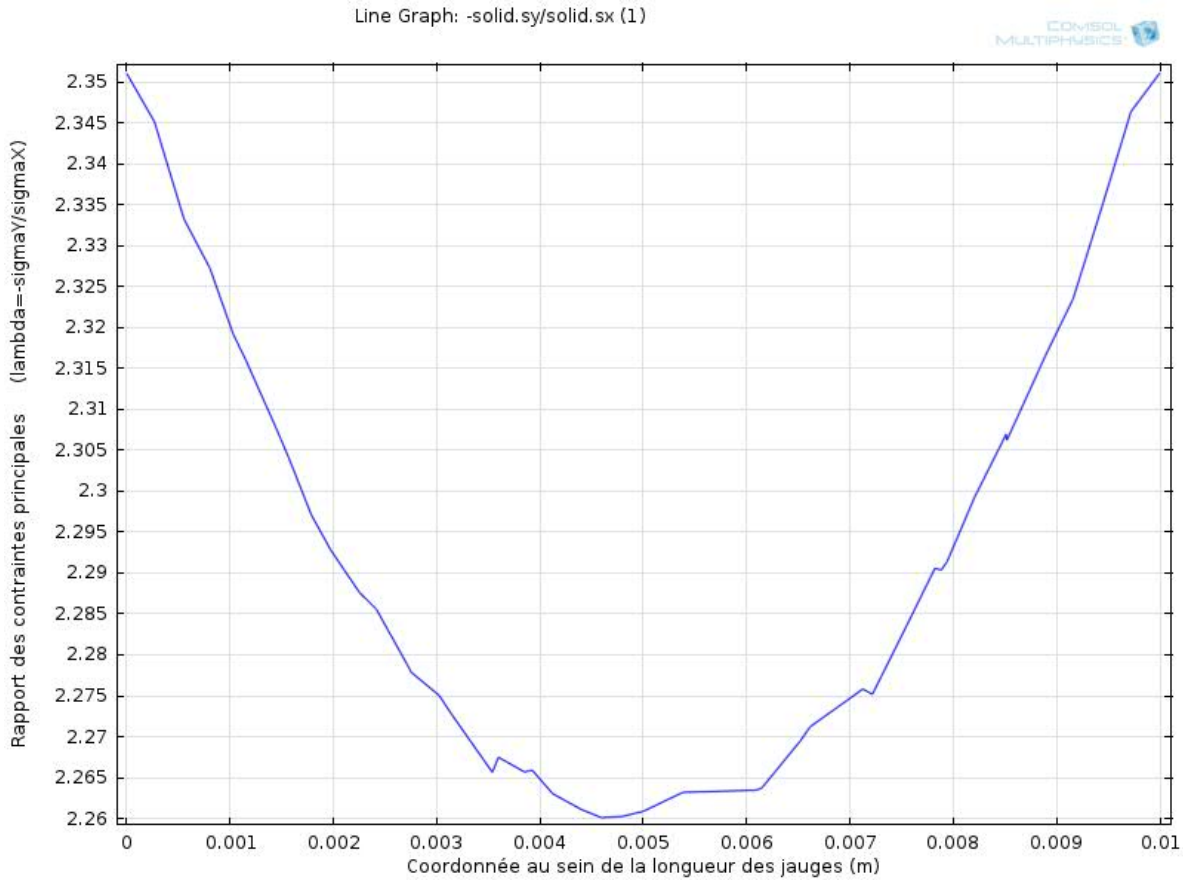


Figure 4.23 – Distribution du rapport des contraintes principales sur la longueur des jauges (Ouziame, 2013).

Équation empirique de λ :

$$\lambda = a + b v + c \ln\left(\frac{E_1}{E_2}\right) + d v^2 + e \ln^2\left(\frac{E_1}{E_2}\right) + f v \ln\left(\frac{E_1}{E_2}\right) + g v^3 + h \ln^3\left(\frac{E_1}{E_2}\right) + i v \ln^2\left(\frac{E_1}{E_2}\right) + j v^2 \ln\left(\frac{E_1}{E_2}\right) \quad (4.15)$$

Équations empiriques des coefficients a à j :

Équation empirique de a :

$$a = \frac{a' + b' \delta + c' \delta^2 + d' \delta^3 + e' \ln\left(\frac{H}{D}\right) + f' \ln^2\left(\frac{H}{D}\right)}{1 + g' \delta + h' \delta^2 + i' \ln\left(\frac{H}{D}\right) + j' \ln^2\left(\frac{H}{D}\right)} \quad (4.16)$$

Équation empirique de b, d, f, g, i et j :

$$b(d, f, g, i, \text{ou } j) = \frac{a' + b' \delta + c' \delta^2 + d' \delta^3 + e' \ln\left(\frac{H}{D}\right) + f' \ln^2\left(\frac{H}{D}\right)}{1 + g' \delta + h' \ln\left(\frac{H}{D}\right) + i' \ln^2\left(\frac{H}{D}\right) + j' \ln^3\left(\frac{H}{D}\right)} \quad (4.17)$$

Équation empirique de c et h :

$$c(\text{ou } h) = a' + b' \delta + c' \left(\frac{H}{D}\right) + d' \delta^2 + e' \left(\frac{H}{D}\right)^2 + f' \delta \left(\frac{H}{D}\right) + g' \delta^3 + h' \left(\frac{H}{D}\right)^3 + i' \delta \left(\frac{H}{D}\right)^2 + j' \delta^2 \left(\frac{H}{D}\right) \quad (4.18)$$

Équation empirique de e :

$$e = \frac{a' + b' \delta + c' \delta^2 + d' \left(\frac{H}{D}\right) + e' \left(\frac{H}{D}\right)^2 + f' \left(\frac{H}{D}\right)^3}{1 + g' \delta + h' \delta^2 + i' \delta^3 + j' \left(\frac{H}{D}\right)} \quad (4.19)$$

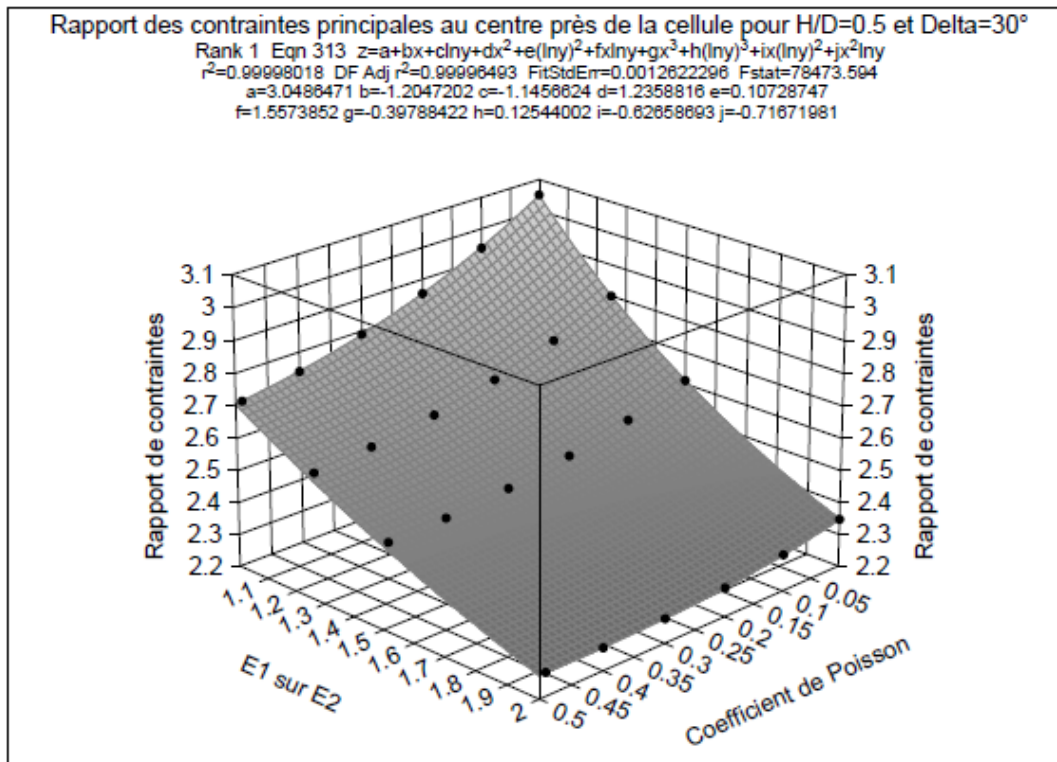


Figure 4.24 – Variation de λ en fonction de E_1/E_2 pour $H/D = 0,5$ et $\delta = 30^\circ$ (Ouziame, 2013).

4.5.2 Influence de l'hétérogénéité le long de l'axe de la carotte récupérée

Lors des campagnes de mesure menées dans le cadre du projet, un certain nombre de courbes de récupération ont montré des anomalies. L'une des plus fréquentes est un aplatissement du pic sur la courbe de récupération qui cause une surestimation de valeur de RPR, qui, à son tour, entraîne une sous-estimation de la contrainte S_{ZZ} et, par conséquent, de l'ensemble des composantes normales. Plusieurs éléments pouvant être à la source de cette anomalie ont été étudiés. Parmi ceux-ci :

- l'effet de la pression d'eau;
- l'effet de la poussée de la foreuse;
- les effets thermiques;
- l'effet de l'hétérogénéité de la carotte le long de son axe.

Des analyses par éléments finis ont été menées pour évaluer les effets liés à la pression d'eau et à la poussée de la foreuse. Ces effets sont négligeables puisque à la fois la pression d'eau et la poussée de la foreuse sont faibles lors du forage de relaxation des contraintes. Les effets thermiques quant à eux ont été étudiés par Alexandre Colin (2014) dans son projet de maîtrise. Il ressort de ses analyses menées avec le module thermique du logiciel *FLAC3D* de la compagnie Itasca Consulting Group, Inc., que pour les variations de température enregistrées lors des mesures faites dans le cadre de ce projet, les effets thermiques ont un effet négligeable.

Les auteurs du présent rapport se sont finalement penchés sur l'effet que pouvait avoir une variation de la déformabilité de la carotte le long de son axe. La figure 4.25 montre le modèle d'éléments finis axisymétrique réalisé avec le logiciel *RS²* de la compagnie Rocscience Inc., où l'on retrouve deux matériaux différents avec un module E_h en haut et E_b en bas du fond de trou. La simulation du forage de relaxation pour un modèle chargé de façon identique permet de produire les courbes de récupération présentées à la figure 4.26.

Cette figure, sur laquelle les déformations transitoires sont normalisées par rapport à la déformation récupérée (plateau), montre clairement l'effet de l'hétérogénéité sur la géométrie de la courbe de récupération. On y observe des valeurs de pic très différentes d'un cas hétérogène à l'autre. Pour un même état de contrainte, la valeur de RPR passe de 0,86 pour $E_h/E_b = 2,0$ à 0,38 pour $E_h/E_b=0,5$, ce qui a un effet considérable sur l'estimation des contraintes.

Étant donné l'importance de cet effet sur les courbes de récupération, il est nécessaire de i) trouver une façon de détecter ces situations, ii) de quantifier leur effet sur le calcul des contraintes. En effet, l'hétérogénéité influence non seulement l'allure de la courbe de récupération, mais aussi la détermination des paramètres de déformabilité de la roche puisque lors de l'essai de compression biaxiale isotrope, les contraintes sous la rosette sont affectées par le contraste de déformabilité.

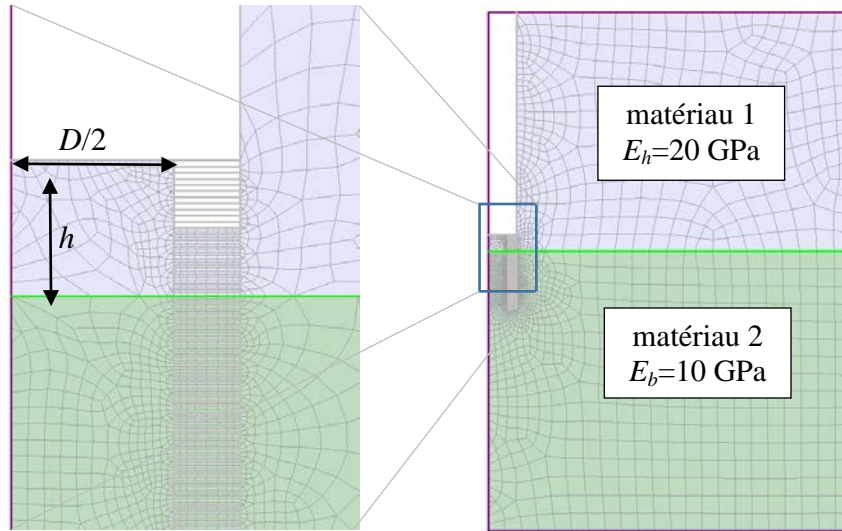


Figure 4.25 – Modèle numérique axisymétrique permettant l'analyse de l'effet de l'hétérogénéité le long de l'axe de la carotte.

