

Comportement de l'interface barre – scellement d'un ancrage passif scellé au rocher : étude numérique

D.-A. HO^{a,*}, M. BOST^{a,**}, J.-P. RAJOT^{a,***}

a. Université de Lyon, F-69000, Lyon, France

IFSTTAR, GERS, RRO, F-69500, Bron, France

* Email : duc-an.ho@ifsttar.fr

** Email : marion.bost@ifsttar.fr

*** Email : jean-pierre.rajot@ifsttar.fr

Résumé :

La compréhension du comportement des ancrages passifs scellés au rocher nécessite de définir celui de l'interface barre-scellement. Sollicitée en cisaillement, différents mécanismes de rupture interviennent suivant les conditions de confinement. Or les modèles issus des études expérimentales se limitent à un comportement tangentiel sans considérer l'influence de paramètres comme l'épaisseur de scellement ou la rigidité de la roche.

Cette étude présente une approche numérique pour étudier le comportement tangentiel de l'interface barre-scellement en tenant compte du comportement radial. Pour cela, des essais d'arrachement sur de faibles longueurs de barres scellées ont été reproduits numériquement. Une attention particulière a été portée à la définition du comportement du matériau de scellement afin de reproduire les différents mécanismes de rupture possibles. Pour décrire le comportement en traction, ainsi que celui en compression, l'effet d'échelle a été pris en compte.

La confrontation entre les résultats numériques et expérimentaux permet de valider ce modèle numérique. Ce dernier va être utilisé pour effectuer une étude paramétrique du comportement tangentiel de l'interface en faisant varier les conditions de confinement.

Abstract :

To understand the behavior of the grouted rock anchors, the behavior of the grout-rebar interface has been studied for decades, by the mean of pull-out tests, in order to establish its constitutive model. However, these studies did not consider the influence of grout's thickness or rock's stiffness, while these parameters define the confinement conditions and thus influence the failure mechanisms of the grout-rebar interface.

This paper presents a numerical approach to study the grout-rebar interface behavior. Pull-out tests under different values of confinement pressure have been reproduced numerically. A particular attention has been paid to the behavior of the grout material, with consideration of size-effect on the simulation of the local plastic failure.

The comparison between the numerical results with the experimental data showed a good agreement and allowed to validate the numerical model. The latter will be used to perform a parametric study of the tangential behavior of the grout-rebar interface for different confinement conditions.

Mots clefs : Ancrages passifs, interface barre-scellement, élasto-plasticité, endommagement, effet d'échelle, localisation des déformations.

1 Introduction

Les ancrages passifs scellés au rocher sont utilisés pour différentes applications dans le domaine du génie civil : soutènement des parois d'excavations, stabilisation des pentes naturelles ou anthropiques, fixation des ouvrages de protection contre les chutes de blocs. Composé de trois éléments principaux, la barre d'acier, le scellement (généralement du coulis de ciment) et le forage dans le massif rocheux, sous sollicitation axiale, l'ancrage est en réalité confronté à différents modes de rupture qui ne sont pas exclusifs : rupture de la roche, rupture de la barre, rupture du matériau de scellement, rupture à l'interface scellement-roche, rupture à l'interface scellement-barre. Différents travaux ont ainsi été menés pour mieux comprendre le comportement d'un ancrage scellé au rocher [1,2,3,4]. Mais tous se sont heurtés à la définition du comportement des interfaces et en particulier de l'interface barre-scellement. Ce travail a donc pour objectif de mieux caractériser l'interface barre-scellement d'un ancrage passif scellé au rocher en termes de comportement et de rupture.

L'interface barre – scellement ne se limite pas seulement au contact entre l'acier de la barre et le matériau de scellement, mais concerne également une zone mobilisée de part et d'autre de la surface de contact, dans les deux matériaux, par laquelle le transfert d'effort de la barre vers le scellement s'effectue. L'interface barre – scellement résiste en effet à l'arrachement de la barre par trois nature d'efforts résistants [1, 5] : l'adhésion chimique entre l'acier et le matériau de scellement, le frottement entre l'acier et le matériau de scellement et l'imbrication mécanique (Figure 1). Du fait du filetage de la barre, l'imbrication mécanique permet de développer la majeure partie de la résistance au cisaillement à l'interface barre – scellement [5]. Lors de l'arrachement, elle génère une sollicitation dans le matériau de scellement qui a pour effet de le cisailier, ainsi que de le dilater. Selon les conditions de confinement, un des deux phénomènes prédomine et génère un mode de rupture propre : un faible confinement favorise la dilatation qui se traduit par le développement de fissures de traction dans le scellement alors qu'un fort confinement favorise le cisaillement le long de la barre [1, 2, 3, 4]. Par ailleurs, du fait du frottement, la résistance à l'interface est une fonction croissante de la pression de confinement générée par l'épaisseur de scellement et la rigidité des matériaux. Le confinement joue donc un rôle important dans le comportement de l'interface barre-scellement mais il reste difficile à prendre en compte du fait de la dépendance entre les paramètres.

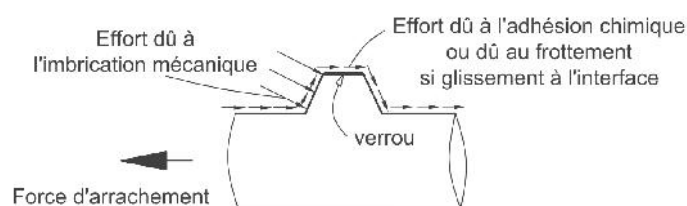


Figure 1 Schéma des différents efforts résistants à l'interface barre – scellement au voisinage d'un verrou

La plupart des études sur l'interface barre-scellement ont été effectuées par la voie expérimentale [2, 3 4]. A l'issue de ces essais expérimentaux, de premiers modèles de comportement de l'interface barre – scellement ont été proposés comme le modèle tri-linéaire de Benmokrane et al. [2] et le modèle de Blanco Martin et al. [4]. Cependant, ces modèles ne considèrent pas les conditions de confinement telles que l'épaisseur du scellement et la rigidité de la roche et ils se limitent généralement à la description du comportement tangentiel. Il s'avère nécessaire de proposer un modèle de comportement tangentiel de l'interface barre – scellement, en tenant compte du comportement radial, afin de mieux reproduire le comportement d'un ancrage.

Le travail présenté a pour objectif, par une approche numérique, d'étudier le comportement de l'interface barre – scellement afin de pouvoir établir un modèle d'interface utilisable dans une modélisation d'ancrage passif scellé au rocher. Dans un premier temps, un modèle numérique permettant de reproduire une étude expérimentale a été établi. Une attention particulière a été portée au choix et au paramétrage du modèle de comportement du matériau de scellement (coulis de ciment) car l'état de contraintes et de déformations à prendre en compte dans ce matériau est complexe pour pouvoir reproduire les déformations et les modes de rupture. A l'aide de ce modèle numérique, des essais numériques seront réalisés afin d'effectuer une étude paramétrique pour évaluer l'influence des propriétés mécaniques, de l'épaisseur du matériau de scellement et de la rigidité du massif rocheux environnant, dans le but de définir un modèle de comportement de l'interface barre – scellement utilisable dans les simulations d'ancrages au rocher.

En section 2, les essais d'arrachement de Moosavi et al. [3], considérant différents types de barre scellée sur une faible longueur sous différentes contraintes de confinement, sont tout d'abord rappelés et leurs résultats présentés. Ensuite, le détail de la modélisation numérique est donné en section 3. Enfin, les résultats de la modélisation sont présentés et analysés en section 4.

2 Etude expérimentale de l'interface barre-scellement

Pour étudier l'interface barre-scellement expérimentalement, des essais d'arrachement sur des barres scellées sur une faible longueur (de quelques fois le diamètre de la barre) [2, 3, 4] sont réalisés afin d'approcher le cas d'un comportement uniforme (contrainte, déformation) le long de l'interface.

2.1 Principe des essais d'arrachements

Un essai d'arrachement [6] sur une barre scellée consiste à appliquer un effort ou un déplacement en tête de la barre sous une condition de confinement constante à l'extérieure de l'échantillon (pression ou rigidité). Pendant l'essai, la valeur de la force de traction en tête de la barre T et le déplacement δ associé de la tête de la barre sont mesurés. Il est à noter que le déplacement δ en tête de la barre est généralement mesuré par référence à la zone non perturbée du milieu encaissant et comprend donc, en considérant la rigidité de l'acier élevée, deux parties principales: le déplacement relatif entre la barre et le scellement et les déformations du milieu encaissant. La déformation de la barre d'acier est négligeable eu égard au niveau de sollicitation au cours de ce type d'essais.

Dans le cas de l'étude expérimentale de l'interface barre-scellement d'un ancrage scellé, s'agissant d'une faible longueur de scellement, les contraintes tangentielles à l'interface barre – scellement τ^{b-g} sont interprétées à partir des mesures en admettant une distribution uniforme de celles-ci le long de cette faible longueur de scellement par la relation suivante :

$$\tau^{b-g} = \frac{T}{\pi d_b L}$$

où L est la longueur de scellement et d_b est le diamètre nominal de la barre.

A l'issue de l'essai, la courbe représentant la contrainte tangentielle τ^{b-g} calculée en fonction du déplacement en tête de la barre d'acier δ est tracée. Dans les travaux existants, c'est cette courbe qui est utilisée pour définir le comportement local de l'interface barre – scellement. Une telle étude expérimentale se limite cependant à la description du comportement tangentiel à l'interface et ne permet pas d'appréhender le comportement radial.

2.2 Description des essais de Moosavi et al. (2005)

Dans la suite de ce travail, nous proposons de construire un modèle numérique d'un essai d'arrachement pour établir un modèle de comportement de l'interface barre-scellement, tangentiel et radial. Les essais de Moosavi et al. [3] ont servi de référence pour la validation du modèle numérique.

Ces essais d'arrachement ont été réalisés dans une cellule triaxiale de Hoek modifié [3]. Ce dispositif comprend une cellule de confinement à l'intérieure de laquelle un échantillon de barre scellée (Figure 2) est positionnée. La longueur totale de l'échantillon est de 300 mm. L'échantillon est serti dans deux anneaux métalliques servant d'attache dans la cellule. Côté d'application de l'effort de traction en tête de la barre, l'anneau est fixe et, côté opposé, l'anneau peut se déplacer dans la direction de l'axe de la barre. Une portion de tube PVC est mise en place à l'interface barre – scellement à chaque extrémité de l'échantillon pour limiter la longueur effective de barre scellée à 150 mm (ou 100 mm dans certains essais).

Plusieurs essais avec différents types de barre et de résistance du coulis de ciment ont été réalisés par Moosavi et al. [3]. Pour cette modélisation, les essais avec une barre en acier Fe500 de diamètre de 20mm et filetage discontinu (Figure 3) scellée dans un coulis de ciment d'une résistance en compression uniaxiale de 42 MP ont été considérés.

L'anneau métallique côté application de l'effort de traction étant fixe, le déplacement δ de la barre au cours de l'essai provient du seul glissement relatif à l'interface barre – scellement. Par ailleurs, en périphérie, des jauges de déformation ont été installées permettant de mesurer l'expansion radiale de l'échantillon cylindrique. Ces dernières mesures peuvent présenter un point de comparaison supplémentaire dans notre étude du comportement radial.