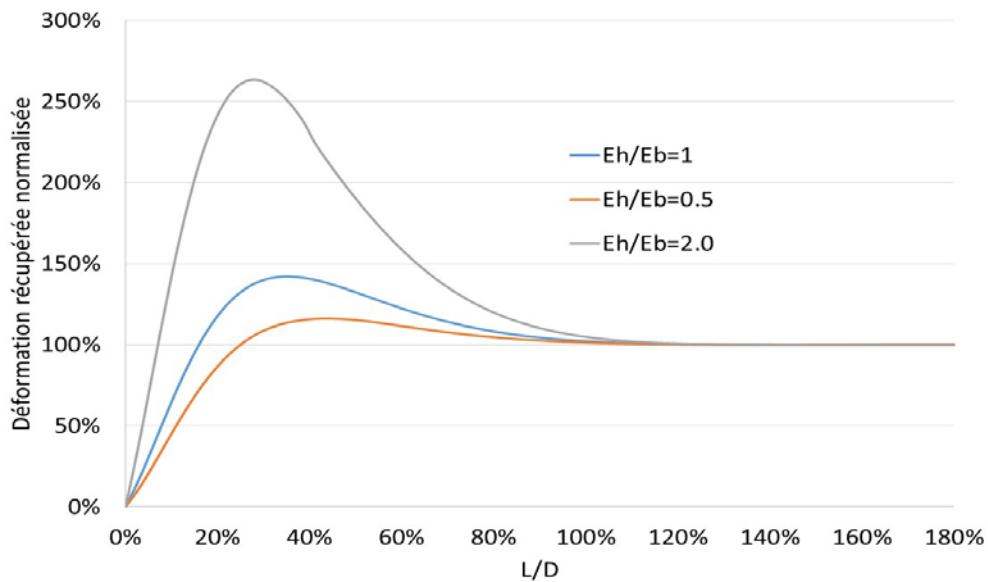


Figure 4.26 – Effet de l'hétérogénéité de la roche sur les courbes de récupération normalisées.

4.5.3 Estimation de l'hétérogénéité et choix des facteurs de correction

Les résultats présentés dans cette sous-section de même que dans la sous-section 4.5.4 sont tirés des travaux réalisés jusqu'ici par Simon Delattre (2016) dans le cadre de son projet de maîtrise. La variation de déformabilité le long de l'axe de la carotte peut être déterminée lors de la recharge de la carotte récupérée en procédant à une série de recharges pour lesquelles la longueur

chargée varie. L'essai conventionnel consiste à procéder à une compression biaxiale sur toute la longueur de la carotte. En faisant varier cette longueur chargée et en mesurant de quelle façon les déformations mesurées sous les jauges varient, il est possible de statuer non seulement sur le contraste de déformabilité (rapport E_h/E_b), mais aussi sur l'endroit (hauteur h à la figure 4.27) où le contact entre E_h et E_b se produit.

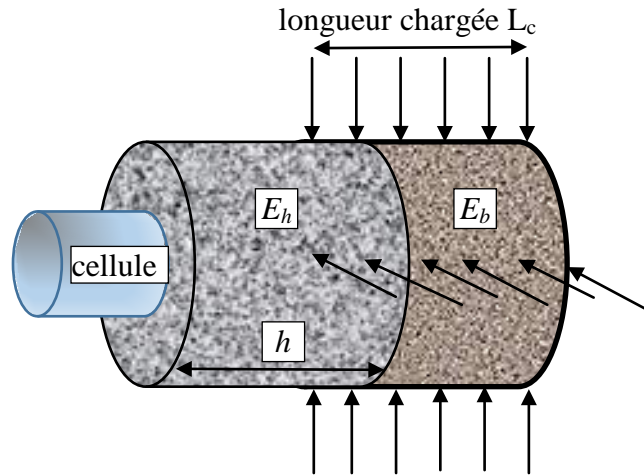


Figure 4.27 – Représentation schématique des modèles hétérogènes analysés.

Il existe une longueur chargée L_c pour laquelle la déformation sous les jauges atteint une valeur minimale ϵ_{min} (en tension). Pour un matériau homogène et isotrope, cette longueur est constante et le rapport $\epsilon_{min}/\epsilon_{max}$, où ϵ_{max} est la déformation lorsque la carotte est chargée sur toute sa longueur, constitue aussi une constante indépendante du coefficient de Poisson de la roche. Ce rapport est égal à -0,20. Ce qui ressort de cette constatation est que, lors de la recharge biaxiale isotrope, si ce rapport est de -0,20, le matériau est homogène alors que si ce rapport diffère, le matériau est hétérogène. Des mesures sur une carotte d'aluminium ont d'ailleurs confirmé cette valeur.

La figure 4.28 montre le lien entre la valeur absolue du rapport $\epsilon_{min}/\epsilon_{max}$ en fonction de la position du contact entre les deux zones de déformabilité différentes. Notons que pour une même valeur de $abs(\epsilon_{min}/\epsilon_{max})$ peuvent correspondre plus d'une valeur h/D .

Afin de produire des facteurs de correction qui tiennent compte des effets de l'hétérogénéité, des modèles numériques incluant différentes configurations de matériaux hétérogènes ont été élaborés et leur analyse a permis de produire des facteurs de correction applicables aux composantes de contraintes calculées par la méthode inverse en faisant abstraction de leur présence.

Les facteurs de correction présentés dans les figures qui suivent sont des valeurs moyennes correspondant aux différentes valeurs h/D analysées. Ces facteurs de correction à appliquer aux composantes de contraintes S_{XX} , S_{YY} , S_{ZZ} et S_{XY} supposent que la carotte est isotrope. Toutefois, certaines analyses ont été faites pour un matériau anisotrope afin de vérifier l'applicabilité et l'efficacité de ces facteurs.

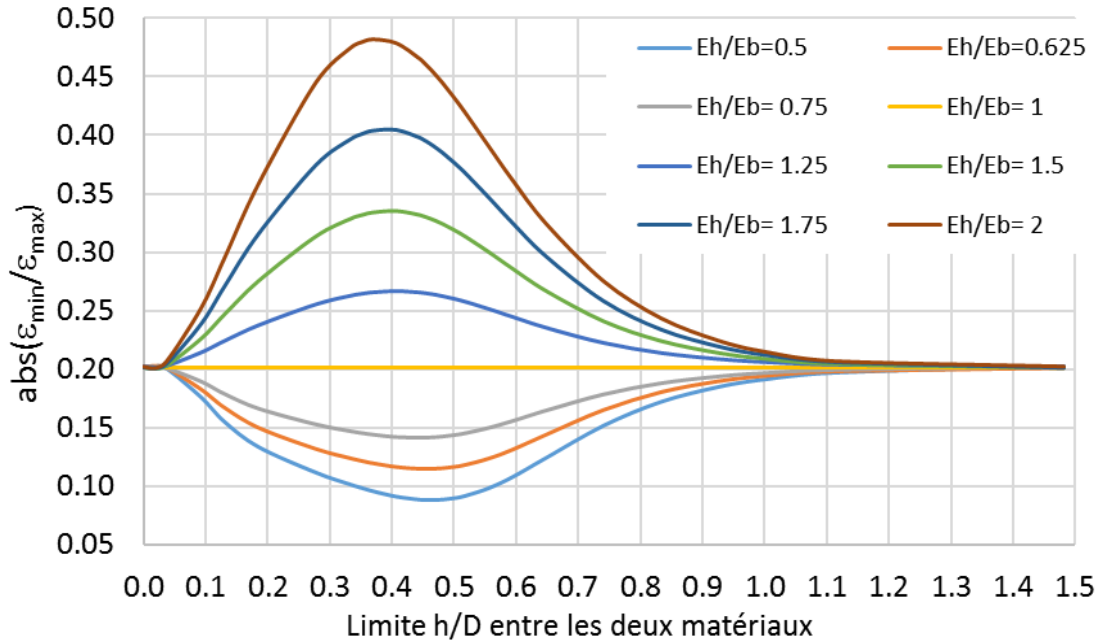


Figure 4.28 – Évolution de $abs(\epsilon_{min}/\epsilon_{max})$ avec divers degrés d’hétérogénéité en fonction de la limite h/D (Delattre, 2016).

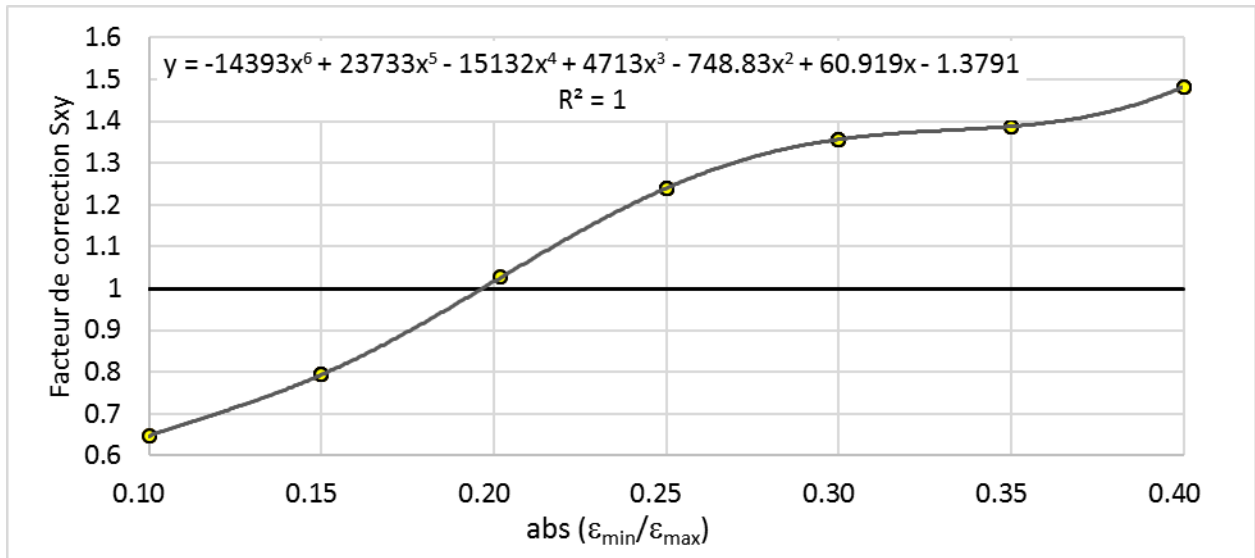


Figure 4.29 – Facteur de correction à appliquer aux contraintes S_{XY} pour un matériau hétérogène (Delattre, 2016).