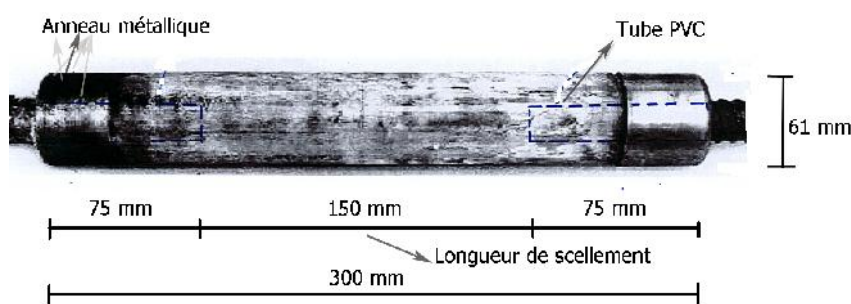


Figure 2 Echantillon d'essai

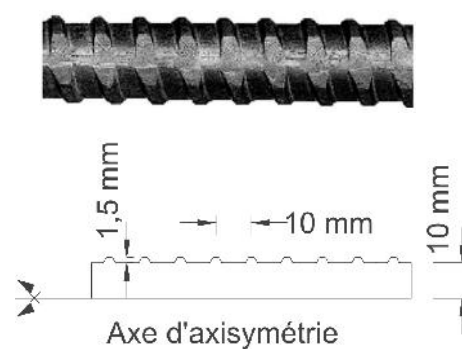


Figure 3 Géométrie de la barre d'acier

3 Modélisation numérique d'un essai d'arrachement

Dans cette section présente la modélisation numérique d'un essai d'arrachement de Moosavi et al. [3]. Le travail a consisté à reproduire numériquement les conditions de l'essai (géométrie exacte, conditions limites, caractéristiques des matériaux, chargement). Une attention particulière a été portée au modèle de comportement du matériau de scellement qui a été déterminé sur la base de données expérimentales et du Model Code 1990 [7]. Afin de décrire le comportement avec localisation de la rupture en traction et en compression du matériau de scellement, l'effet d'échelle a dû être considéré.

3.1 Géométrie, conditions aux limites et maillage

La géométrie de la barre n'est pas axisymétrique à l'échelle des verrous du fait de la présence de deux zones lissées le long de la barre et de la forme hélicoïdale des verrous. Cependant, dans cette modélisation, on néglige ces écarts afin de considérer le problème comme étant axisymétrique. La Figure 4 présente ainsi la géométrie axisymétrique retenue. La barre d'acier est modélisée avec la géométrie réelle des verrous (Figure 3) dans une section comportant de la barre. Le coulis de ciment est représenté avec une épaisseur de 20mm et une longueur effective de scellement de 150 mm.

Pour reproduire les conditions aux limites de l'essai d'arrachement (Figure 4), les déplacements du scellement aux extrémités sur la longueur des anneaux de sertissage, dans la direction normale au chargement, sont bloqués. Les déplacements en tête du scellement selon la direction de chargement sont également imposés également à zéro car l'anneau de sertissage est fixe. Une pression constante est appliquée et gardée constante à l'extérieur de l'échantillon, le long de la longueur scellée.

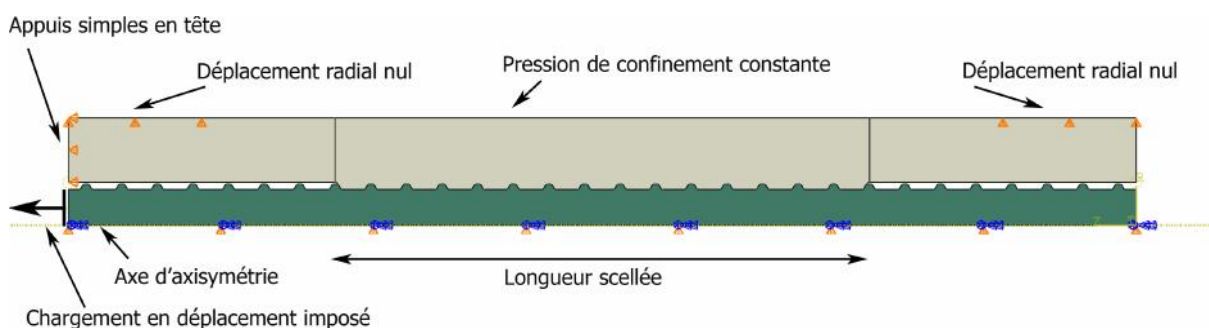


Figure 4 Géométrie et conditions limites du modèle.

Pour cette modélisation, le logiciel de calcul aux éléments finis Abaqus [8] a été utilisé. Des éléments axisymétriques quadrilatéraux et des éléments triangulaires ont été utilisés, respectivement pour la barre d'acier et le matériau de scellement. Pour assurer une bonne précision des résultats au niveau de l'interface, la zone dans le scellement aux alentours de l'interface a été finement discrétisée avec des éléments de dimensions de l'ordre de 0,3 mm. La Figure 5 représente la vue d'ensemble du maillage avec un zoom au niveau de l'interface. Ce maillage comporte 14 000 nœuds.

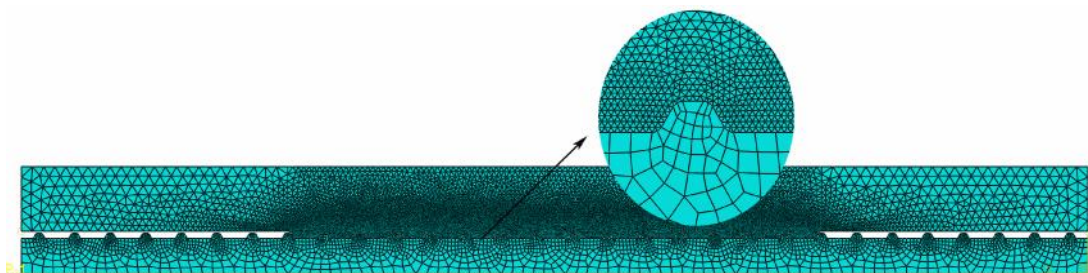


Figure 5 Maillage

3.2 Modèles de comportement des matériaux et du contact acier – matériau de scellement

Comportement du contact:

Le contact entre l'acier et le matériau de scellement a été modélisé par un comportement purement frottant en négligeant la cohésion entre l'acier et le coulis de ciment formée lors de la prise du ciment.

En effet, selon [5], cette cohésion représente moins de 20% de la résistance totale. Le coefficient de frottement acier-coulis de ciment a été pris égal à 0,4 en référence aux travaux dans le béton armé [9].

Comportement de l'acier:

Le modèle de comportement de l'acier a été approché par un comportement élastique parfaitement plastique sachant que le niveau de sollicitation dans le cas d'un essai d'arrachement sur barre courte ne permet pas d'attendre la limite élastique de l'acier. La nuance d'acier de la barre étant Fe500, la limite élastique f_{el} a été prise égale à 500 MPa et le module de Young, à 200 GPa. Le taux d'allongement en traction à la rupture a été pris, de manière classique, égal à 10%.

Comportement du matériau de scellement (coulis de ciment):

Afin de reproduire les différents types de comportement du matériau de scellement, un modèle élasto-plastique avec l'endommagement a été choisi.

Les paramètres élastiques (coefficient de Poisson, $\nu = 0,2$; module de Young, $E = 10 \text{ MP}$) ont été déterminés d'après les travaux expérimentaux de Hyett et al. [1] sur des coulis de ciment de résistance en compression similaire.

La surface de plasticité adoptée pour ce modèle est celle proposée initialement par Lubliner et al. [10] avec les modifications de Lee & Fenves [11]. Le critère de plasticité s'écrit :

$$f = \frac{1}{1 - \alpha} (q - 3\alpha.p + \beta(\varepsilon^p)\langle\sigma_{max}\rangle - \gamma\langle-\sigma_{max}\rangle) - \sigma_{écr}(\varepsilon^p)$$

Avec

$$\alpha = \frac{\left(\frac{\sigma_{b0}}{\sigma_{c0}}\right) - 1}{2\left(\frac{\sigma_{b0}}{\sigma_{c0}}\right) - 1}; \beta(\varepsilon^p) = (1 - \alpha)\left(\frac{\sigma_c(\varepsilon^p)}{\sigma_t(\varepsilon^p)}\right) - (1 + \alpha); \gamma = \frac{3(1 - K_c)}{2K_c - 1}$$

Dans lesquelles,

- p, q sont la contrainte isostatique et la contrainte déviatorique.
- σ_{b0}/σ_{c0} est le ratio entre la résistance en compression biaxiale et celle en compression uniaxiale. Selon Kupfer et al. [12], la résistance en compression biaxiale est de l'ordre de 16% supérieure à celle en compression uniaxiale, dès lors, $\frac{\sigma_{b0}}{\sigma_{c0}} = 1,16$.
- Dans l'espace des contraintes principales, K_c est le ratio, pour une pression isostatique donnée, entre la contrainte déviatorique à la rupture dans le plan contenant la trisectrice et la médiane entre deux axes (plan médian en traction) et la contrainte déviatorique à la rupture dans le plan contenant la trisectrice et un des axes (plan médian en compression). Selon Lopez-Almansa et al. [13], $K_c = \frac{3 - \sin \phi}{3 + \sin \phi}$ avec ϕ est l'angle de frottement interne du matériau. Or $\phi = 33^\circ$ selon [14] d'où $K_c = 0,692$.
- $\sigma_{écr}(\varepsilon^p)$ sont les fonctions d'écrouissage déterminées respectivement à partir des courbes contrainte-déformation en compression uniaxiale et en traction uniaxiale.

Le potentiel plastique utilisé pour ce modèle est celui d'une plasticité non associée selon l'expression ci-dessous :

$$g = \sqrt{(\varepsilon \bar{\sigma}|_0 \tan \psi)^2 + q^2} - p \tan \psi$$

Avec

- $\bar{\sigma}|_0 = \bar{\sigma}|_{\varepsilon^p=0; \dot{\varepsilon}^p=0}$, la contrainte plastique équivalente initiale ;
- ψ : l'angle de dilatance, représente le rapport entre les déformations plastiques déviatorique et volumique du matériau, pris égal à 12° selon la recommandation de Vermeer et de Borst [15].
- ε , qui représente la dilatance du matériau à faible contrainte isostatique p , pris égal à 0,1 [8].

Pour l'endommagement, l'approche de Krätzig & Pölling [16] et Grassl [17] calculant les paramètres de l'endommagement (d_t en traction, d_c en compression) selon le rapport entre la déformation plastique et la déformation inélastique, incluant en outre l'endommagement, a été choisie.

Dans cette modélisation, les dimensions du scellement et la taille des éléments de discrétisation sont significativement plus faibles que la taille des essais standardisés de caractérisation du matériau. L'effet d'échelle a donc été pris en compte. Du fait de la localisation de la rupture en traction ou en compression, le modèle de radoucissement est à adapter à la taille des éléments et des dimensions de la structure.

L'adaptation de la courbe de contrainte-déformation en traction du matériau à la taille d'éléments est effectuée de manière que l'énergie de dissipation dans l'élément fini est égale à l'énergie de fissuration G_f [7, 17, 18, 19, 20]. Un essai numérique de traction avec la même taille d'éléments (0,3mm), qu'employés pour simuler l'essai d'arrachement, a été réalisé pour vérifier l'approche. La Figure 6 montre la courbe de comportement et la variable d'endommagement en traction utilisé dans le modèle.