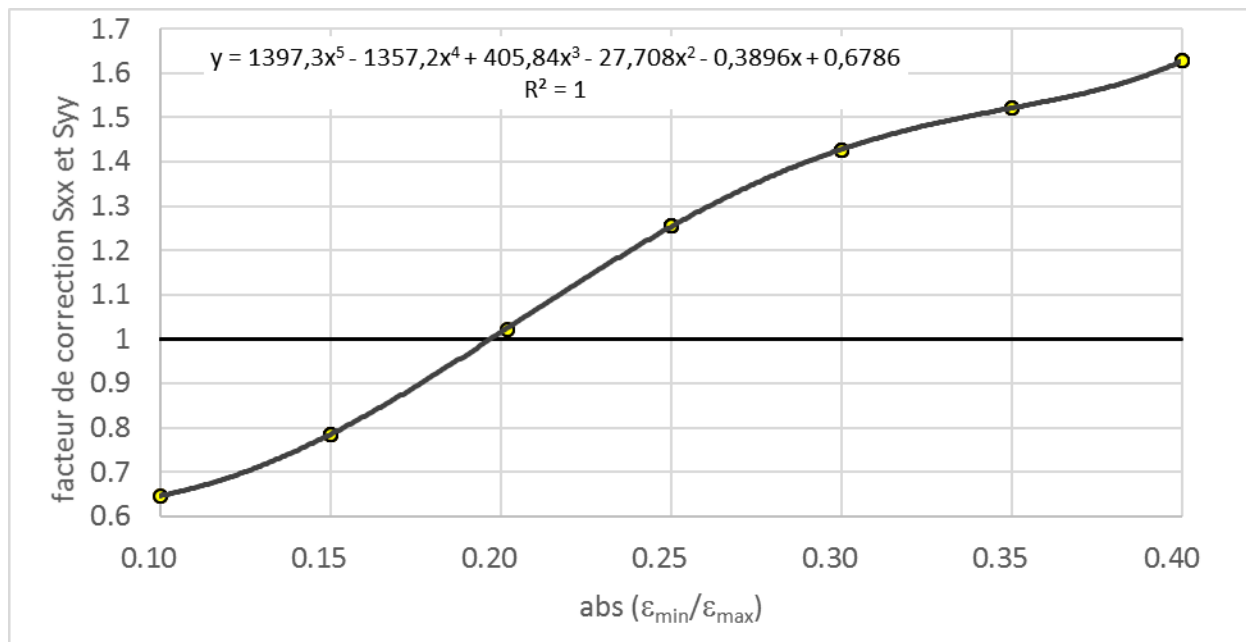


Figure 4.30 – Facteur de correction à appliquer aux contraintes S_{XX} et S_{YY} pour un matériau hétérogène (Delattre, 2016).

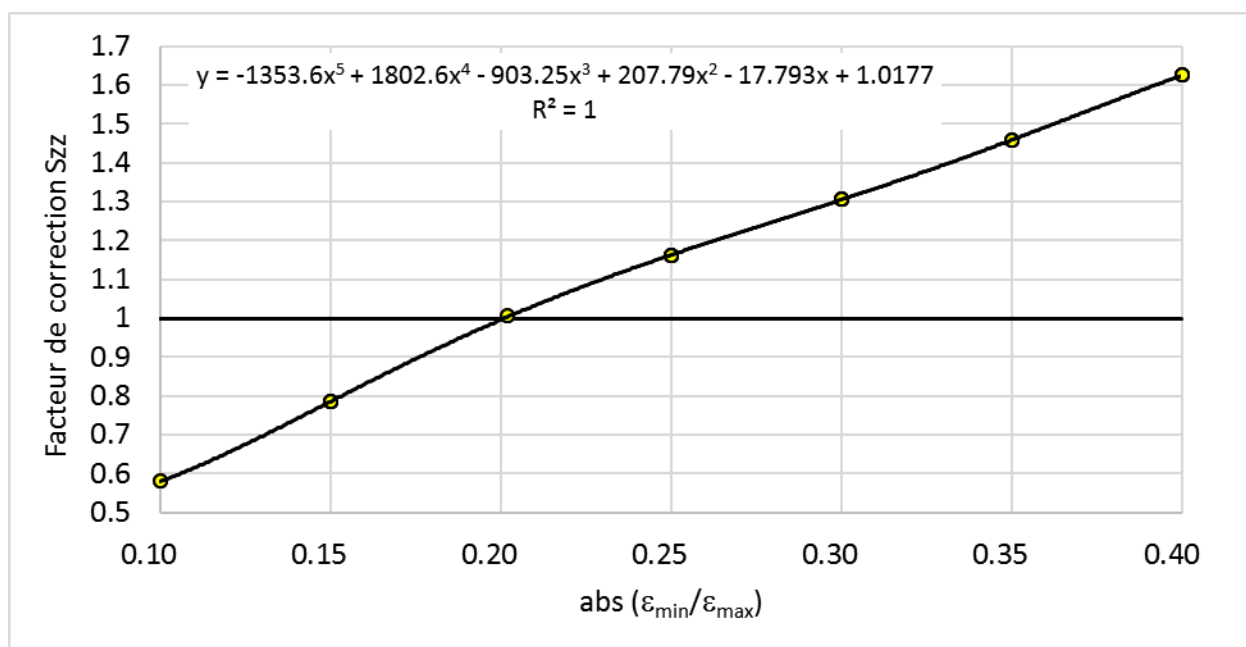


Figure 4.31 – Facteur de correction à appliquer aux contraintes S_{ZZ} pour un matériau hétérogène (Delattre, 2016).

4.5.4 Validation des facteurs de correction

Afin de valider cette approche visant à corriger les effets d'hétérogénéité le long de l'axe de la carotte, différentes analyses ont été faites à l'aide d'un modèle hétérogène tridimensionnel réalisé avec le logiciel COMSOL Multiphysics®. Pour chacun de ces modèles hétérogènes, le rapport E_h/E_b a été modifié. Un modèle pour lequel la variation de déformabilité se fait de façon graduelle a aussi été analysé (figure 4.32) de même que deux cas hétérogènes et anisotropes. Des courbes unitaires de récupération ont été obtenues pour chacun des cas et ces courbes ont été traitées par la méthode inverse après avoir déterminé les paramètres de déformabilité selon la procédure usuelle qui suppose le matériau homogène. Les contraintes ont alors été calculées et aucun facteur de correction n'a été appliqué. Ce sont les contraintes identifiées comme non corrigées à la figure 4.33. Puis, après avoir procédé à une recharge des carottes virtuelles de chacun des modèles selon la procédure décrite en 4.5.3, les valeurs de $\text{abs}(\varepsilon_{\min}/\varepsilon_{\max})$ ont été obtenues et les facteurs de correction estimés à partir des figures 4.29 à 4.31 ont été appliqués aux contraintes non corrigées pour obtenir les contraintes corrigées identifiées à la figure 4.33.

Comme on peut le constater, les contraintes non corrigées pour un rapport $\text{abs}(\varepsilon_{\min}/\varepsilon_{\max}) < 0,20$ sont sous-estimées alors que pour $\text{abs}(\varepsilon_{\min}/\varepsilon_{\max}) > 0,20$, les contraintes sont surestimées et les erreurs s'amplifient au fur et à mesure que l'on s'éloigne de 0,20. Nous constatons aussi que les contraintes corrigées sont toutes très proches de la valeur cible de 1,0 MPa incluant le cas d'hétérogénéité progressive illustré à la figure 4.32. Finalement, les cas anisotropes Aniso 1 et Aniso 2 sont ceux pour lesquels les erreurs sont les plus grandes sans correction et les corrections permettent d'améliorer nettement les résultats avec des erreurs moyennes de l'ordre de 17,75 % et 4,25 % respectivement.

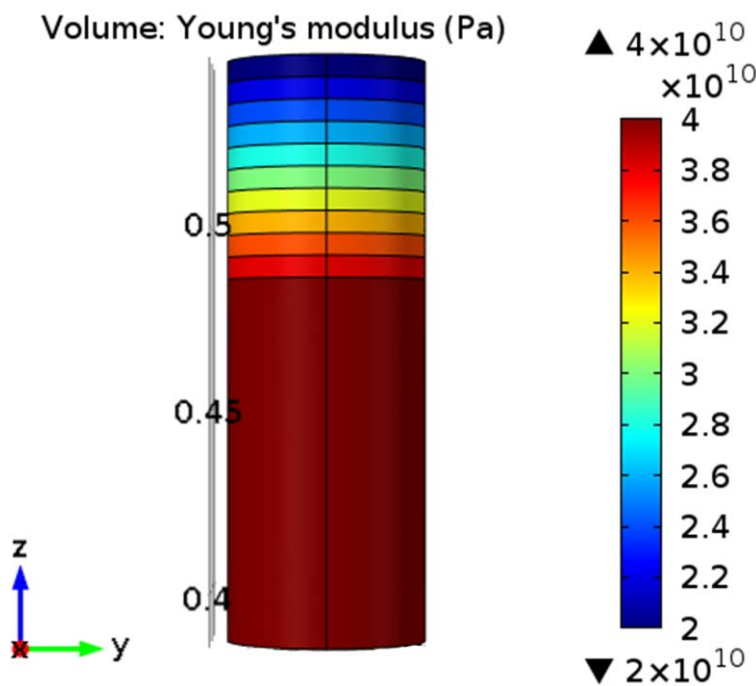


Figure 4.32 – Modèle de carotte hétérogène avec évolution graduelle de la déformabilité.

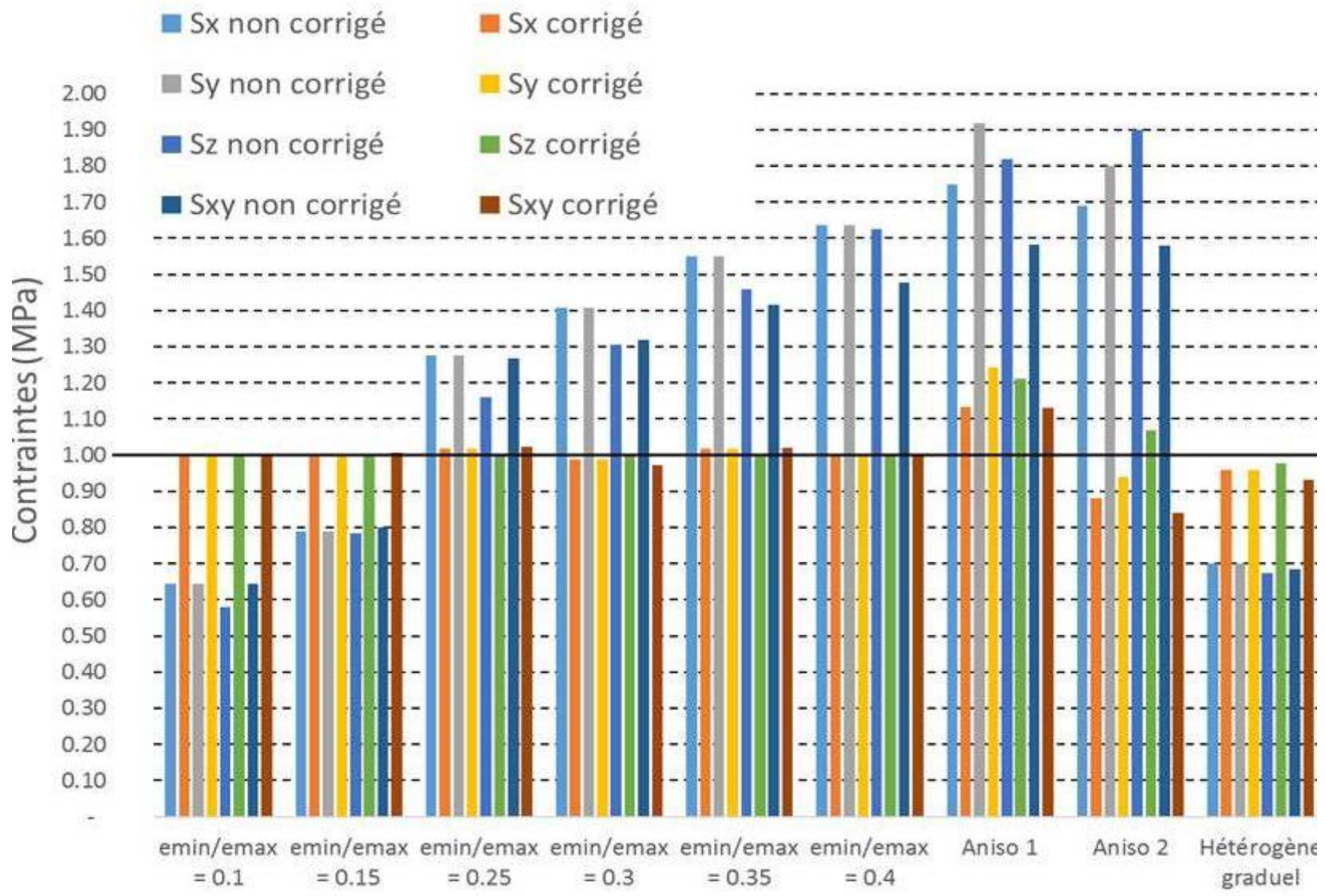


Figure 4.33 – Effet de l’application des facteurs de correction pour tenir compte de l’hétérogénéité de la roche (Delattre, 2016).