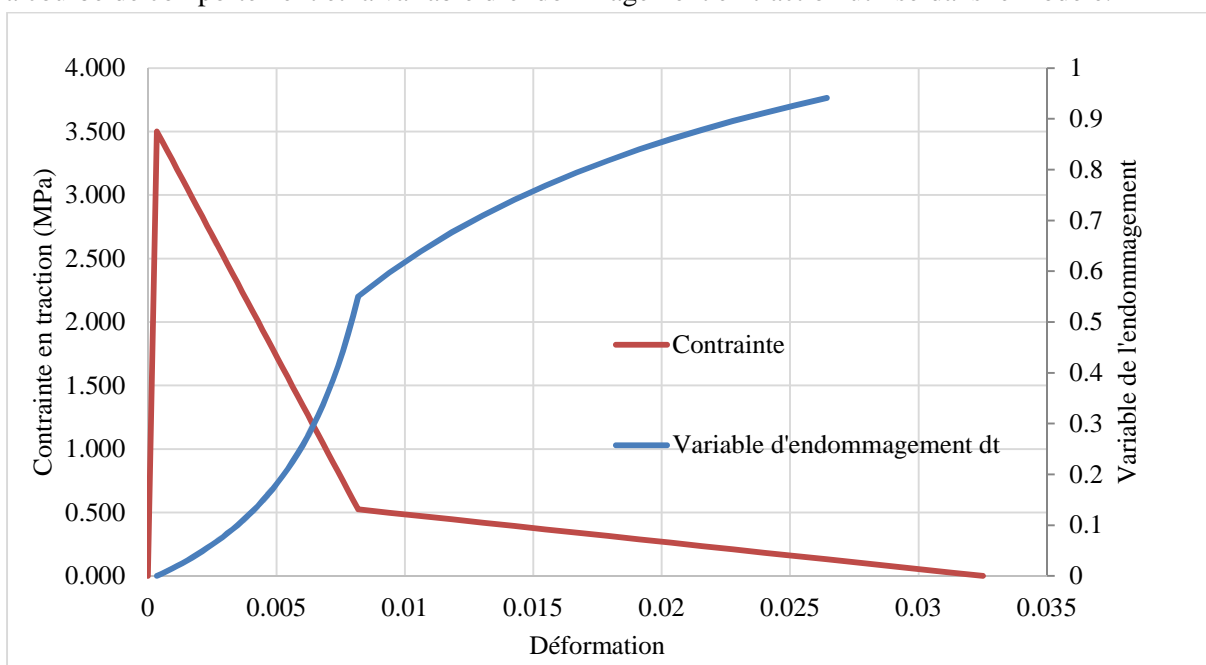


Figure 6 Courbe de comportement en traction utilisé pour le modèle de l'ancrage

En compression, en complément des parties élastique et en écrouissage positif établies à l'aide du Model Code 1990 [7], le radoucissement de la courbe contrainte-déformation a été reproduite sur un échantillon de dimension de l'ordre de l'épaisseur du scellement en utilisant l'approche de l'énergie de rupture en compression G_c [16, 21]. La Figure 7 montre la courbe de comportement et la variable d'endommagement en compression utilisé dans le modèle. Dans cette figure, la courbe rouge, représentant la relation contrainte - déformation, déterminée selon le Model Code 1990 [7] pour un échantillon dont la hauteur soumise à la compression est de 200mm, a également tracé pour comparaison.

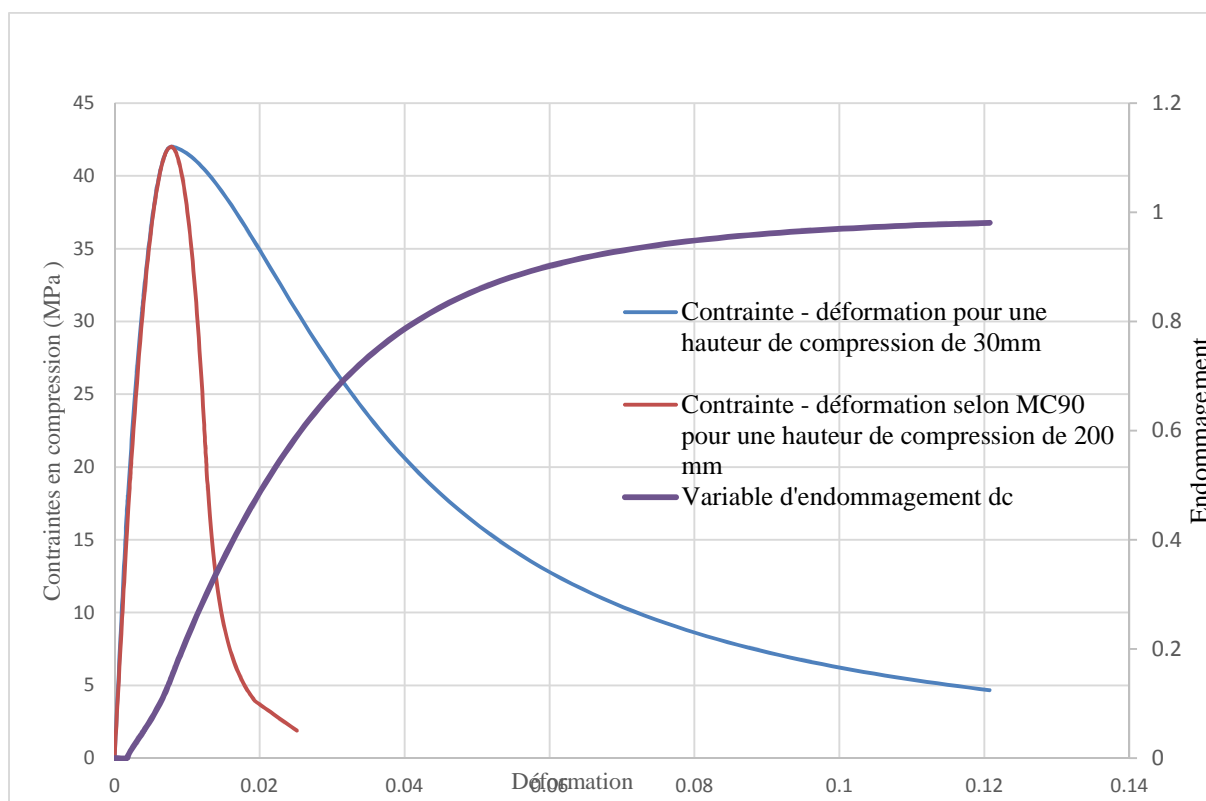


Figure 7 Courbe de comportement en compression utilisé pour le modèle de l'ancrage

3.3 Chargement

L'ensemble est chargé par un déplacement imposé en tête de la barre, avec un déplacement maximal de 25mm qui correspond au déplacement maximal imposé par Moosavi et al. [3] dans leurs essais.