4.6 Module acquisateur intelligent (MAI) de deuxième génération

Comme mentionné précédemment, un 2^e objectif du projet porte sur la mise à jour du module acquisateur intelligent (MAI) dont la première version a déjà plus de 20 ans. Pendant ces 20 années, où des mesures ont été réalisées dans toutes sortes de conditions, le MAI a fait ses preuves à travers des projets menés par les auteurs dans des contextes variés : roches tendres, dures, fracturées, températures pouvant atteindre 50 °C au point de mesure, permafrost (ce qui constitue une première en Amérique), contraintes très élevées à 2700 m de profondeur ou très faibles (quelques kPa) dans des structures en béton. Les quelques unités d'acquisition encore en fonction ne pouvant plus être réparées faute de disponibilité de composants électroniques, il a été décidé de procéder à une mise à jour en profitant des énormes progrès dans le domaine de l'électronique. Parmi les modifications effectuées, notons :

- la miniaturisation du module (plus léger, plus facile à coller et à mettre en place, moins sujet à vibrer, d'où une augmentation du taux de succès);
- une interface de communication sans fil qui facilite la manipulation et la mise en place du module (élimination des problèmes de contact en milieu humide agressif comme le forage avec de la saumure dans le permafrost et élimination du câble de communication encombrant lors de la mise en place);
- l'ajout d'un clinomètre intégré au module qui améliore la précision sur l'orientation des jauges;
- l'amélioration de l'étanchéité;
- le stockage des données en mémoire permanente (indépendant de l'état des batteries);
- la compatibilité du logiciel avec les plus récents systèmes d'exploitation (Windows);
- l'ajout d'un système externe de mesure de l'avancement du forage de relaxation synchronisé avec le MAI;
- l'utilisation d'un convertisseur analogique/numérique 16 bits pour améliorer la justesse des mesures (résolution 16 fois plus fine que celle du convertisseur 12 bits actuel).
- la mise en place du module facilitée avec un système de tiges en fibre de verre flexible comportant l'antenne pour la communication sans fil.

La fabrication du nouveau module selon les spécifications établies par les auteurs de ce rapport a été confiée à une petite entreprise spécialisée dans la conception de composants électroniques résistants à des environnements agressifs. Les deux ingénieurs de cette entreprise, chargés du projet, avaient déjà contribué à la mise au point des MAI de première génération. Un certain nombre de prototypes a été produit pour vérifier si leur fonctionnement rencontrait les exigences du cahier de charge. Après deux campagnes sur le terrain, certains problèmes d'étanchéité ont été observés. Des changements ont été apportés et tous les modules ont été testés en laboratoire avec succès. La validation de l'efficacité de ces derniers changements sur le terrain reste toutefois à faire.

Les figures 4.34 et 4.35 montrent la nouvelle version du MAI alors que les figures 4.36 et 4.37 montrent, respectivement, l'appareil de mise en place et les cellules utilisés avec le nouveau MAI.

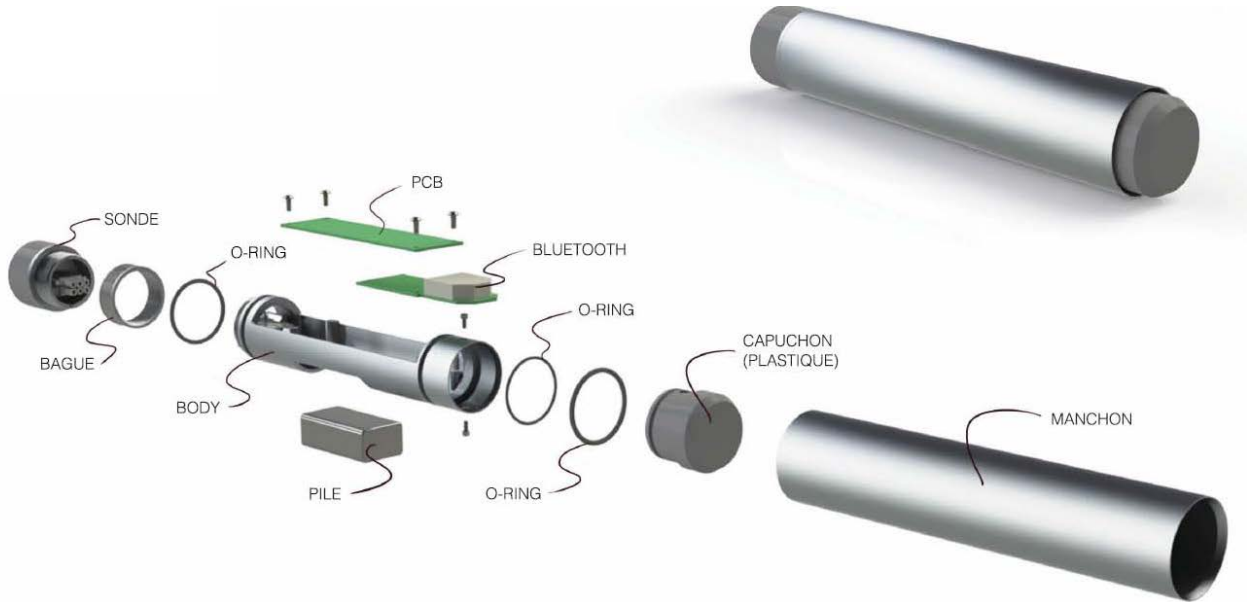


Figure 4.34 – Représentation schématique des éléments composant la version modifiée du MAI (Exo Solution, 2014).



Figure 4.35 – Module ouvert et cylindre de protection. Notez le capteur (#20) fixé au module.

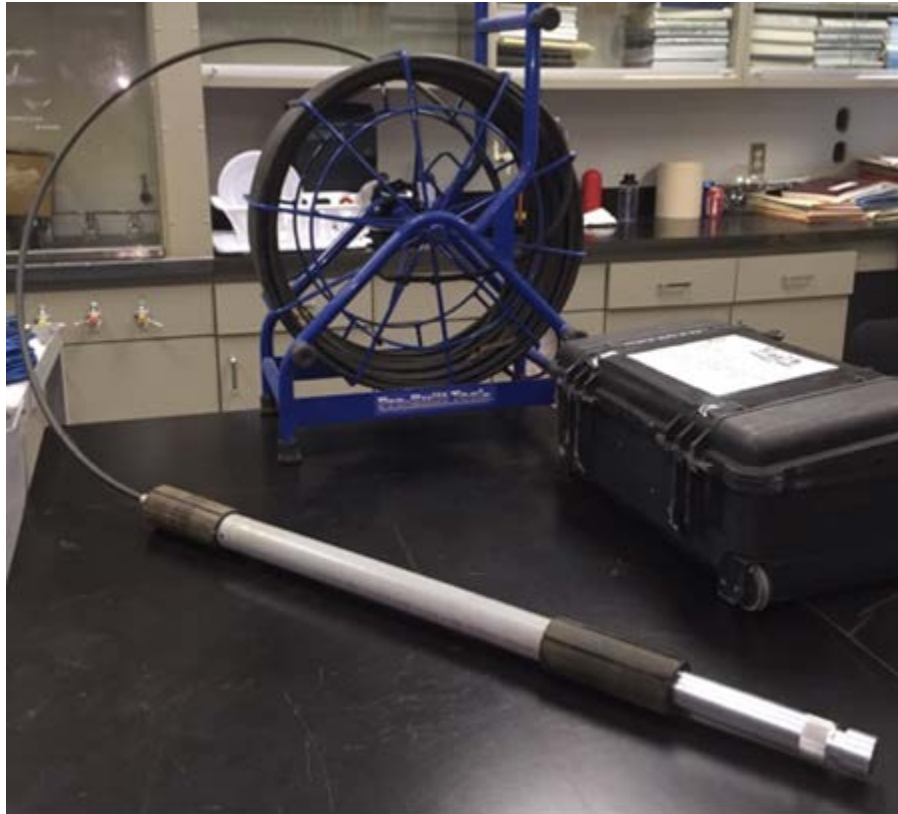


Figure 4.36 – Appareil de mise en place du nouveau MAI comportant un système de communication sans fil.



Figure 4.37 – Cellule ou capteur du nouveau MAI comportant une connectique améliorée.

4.7 Vérification de la méthode inverse en laboratoire

Dans le but de vérifier l'efficacité de la méthode inverse à partir de mesures physiques et non plus de données synthétiques, des courbes de récupération obtenues en laboratoire ont été interprétées avec cette approche. En faisant cette vérification en laboratoire, comme l'intensité et la direction des contraintes appliquées sont connues, il est possible d'estimer la justesse avec laquelle elles sont calculées.

Un banc d'essai illustré à la figure 4.38 est conçu de manière à pouvoir appliquer un état de contrainte triaxial sur un cylindre de roche de 144 mm de diamètre et de 410 mm de longueur au centre duquel un trou de 44 mm de diamètre est foré jusqu'à mi-hauteur du cylindre. Une fois le fond de ce trou poli, une cellule *doorstopper* y est collée. La mise en charge du cylindre se fait à l'aide d'un vérin hydraulique pour la charge axiale et une cellule triaxiale pour le chargement radial. Le montage est conçu de manière à ce que le forage de relâchement de contraintes puisse se faire avec la lecture en continu des jauges de déformation, de la température, des contraintes axiale et radiales appliquées et de l'avancement du forage.



Figure 4.38 – Banc d'essai permettant de réaliser des mesures de contraintes dans un environnement contrôlé.

La figure 4.39 présente les courbes de récupération obtenues ainsi que les courbes estimées avec la méthode inverse.

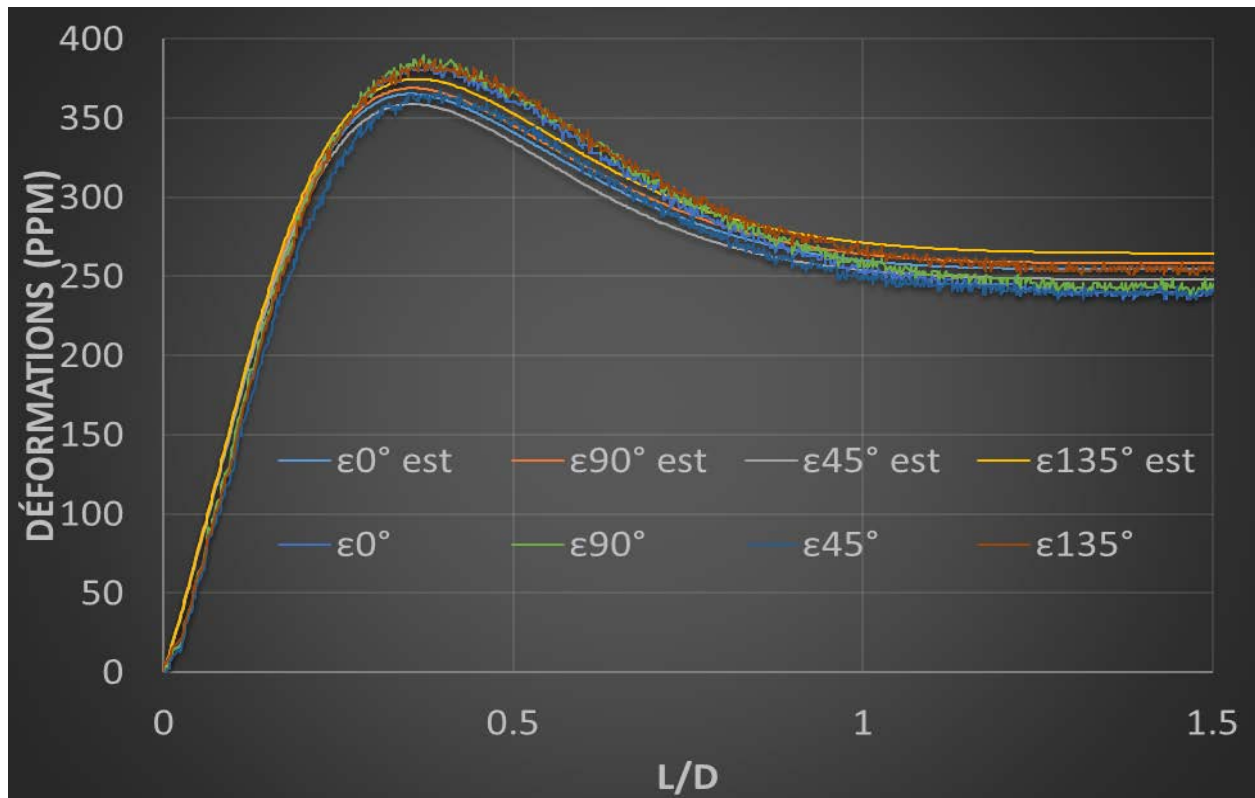


Figure 4.39 – Courbes de récupération obtenues en laboratoire sous chargement triaxial auxquelles se superposent les courbes obtenues par la méthode inverse ($\epsilon\theta^\circ$ est).

Le tableau 4.2 présente les contraintes appliquées, les contraintes calculées par méthode inverse de même que la différence relative exprimée en fonction de la contrainte moyenne appliquée. Les composantes S_{XX} et S_{YY} estimées ont été corrigées pour tenir compte du rapport entre le diamètre du trou et celui du cylindre; ce dernier ne pouvant être considéré infini contrairement aux simulations utilisées pour la méthode inverse. Les erreurs moyenne de 1,63 % et maximale de 3,45 % sont remarquablement faibles pour ce type d'essai.

Tableau 4.2 – Contraintes estimées par méthode inverse et appliquées lors d'une mesure de contraintes réalisée en laboratoire.

| | Estimée | Appliquée | Différence |
|------------------------|---------|-----------|------------|
| S_{XX} (MPa) | 7,83 | 7,93 | -1,28 % |
| S_{YY} (MPa) | 7,87 | 7,93 | -0,77 % |
| S_{ZZ} (MPa) | 7,87 | 7,60 | +3,45 % |
| S_{XY} (MPa) | 0,08 | 0 | +1,02 % |
| Erreur moyenne absolue | | | 1,63 % |

4.8 Campagnes de mesure menées avec les MAI de deuxième génération

Des mesures de contraintes sur le terrain avec les modules de deuxième génération ont été faites à la mine Westwood de la compagnie IAMGOLD® et à la mine Éléonore de la compagnie Goldcorp. Ces campagnes ont principalement servi à vérifier le fonctionnement des nouveaux MAI, des nouvelles cellules, du système de mesure de l'avancement du forage ainsi que du nouveau système de mise en place, et à produire une base de données sous forme de courbes de récupération. Lors de la campagne à la Westwood, les nouveaux modules ont pu être testés pour la première fois dans des conditions réelles et des problèmes d'étanchéité ont été identifiés dès le départ. La qualité des mesures a été affectée par ces problèmes et, pour cette raison, les résultats ne sont pas présentés dans ce document. Après des vérifications en laboratoire, une première tentative pour corriger les problèmes a été faite en changeant certains joints toriques. Lors de la campagne de mesure à la mine Éléonore, les problèmes d'étanchéité étaient toujours présents quoique de façon moins marquée, et un correctif a pu être apporté sur le site. Les résultats des mesures réalisées sur ce site sont donc, dans leur ensemble, de bonne qualité, mais pas autant que souhaité. À la suite de cette dernière campagne, d'autres modifications ont permis de régler les problèmes d'étanchéité et un protocole de vérification des modules et des capteurs a été développé. Chacun des modules a été testé et ils ont tous passé le test d'étanchéité qui consiste à appliquer une pression d'air de 1 MPa à l'intérieur des modules et de les immerger afin de détecter de possibles fuites d'air, qui se traduiraient par des bulles s'échappant des MAI. Afin de ne pas alourdir le rapport, seuls quelques résultats provenant de la campagne de la mine Éléonore sont présentés dans les prochaines sous-sections.

4.8.1 Interprétation des mesures de terrain

Aux fins du présent rapport, seuls les résultats de mesures individuelles sont présentés puisque la combinaison de ces mesures prises dans trois sondages se fait de façon conventionnelle afin d'en arriver à un tenseur tridimensionnel, ce qui ne présente aucun intérêt scientifique pour ce projet. De plus, les mesures choisies proviennent d'un même sondage, ce qui permet une comparaison directe des mesures prises à environ 15 cm d'intervalle. Pour chaque mesure, les courbes de déformations récupérées sur le terrain et les courbes obtenues par la méthode inverse sont présentées accompagnées des contraintes ponctuelles calculées, à savoir les composantes *in situ* dans un plan normal à l'axe du sondage (S_{XX} , S_{YY} et S_{XY}) et la composante parallèle à cet axe (S_{ZZ}). À la lumière des résultats présentés à la figure 4.40, nous constatons que l'ajustement des courbes de terrain n'est pas très bon. Il semble y avoir un décalage entre les courbes de terrain et celles obtenues par la méthode inverse. Cela peut être causé par un certain nombre de facteurs, mais des imprécisions dans la mesure de l'avancement du forage pourraient être en cause. Comme c'est la position de la tête (mandrin) de la foreuse qui est mesurée, un certain nombre d'erreurs peuvent survenir et une correction pourrait être requise. De plus, il n'est pas toujours facile de détecter le moment où le contact se fait entre le taillant et le fond du forage (début de la saignée). Pour tirer profit des avantages de la méthode inverse qui nous donne un très grand nombre d'équations, des degrés de liberté supplémentaires ont été donnés pour minimiser les différences au carré en permettant une correction de la mesure de l'avancement du forage (L/D). Un polynôme de degré 3 a été choisi pour procéder à cet ajustement :

$$(L/D)_{\text{corrige}} = a + b (L/D)_{\text{mesure}} + c (L/D)_{\text{mesure}}^2 + d (L/D)_{\text{mesure}}^3 \quad (4.20)$$

D'autres équations sont présentement étudiées pour améliorer l'ajustement comme des splines cubiques ou bicubiques ou des polynômes de Tchebychev. Les figures 4.40, 4.43 et 4.46 montrent les courbes de récupération sans ajustement et les tableaux 4.3, 4.5 et 4.7 montrent les contraintes obtenues à partir de ces courbes. L'effet de cet ajustement, dont les facteurs sont montrés aux figures 4.42, 4.45 et 4.48, est montré sur les courbes de récupération des figures 4.41, 4.44 et 4.47, alors que les contraintes qui en résultent sont données aux tableaux 4.4, 4.6 et 4.8.

Mesure T1-M3

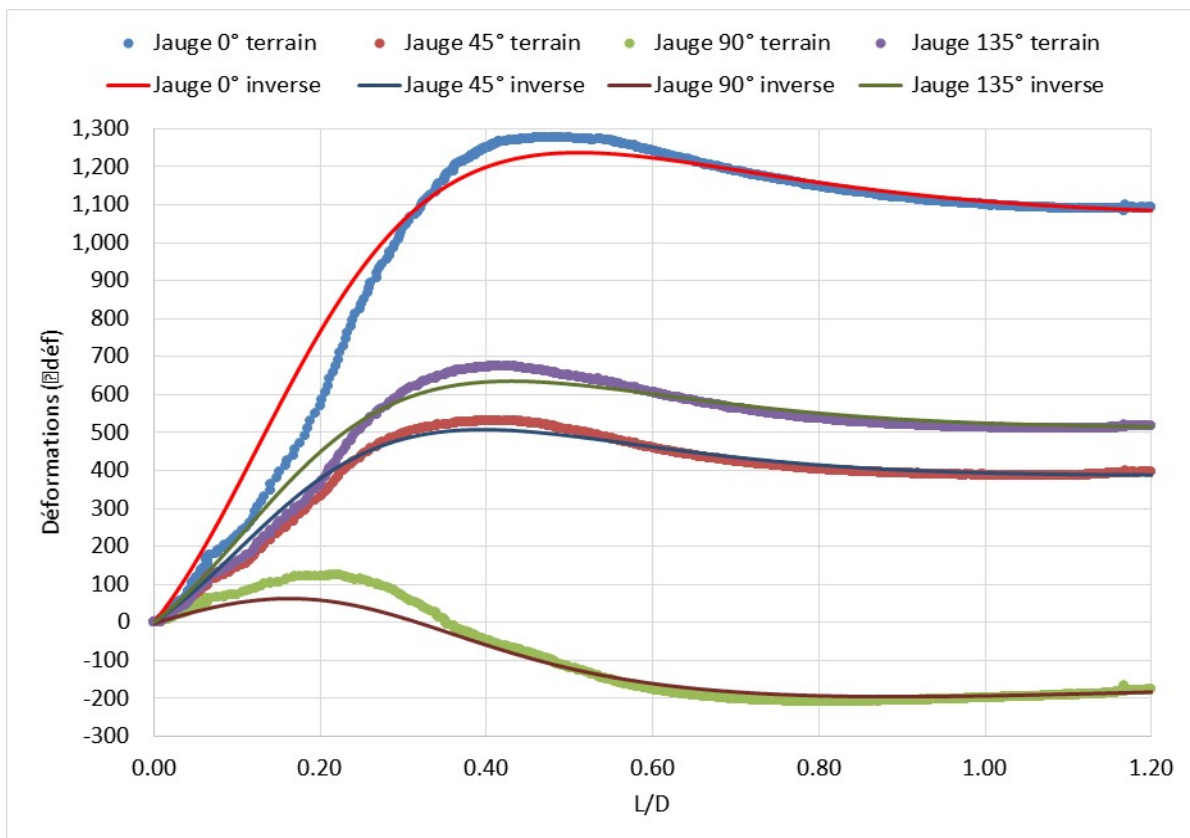


Figure 4.40 – Superposition des courbes de terrain et des courbes obtenues par la méthode inverse.

Tableau 4.3 – Mesure T1-M3 : contraintes calculées sans correction sur L/D

| | |
|------------------|---------|
| S_{XX} (MPa) | 14,17 |
| S_{YY} (MPa) | 11,80 |
| S_{ZZ} (MPa) | 8,54 |
| S_{XY} (MPa) | -14,54 |
| Somme Δ^2 | 2681729 |

Mesure T1-M3

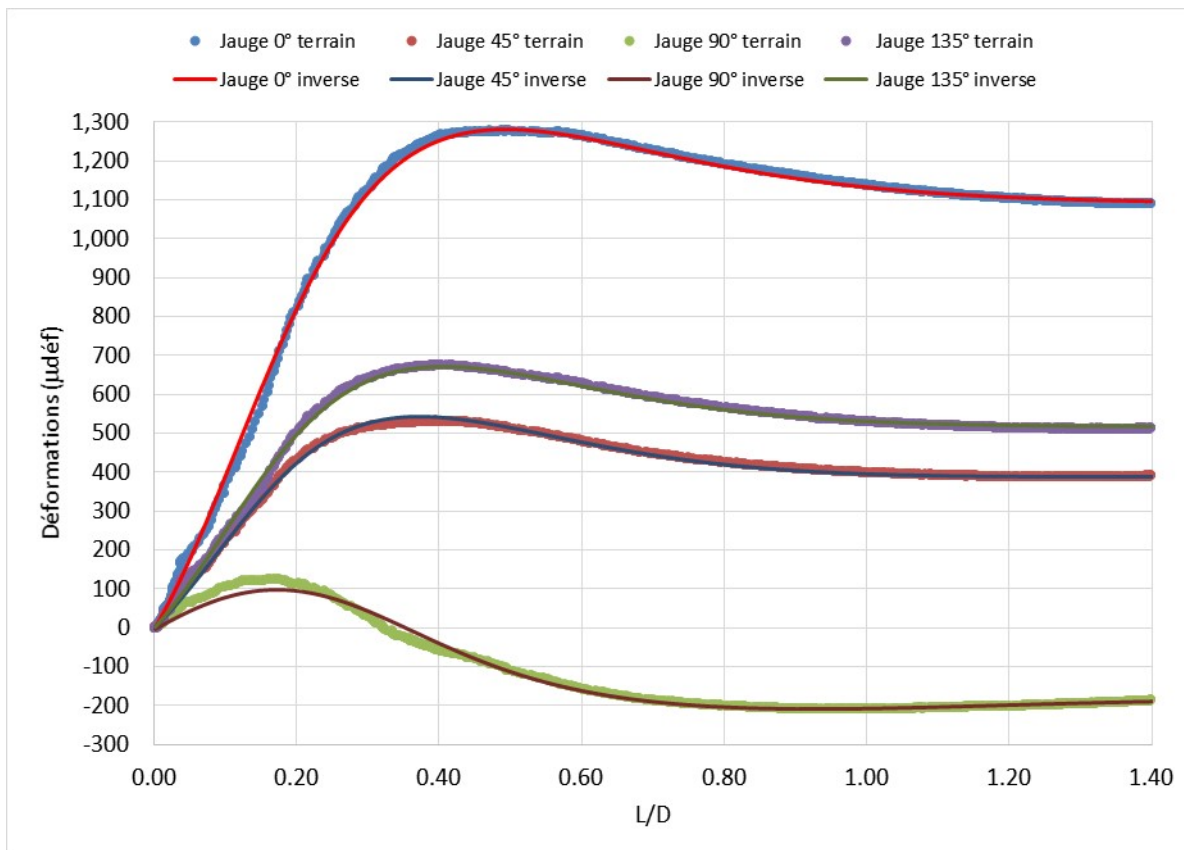


Figure 4.41 – Superposition des courbes de terrain et des courbes obtenues par la méthode inverse en corrigeant la mesure de l’avancement du forage (L/D).