Du fait de la complexité de la géométrie à l'interface barre – scellement, du comportement non linéaire des matériaux et des grandes déformations, il est difficile d'assurer la convergence numérique dans un calcul implicite. Il est alors nécessaire d'utiliser un schéma d'intégration explicite dans le temps (ABAQUS/Explicit). Pour cela, l'incrément de temps a été pris suffisamment petit pour assurer la condition de stabilité de Courant-Friedrichs – Lewy [8]. Afin de diminuer le temps de calcul tout en satisfaisant les conditions de stabilité requises dans Abaqus, l'incrément de temps a été augmenté en imposant une vitesse de chargement plus élevée que celle de l'essai conventionnel [6]. La simulation reste quasi-statique, l'énergie cinématique étant vérifiée très inférieure à l'énergie de déformation [8].

4 Résultats et analyse de la simulation numérique d'une interface barre-scellement

4.1 Courbes de comportement tangentiel de l'interface

En Figure 8, les courbes effort de traction appliquée - déplacement en tête de la barre des essais d'arrachement sous différentes contraintes de confinement (1,3MPa; 3,2MPa; 4,8 MPa et 6,4 MPa) obtenues par la modélisation numérique sont tracées et comparées avec celles des essais de Moosavi et al. [3]. Ces courbes représentent le comportement tangentiel à l'interface barre-scellement (§2.1). Or

quelque soit la pression de confinement, l'allure est identique : l'effort appliqué en tête de la barre augmente jusqu'à une valeur de pic avant de suivre une phase de radoucissement jusqu'à une valeur résiduelle.

Par ailleurs la comparaison entre les résultats numériques et expérimentaux (Figure 8) montre une bonne concordance notamment pour les confinements les plus faibles. La différence entre l'effort de pic observé et calculé est de l'ordre de 10%. Toutefois, on note que les pentes initiales des courbes effort – déplacement diffèrent entre essais et modèles, produisant un décalage entre déplacements au pic observés et calculés. Cet écart pourrait se justifier par l'hypothèse faite pour le choix du module du coulis qui s'est basé sur les travaux de Hyett et al. [14] et non sur un résultat d'essai.

Selon [22], la contrainte résiduelle au cisaillement du coulis de ciment varie entre 3MPa à 10MPa pour des contraintes de confinement entre 2MPa à 10MPa, ce qui correspond pour nos essais à un effort résiduel de 28 kN à 94 kN. Ces valeurs sont comparables aux valeurs résiduelles obtenues expérimentalement et numériquement.

Le modèle numérique établi semble bien reproduire l'essai d'arrachement et permettre l'étude du comportement à l'interface barre-scellement. Sa validation sera cependant complétée par la simulation d'un deuxième jeu de résultats avec un coulis de ciment de résistance et de rigidité plus faibles.