Tableau 4.4 – Mesure T1-M3 :
contraintes calculées avec correction sur L/D

| | |
|------------------|--------|
| S_{XX} (MPa) | 16,53 |
| S_{YY} (MPa) | 14,10 |
| S_{ZZ} (MPa) | 17,27 |
| S_{XY} (MPa) | -15,24 |
| Somme Δ^2 | 271378 |

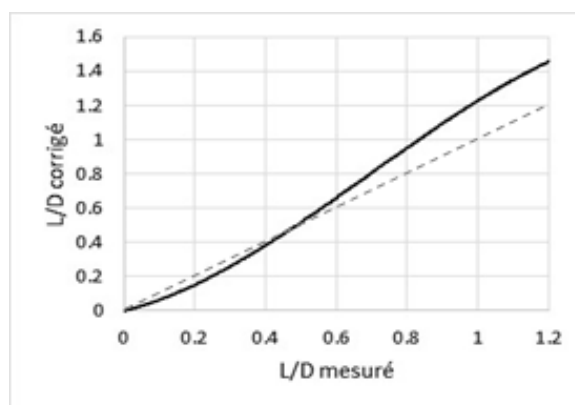


Figure 4.42 – Correction apportée sur la mesure de l’avancement (L/D) pour la mesure T1-M3.

Mesure T1-M6

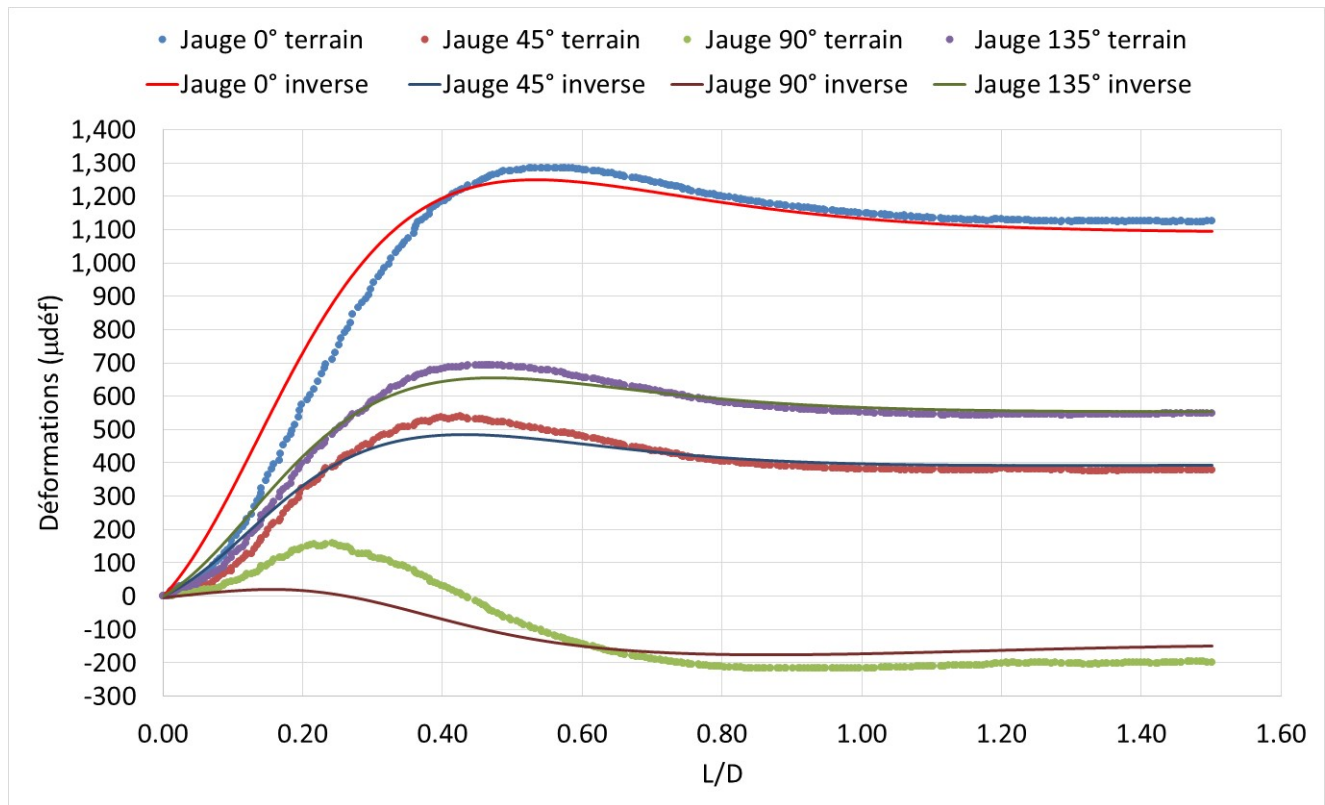


Figure 4.43 – Superposition des courbes de terrain et des courbes obtenues par la méthode inverse.

Tableau 4.5 – Mesure T1-M6 : contraintes calculées sans correction sur L/D

| | |
|------------------|---------|
| S_{XX} (MPa) | 19,16 |
| S_{YY} (MPa) | 18,13 |
| S_{ZZ} (MPa) | -1,59 |
| S_{XY} (MPa) | 17,21 |
| Somme Δ^2 | 3546482 |

Mesure T1-M6

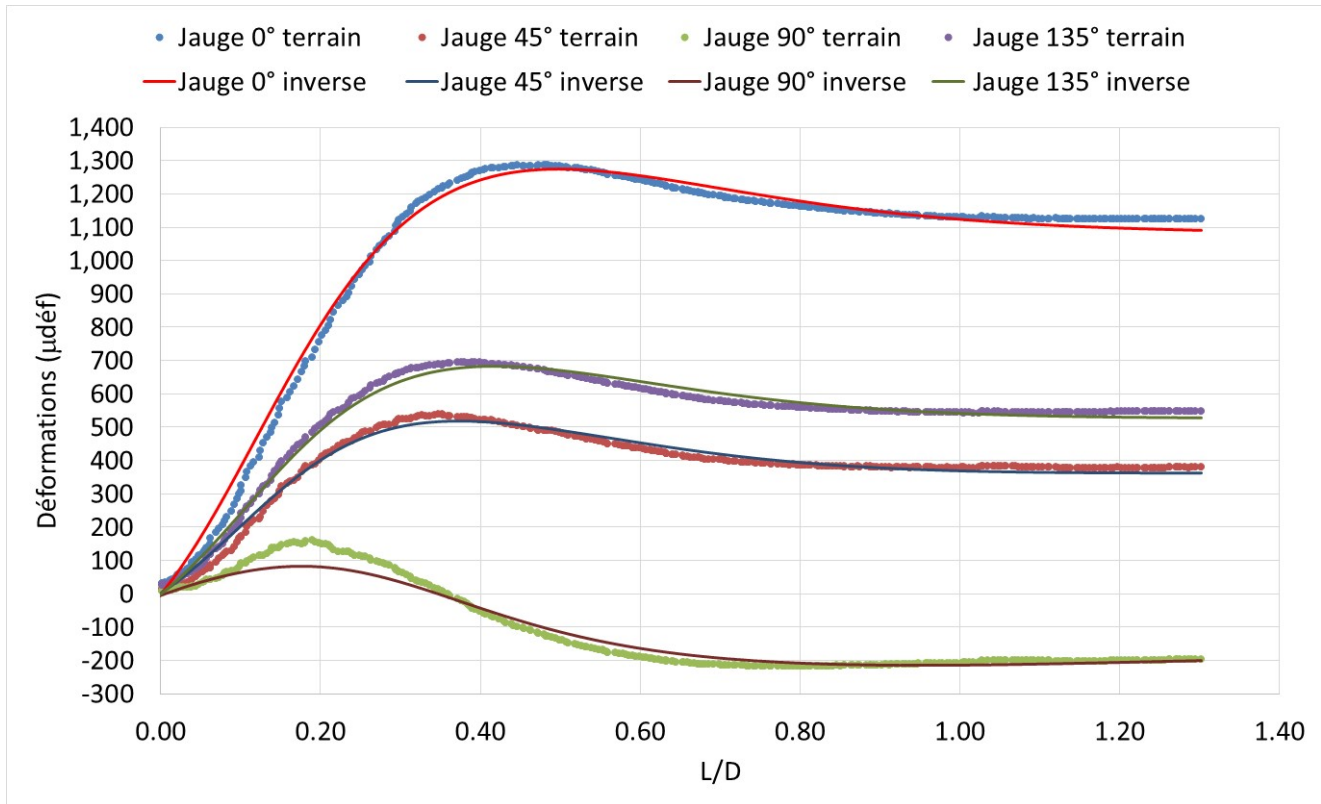


Figure 4.44 – Superposition des courbes de terrain et des courbes obtenues par la méthode inverse en corrigeant la mesure de l’avancement du forage (L/D).

Tableau 4.6 – Mesure T1-M6 : contraintes calculées avec correction sur L/D

| | |
|------------------|--------|
| S_{XX} (MPa) | 25,06 |
| S_{YY} (MPa) | 23,78 |
| S_{ZZ} (MPa) | 17,10 |
| S_{XY} (MPa) | 18,40 |
| Somme Δ^2 | 812187 |

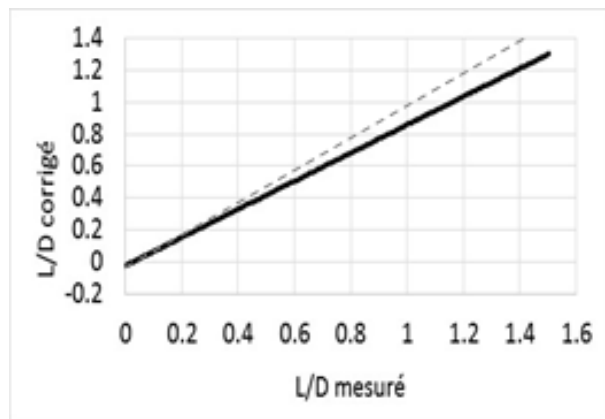


Figure 4.45 – Correction apporté sur la mesure de l’avancement (L/D) pour la mesure T1-M6.

Mesure T1-M7

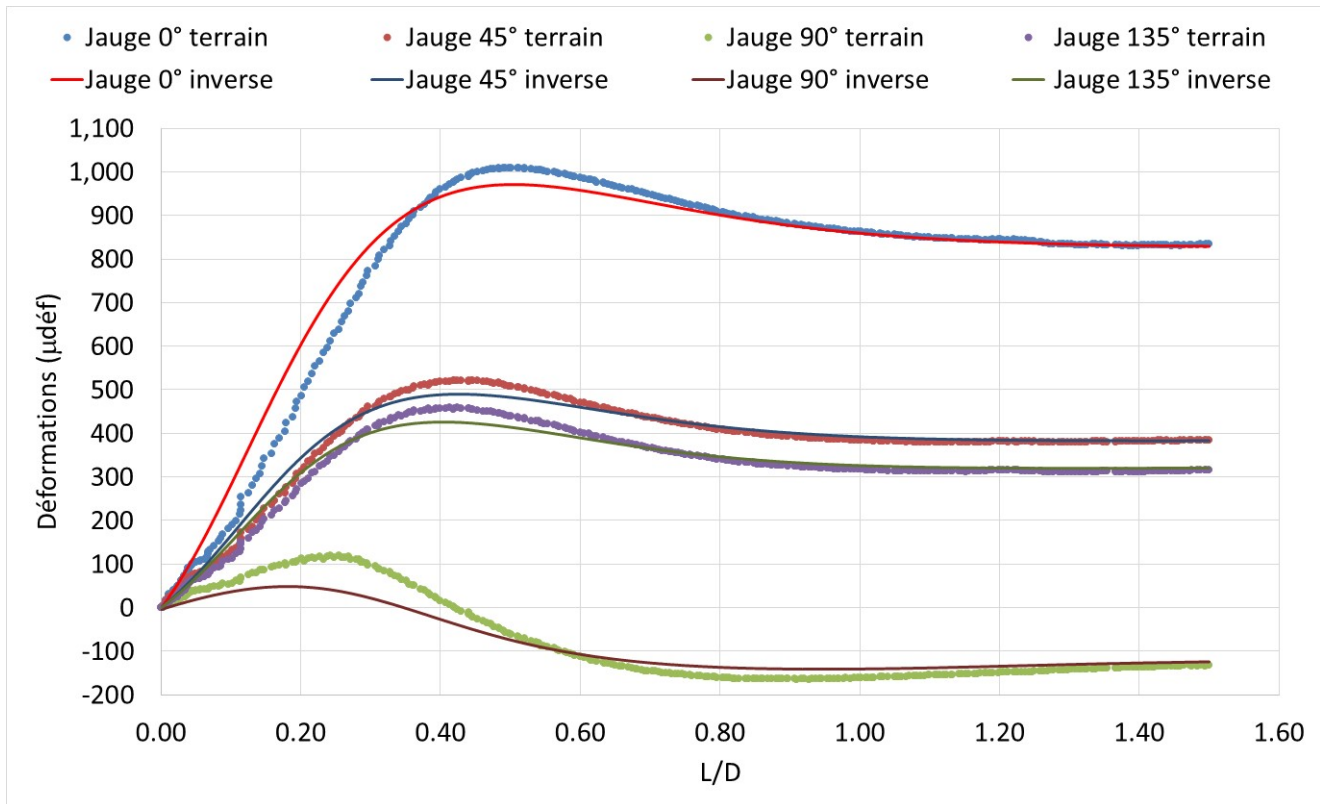


Figure 4.46 – Superposition des courbes de terrain et des courbes obtenues par la méthode inverse.

Tableau 4.7 – Mesure T1-M7 : contraintes calculées sans correction sur L/D

| | |
|------------------|---------|
| S_{XX} (MPa) | 2,80 |
| S_{YY} (MPa) | 27,04 |
| S_{ZZ} (MPa) | 7,66 |
| S_{XY} (MPa) | 3,34 |
| Somme Δ^2 | 1067663 |

Mesure T1-M7

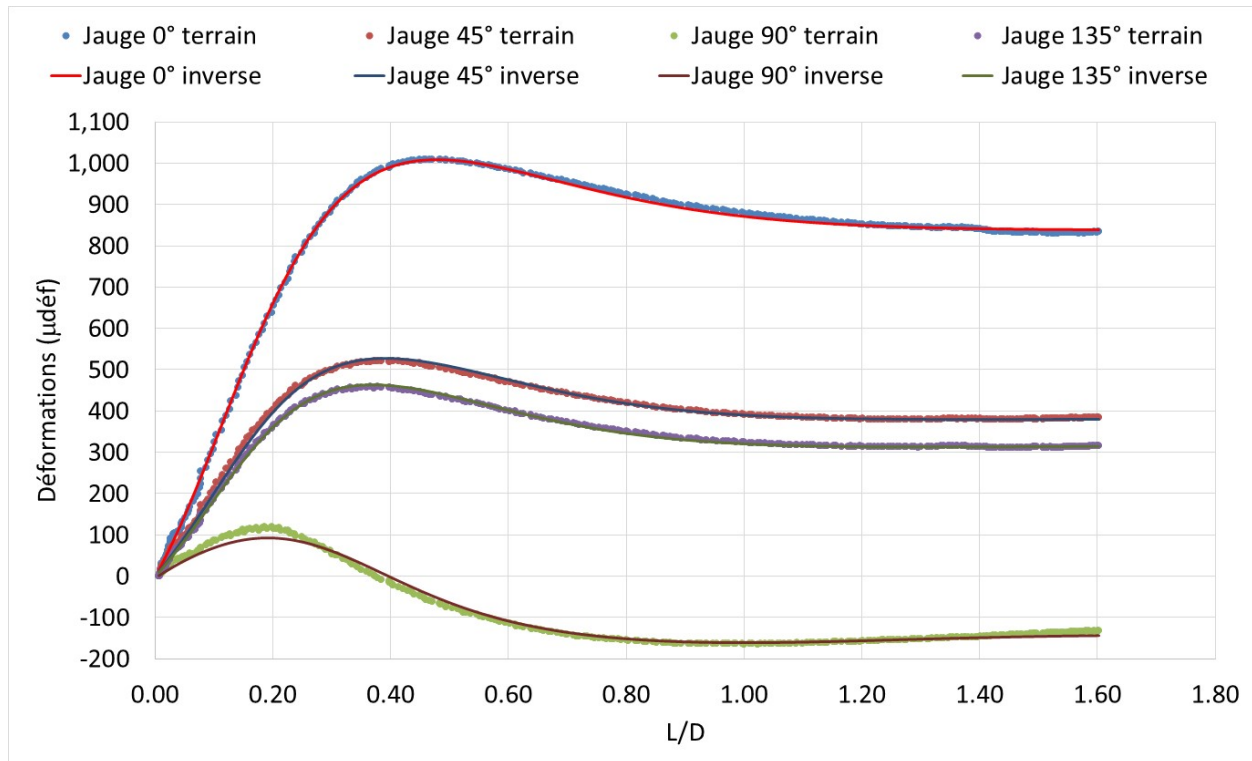


Figure 4.47 – Superposition des courbes de terrain et des courbes obtenues par la méthode inverse en corrigeant la mesure de l’avancement du forage (L/D).

Tableau 4.8 – Mesure T1-M7 : contraintes calculées avec correction sur L/D

| | |
|------------------|-------|
| S_{XX} (MPa) | 4,95 |
| S_{YY} (MPa) | 30,95 |
| S_{ZZ} (MPa) | 17,57 |
| S_{XY} (MPa) | 3,56 |
| Somme Δ^2 | 64433 |

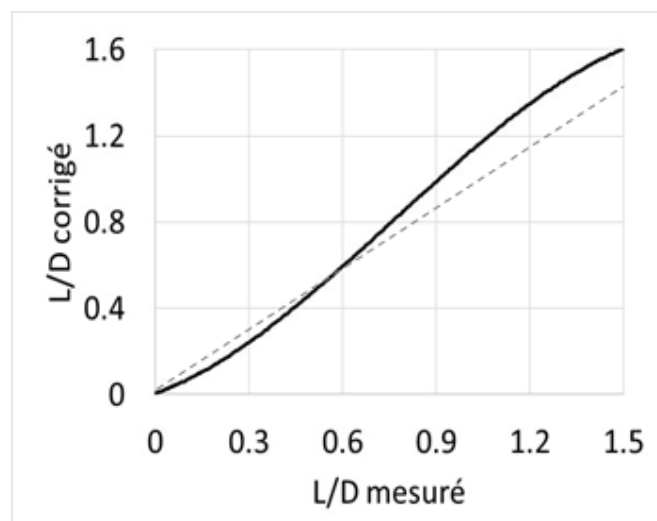


Figure 4.48 – Correction apportée sur la mesure de l’avancement (L/D) pour la mesure T1-M7.

Les résultats qui précèdent permettent de constater l'influence marquée que peut avoir un léger décalage dans la lecture de l'avancement du forage. La somme des carrés des différences diminue d'un facteur de 9,9, 4,4 et 16,6 pour les mesures T1-M3, T1-M6 et T1-M7 respectivement. De plus, les contraintes calculées sont beaucoup plus homogènes si l'on compare, par exemple, les composantes S_{ZZ} dans le tableau 4.9.

Tableau 4.9 – Comparaison de la contrainte S_{ZZ} avec et sans correction sur la mesure de L/D

| S_{ZZ} sans correction sur L/D | S_{ZZ} avec correction sur L/D |
|------------------------------------|------------------------------------|
| 8,54 MPa | 17,27 MPa |
| -1,59 MPa | 17,21 MPa |
| 7,66 MPa | 17,57 MPa |

Selon l'expérience des auteurs, une telle uniformité n'a jamais été atteinte avec des méthodes de calcul conventionnelles. Notons toutefois que pour les autres composantes de contraintes les résultats sont moins homogènes. Cette variabilité des contraintes d'un point de mesure à l'autre est d'ailleurs considérée comme normale étant donné la variabilité des paramètres de déformabilité (hétérogénéité) d'une mesure à l'autre (tableau 4.10).

Tableau 4.10 – Paramètres de déformabilité mesurés sur les carottes récupérées des mesures utilisées dans l'exemple d'application de la méthode avec des données de terrain réelles.

| Mesure | E_1 (GPa) | E_2 (GPa) | ν |
|--------|----------------|----------------|-------|
| T1-M3 | 39,13 | 28,11 | 0,123 |
| T1-M6 | 32,50 | 22,70 | 0,255 |
| T1-M7 | 39,86 | 22,19 | 0,040 |

5. DISCUSSION

L'un des principaux objectifs visés par les ingénieurs responsables du contrôle de terrain est de disposer des données les plus fiables possible pour évaluer les facteurs de sécurité associés aux excavations souterraines qu'ils ont à concevoir. Ces facteurs de sécurité sont en lien direct avec la dimension et l'orientation des contraintes qui prévalent dans les massifs rocheux. Comme indiqué en introduction, il est primordial de disposer de méthodes de mesure de contraintes qui donnent des résultats d'une grande justesse dont la qualité peut être évaluée.

D'après l'expérience des mesures de contraintes *in situ* d'au-delà d'une trentaine d'années des auteurs du présent rapport, les développements présentés ici font de la technique du *doorstopper* modifié, l'une des plus performantes et flexibles à ce jour. Cette performance est due à la robustesse et à la justesse d'équipements de terrain améliorés dans le cadre de ce projet. En effet, l'environnement souterrain dans lequel ils sont utilisés est très exigeant pour des mesures qui requièrent une justesse de l'ordre d'une partie par million. Cela est dû aux vibrations causées par la foreuse aux diamants, aux pressions d'eau autour de l'appareil, aux températures qui peuvent varier entre +50 °C (mine de potasse au Brésil) et -15 °C (mesures prises dans le permafrost) et à la présence d'eaux acides ou de saumure. La très grande polyvalence de la technique permet aussi de réaliser des mesures d'une grande justesse dans des contextes géologiques très variés et les ingénieurs ne sont pas limités à des mesures dans des massifs de roches saines, sèches et peu fracturées. Cette méthode ouvre alors des possibilités qui n'existent pas en utilisant des techniques plus conventionnelles.

En combinant les avancées réalisées lors du projet, la mesure des contraintes dans les massifs rocheux est d'une part plus facile à mettre en œuvre, mais surtout, donne des résultats beaucoup plus justes et représentatifs de l'état de contrainte moyen dans un volume de roche de plusieurs centaines de m³ puisque l'utilisation de trois trous divergents permet d'échantillonner le champ de contraintes en des points éloignés les uns des autres de plusieurs dizaines de mètres. De plus, l'approche théorique suggérée est applicable à d'autres techniques de mesure de contraintes et le présent projet ouvre la porte à de nombreux autres travaux de recherche qui auront, eux aussi, des retombées pratiques immédiates et importantes.