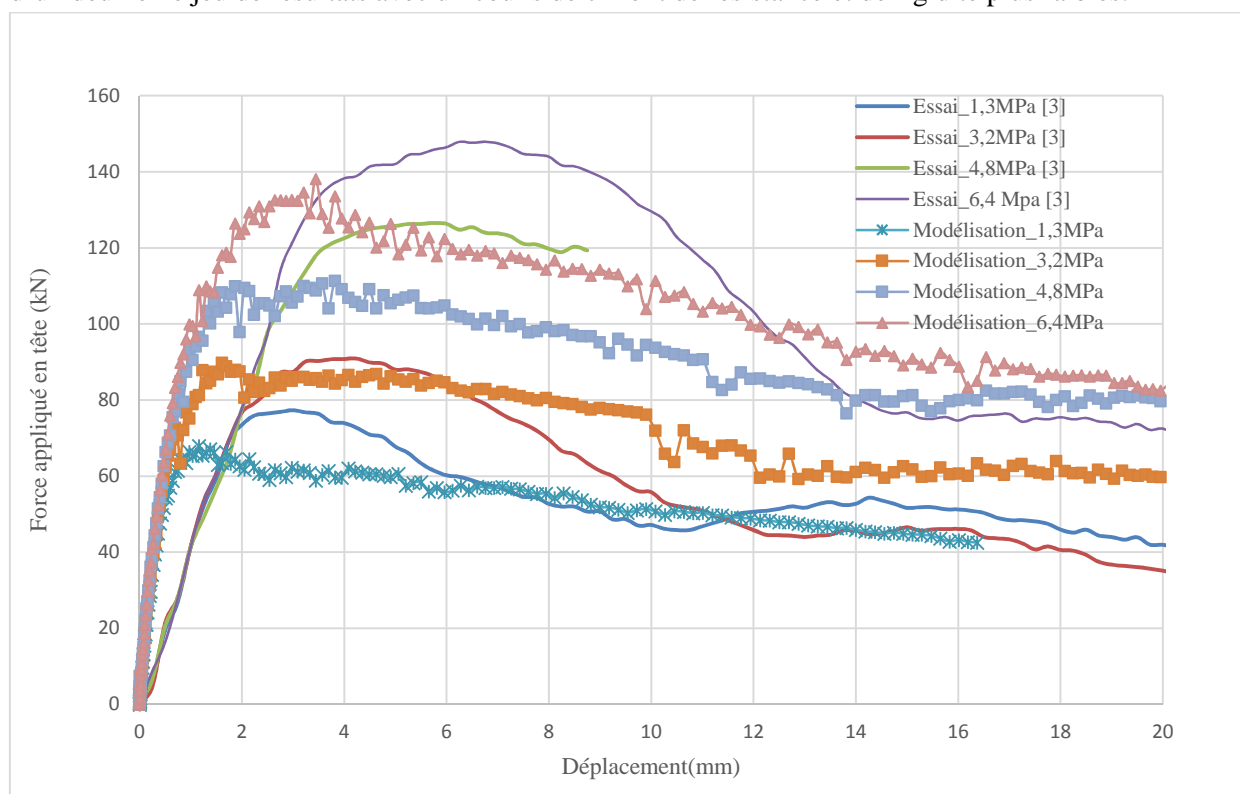


Figure 8 Courbes force de traction appliquée - déplacement en tête de la barre pour différentes contraintes de confinement obtenues expérimentalement et numériquement.

4.2 Comportement à l'interface barre-scellement au cours de l'essai d'arrachement

Le Figure 9 présente les variables d'endommagement en traction $d_t(DAMAGET)$, de l'endommagement en compression $d_c(DAMAGEC)$ et de la déformation déviatorique plastique

$\varepsilon_p(PE)$ dans le matériau l'instant t_1 (avant le pic de la traction en tête), la Figure 10 à l'instant t_2 (au pic de la traction en tête) pour l'essai à la pression de confinement de 3,2MPa. *DAMAGET* et *DAMAGEC* représentent respectivement le degré de dégradation du module de Young en traction et en compression. Quant à la déformation déviatorique plastique *PE*, elle donne une indication sur l'intensité de la déformation dans le matériau et donc sur la localisation des zones de rupture.

Il est observé sur la Figure 9a que avant le pic de traction en tête, des chemins de rupture potentielle en traction apparaissent au niveau des verrous. Leur orientation est comprise entre 45° et 80° par rapport à l'axe de chargement. D'après la Figure 9b, le scellement à l'avant des verrous est écrasé progressivement depuis la tête de la barre. A partir de la tête de la barre, des déformations plastiques se localisent en de fines bandes au niveau des dents de scellement entre les verrous (Figure 9b) laissant penser à une sollicitation en cisaillement.

Au pic de traction en tête, des microfissures se sont propagées transversalement à travers le scellement au pied de la barre (Figure 10a). Cette rupture a effectivement été constatée expérimentalement (Figure 11). Le scellement à l'avant de tous les verrous de la barre d'acier est écrasé (Figure 10b). Une bande de cisaillement se développe dans le scellement sur une certaine épaisseur à la limite des verrous (Figure 10c).

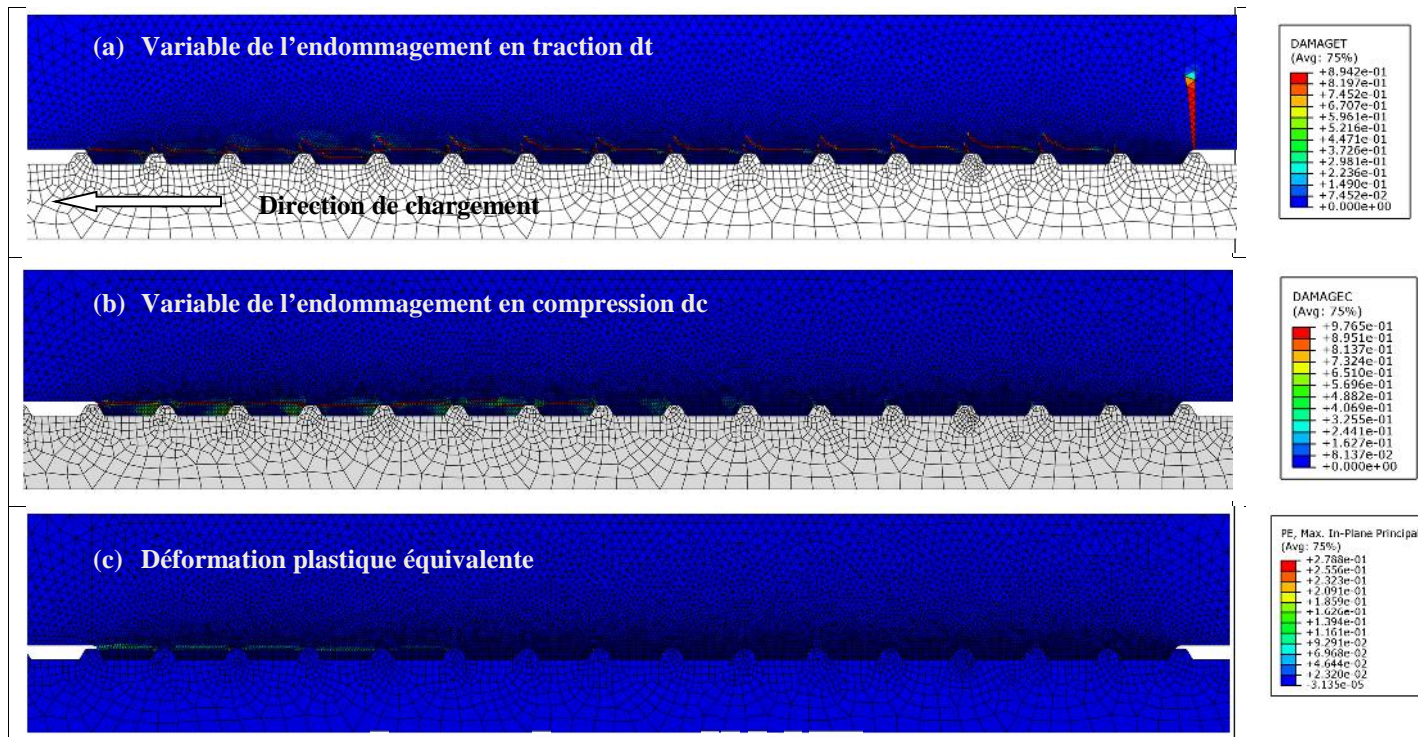


Figure 9 Diagrammes des variables de l'endommagement d_t ; d_c et la déformation plastique équivalente ε_{pl} à l'instant t_1 , avant le pic ($\delta_1 \approx 0,5mm$)