Quant aux limites, elles sont associées à l'ensemble des techniques de mesure, à savoir que les contraintes, quoiqu'estimées dans un volume de roche important, demeurent des points d'échantillonnage dans un champ de contraintes variable et seule la répétition des mesures en de nombreux points du massif rocheux, permet une estimation de cette variabilité et donc de l'intervalle de confiance du tenseur de contraintes moyen mesuré. Toutefois, pour que cet échantillonnage soit représentatif du champ de contraintes recherché, il est indispensable d'avoir une technique de mesure et d'interprétation qui minimisent les biais d'échantillonnage. La performance et la flexibilité de la méthode présentée dans ce rapport viennent toutefois avec une contrepartie liée à la complexité de sa mise en œuvre. Cette complexité commence sur le terrain avec des choix de sites de mesure qui doivent être représentatifs du régime de contraintes que l'on peut retrouver dans une zone géomécanique donnée. Ce choix doit se faire en regardant l'ensemble de la géologie de la mine. La réalisation des mesures représente aussi un ensemble d'opérations complexes et les écueils sont nombreux dans un environnement très favorable à la loi de Murphy. Toutefois, la plus grande difficulté est liée à la méthode d'interprétation des

mesures présentée dans ce rapport, qui requiert de très nombreuses étapes incluant la conception d'un modèle numérique tridimensionnel anisotrope pour chacune des mesures, suivie du traitement des données qui en découle. Il est certes possible de procéder à des approximations et de négliger le comportement réel de la roche au point de mesure en supposant qu'elle est isotrope, mais si l'on considère le coût unitaire de ces mesures, il serait illogique ne pas se donner la peine d'en tirer le maximum d'informations afin d'obtenir les résultats les plus représentatifs des conditions en place.

Pour l'ensemble de ces raisons et de l'avis des auteurs du présent rapport, la portée des développements présentés dans ce projet est très grande, les limites sont peu nombreuses, l'applicabilité est aussi très large, mais la complexité de réaliser de bonnes mesures et de les interpréter correctement rend leur réalisation peu accessible à un large public. Comme ce type de mesures est relativement peu fréquent dans la vie d'une mine, il est recommandé que les entreprises minières fassent appel à des équipes de spécialistes familiers avec tous les aspects d'une campagne de mesures de contraintes, incluant l'interprétation des données recueillies. Nonobstant ce qui précède, le contenu de ce rapport, combiné aux différentes références qui y sont citées, permet aux ingénieurs miniers qui le souhaiteraient de mettre en œuvre les procédures et méthodes qui ont été décrites.

6. CONCLUSIONS

Parmi les retombées les plus importantes de ce projet, notons la formation de personnel hautement qualifié par le biais de cinq projets de maîtrise qui ont eu des retombées directes ou indirectes (Ouziame, 2013; Vézina, 2013; Colin, 2014; Renaud, 2015; Delattre, 2016). Les étudiants associés au projet ont eu la possibilité de participer à des travaux de terrain, de laboratoire. Ils ont développé une expertise en modélisation numérique qui est l'outil par excellence dans le domaine de la géomécanique, tout en se familiarisant avec la méthode scientifique leur permettant d'aborder efficacement des problèmes complexes. Avec une formation de pointe dans le domaine de la mécanique des roches, ces ingénieurs auront très certainement un impact positif sur la santé et la sécurité dans les travaux souterrains.

Les objectifs fixés au départ ont été atteints et les retombées vont se traduire par la réalisation d'autres mesures dans les mois et années à venir, permettant de disposer de nouveaux cas à analyser avec l'approche intégrée par méthode inverse. Cette banque de données pourra être utilisée afin d'améliorer encore davantage les méthodes de terrain et les procédures de calcul.

Parmi les travaux qui vont suivre, notons entre autres l'amélioration de la mesure de l'avancement du forage, l'utilisation d'un modèle mathématique de correction de la mesure de l'avancement plus sophistiqué. Du travail reste encore à faire aussi du côté de la prise en compte de la variabilité de la déformabilité le long de l'axe de la carotte récupérée avec une généralisation des facteurs de correction liés aux effets de l'hétérogénéité. La tomographie microsismique sur ces carottes permettrait de cartographier à petite échelle et de façon non destructive la répartition de la déformabilité à l'échelle de la mesure et cette répartition pourrait être intégrée à un modèle numérique. La méthode de recharge graduelle de la carotte le long de son axe présente aussi un potentiel intéressant qui n'a été qu'effleuré dans ce projet. Les auteurs souhaitent aussi améliorer l'essai de compression diamétrale de manière à estimer séparément les coefficients de Poisson et ne plus recourir à l'hypothèse voulant que $\nu_1 = \nu_{12}$.

BIBLIOGRAPHIE

Amadei, B., Goodman, R. E. « Influence of rock anisotropy on stress measurements by overcoring techniques », *Rock mechanics*, vol. 15, 1982, p. 167-180.

Amadei, B., Stephansson, O. *Rock Stress and Its Measurement*, 1st ed., London, UK, Chapman & Hall, 1997.

Borsetto, M., Martinetti, S., Ribacchi, R. « Interpretation of in situ stress measurements in anisotropic rocks with the doorstopper method », *Rock mechanics and rock engineering*, vol. 17, 1984, p. 167-182.

Amadei, B., Pan, E. « Gravitational stresses in anisotropic rock masses with inclined strata », *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, vol. 29, n° 3, 1992, p. 225-236.

Amadei, B. « Importance of anisotropy when estimating and measuring in situ stresses in rock », *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, vol. 33, n° 3, 1996, p. 293-325.

Batugin, S. A., Nirenburg, R. K. « Approximate relation between the elastic constants of anisotropic rocks and the anisotropy parameters », [*Fiziko-Tekhnicheskie Problemy Razrabotki Poleznykh Iskopaemykh*]. *Soviet Mining Science*, vol. 8, n° 1, 1972, p. 5-9.

Blackwood, R. L. « Diagnostic stress-relief curves in stress measurement by overcoring », *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, vol. 15, n° 4, 1978, p. 205-209.

Bonnechere, F., Fairhurst, C. « Determination of regional stress field from doorstopper measurements », *Journal of the South African Institute of Mining and Metallurgy*, vol. 68, n° 12, 1968, p. 520-544.

Brown, E.T. « Progress and challenges in some areas of deep mining », *Deep and High Stress Mining 2012, proceedings published by the Australian Centre for Geomechanics, Mining Technology: Transactions of the Institutions of Mining and Metallurgy: Section A*, 2012, p. 177-191.

Cloix, R. *Influence de l'hétérogénéité du massif rocheux sur le calcul des contraintes in situ*, Montréal, Canada, Université de Montréal, École Polytechnique, Département des génies civil, géologique et des mines, 2010, 168 p. Maîtrise ès Sciences Appliquées.

Colin, A *Modélisation et analyse des effets de la température sur les mesures de contraintes avec la technique du doorstopper modifié*, Montréal, Canada, Université de Montréal, École Polytechnique, Département des génies civil, géologique et des mines, 2014, 132 p. Maîtrise ès Sciences Appliquées.

Corthésy, R., Gill, D.E., Leite, M.H. « An integrated approach to rock stress measurement in anisotropic non-linear elastic rock », *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, vol. 30, n° 4, 1993, p. 395-411.

Corthésy, R. *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*, Montréal, Canada, Université de Montréal, École Polytechnique, Département de génie minéral, 1982, 56 p. Maîtrise ès Sciences Appliquées.

Corthésy, R., Leite, M.H., He, G., Gill, D.E. « The RPR method for the doorstopper technique: Four or six stress components from one or two boreholes », *International Journal of Rock Mechanics Mining Sciences and Geomechanics Abstracts*, vol. 31, n° 5, 1994, p. 507-516.

Cuisiat, F. D., Haimson, B. C. « Scale effects in rock mass stress measurements », *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, vol. 29, n° 2, 1992, p. 99-117.

Delattre, S. *Application de la méthode inverse à l'interprétation de mesures de contraintes in situ avec la technique du doorstopper modifié*, Montréal, Canada, Université de Montréal, École Polytechnique, Département des génies civil, géologique et des mines, 2016 (à paraître), Maîtrise ès Sciences Appliquées.

EXO SOLUTION. Communication personnelle, 2014.

Gill, D.E., Corthésy, R., Ouellet, J., Dubé, P.B., Nguyen, D. « Improvements to standard doorstopper and Leeman cell stress measuring techniques », *2nd International Symposium on Field Measurements in Rock Mechanics, Kobe, Japan*, 1987, vol. 1, p. 75-83.

Gonzaga, G., Leite, M.H., Corthésy, R. « Determination of anisotropic deformability parameters from a single standard rock specimen », *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*, vol. 45, n° 3, 2008, p. 1420-1438.

Gray, W. M., Toews, N. A. « Analysis of accuracy in the determination of the ground-stress tensor by means of borehole devices », *9th Symposium on U.S. Rock Mechanics, Golden, CO, USA*, 1967, p. 45-78.

Jaeger, J. C., Cook, N.G.W., Zimmerman, R.W. *Fundamentals of rock mechanics*, 4th ed., Oxford, U.K., Blackwell Publishing, 2007, 475 p.

Leeman, E. R. « The measurement of stress in rock - Part I: The principles of rock stress measurements », *South African Institute of Mining and Metallurgy Journal*, vol. 65, n° 2, 1964, p. 45-81.

Leeman, E. R. « Doorstopper and triaxial rock stress measuring instruments developed by CSIR », *Journal of the South African Institute of Mining and Metallurgy*, vol. 69, n° 7, 1969, p. 305-339.

Leeman, E. R. « CSIR doorstopper and triaxial rock stress measuring instruments », *Rock Mechanics*, vol. 3, n° 1, 1971, p. 25-50.

Leite, M.H., Corthésy, R., Gill, D.E., St-Onge, M., Nguyen, D. « The IAM - A down-the-hole data logger conditioner for the modified doorstopper technique », *2nd North American Rock Mechanics Symposium, Montréal, Canada, 1996*, p. 897-904.

Leite, M. H., Corthésy, R. « Stress measurements in concrete structures with modified doorstopper technique », *ACI Structural Journal*, vol. 98, n° 5, 2001, p. 619-628.

Leite, M.H., Boivin, V., Corthésy, R. « Stress calculation methods for overcoring techniques in heterogeneous rocks », *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*, vol. 47, n° 7, 2010, p. 1180-1192.

Ouellet, A.C. *Interprétation de mesures de contraintes réalisées avec une cellule doorstopper modifiée en milieu anisotrope*, Montréal, Canada, Université de Montréal, École Polytechnique, Département des génies civil, géologique et des mines, 2012, 131 p. Maîtrise ès Sciences Appliquées.

Ouziame, H. *Analyse numérique de la distribution des contraintes dans une éprouvette anisotrope en compression diamétrale*, Montréal, Canada, Université de Montréal, École Polytechnique, Département des génies civil, géologique et des mines, 2013, 148 p. Maîtrise en génie civil.

Panek, L. A. « Calculation of average ground stress components from measurements of diametral deformation of drill hole », *U.S. Bureau of Mine RI 6732*, 1996.

Potvin, P. Communication personnelle. Association paritaire pour la santé et la sécurité du travail secteur minier (APSM), 2013.

Rahn, W. « Stress concentration factors for the interpretation of doorstopper stress measurements in anisotropic rocks », *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, vol. 21, n° 6, 1984, p. 313-326.

Renaud, J. *Vérification de l'application de la méthode inverse à des mesures de contraintes de terrain au doorstopper modifié*, Montréal, Canada, Université de Montréal, École Polytechnique, Département des génies civil, géologique et des mines, 2015, 127 p. Maîtrise en génie civil.

Ribacchi, R. « Rock stress measurements in anisotropic rock masses », *International Symposium on Field Measurements in Rock Mechanics, Zurich, Switzerland, 1977*, p. 183-196.

Van Heerden, W. L. « Stress concentration factors for the flat borehole end for use in rock stress measurements », *Engineering Geology*, vol. 3, 1969, p. 307-323.

Thompson, P.M., Corthésy, R., Leite, M.H. « Rock stress determinations at great depth using the modified doorstopper gauge », *International Symposium on Rock Stress, Kumamoto, Japon, 1997*, p. 65-70.

Vézina, C. *Méthode inverse appliquée à l'interprétation de mesures de contraintes au doorstopper modifié*, Montréal, Canada, Université de Montréal, École Polytechnique, Département des génies civil, géologique et des mines, 2014, 131 p. Maîtrise ès Sciences Appliquées.