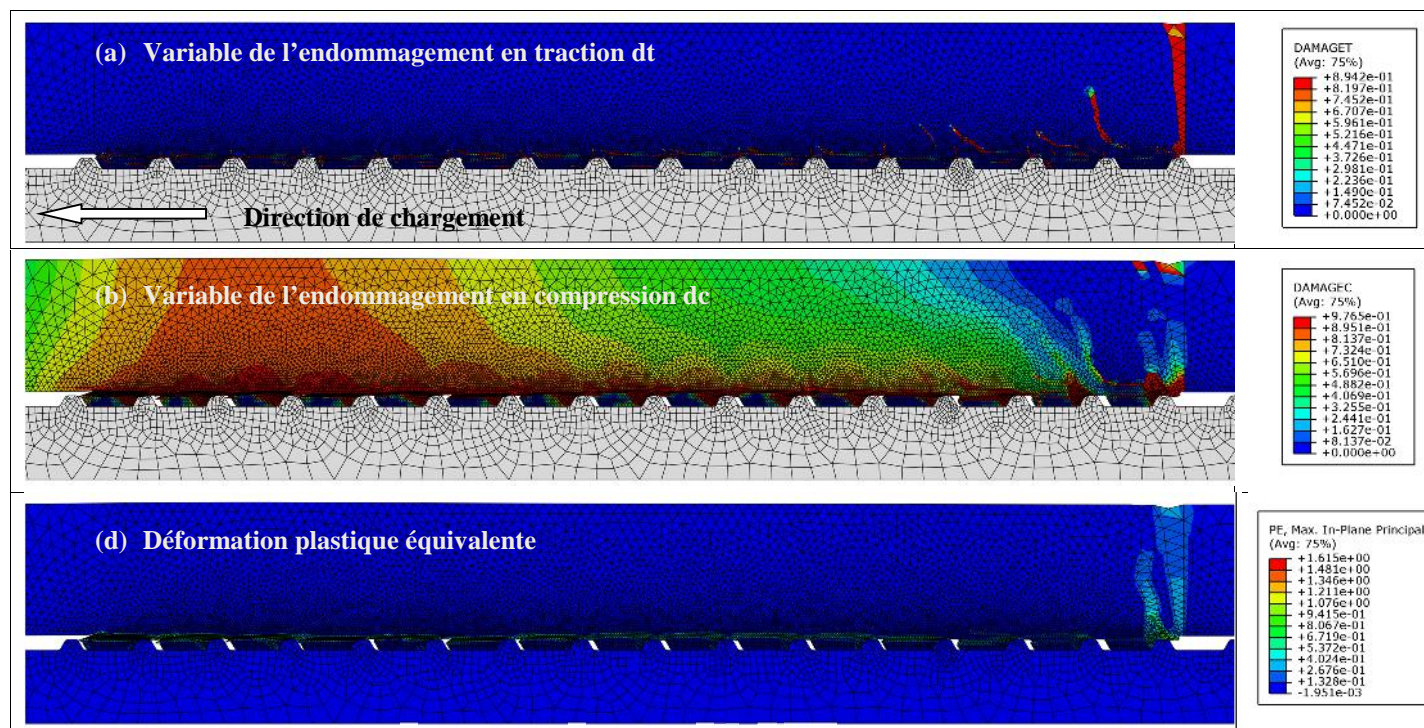


Figure 10 Diagrammes des variables de l'endommagement d_t ; d_c et la déformation plastique équivalente ε_{pl} à l'instant t_2 , au pic ($\delta_2 \approx 1,5mn$)

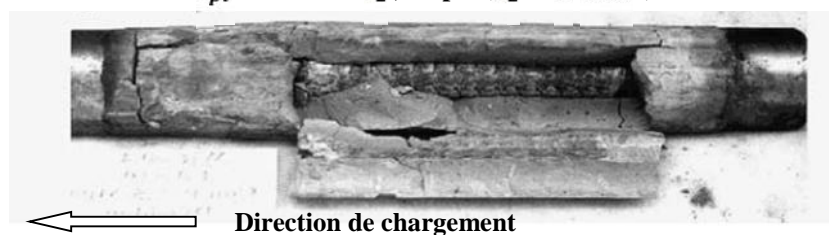


Figure 11 Rupture de l'ancrage sous une contrainte de confinement de 3,2 MPa [3]

5 Conclusions et perspectives

La modélisation d'un ancrage passif scellé au rocher nécessite de prendre en compte le comportement à l'interface barre-scellement. Le travail présenté vise ainsi à établir un modèle de comportement tangentiel de l'interface barre-scellement, tenant compte du comportement radial.

Pour cela, des essais d'arrachement ont été simulés numériquement. Afin de reproduire les différents mécanismes de rupture intervenant dans le scellement ainsi que ses déformations, un modèle élastoplastique couplé avec l'endommagement implanté dans l'Abaqus [8] a été utilisé. Ce modèle de comportement nécessite de définir les courbes contrainte-déformation en traction et en compression. En traction, la courbe a été choisie pour tenir compte de la taille des éléments du modèle. En compression, elle a été choisie pour tenir compte de la dimension caractéristique du scellement.

Les résultats de la modélisation numérique sont très cohérents avec les résultats expérimentaux, que ce soit vis-à-vis des contraintes et des déformations mesurées ou des dégradations observées. Les différents mécanismes de déformation et de rupture intervenant au niveau du matériau de scellement semblent avoir été bien reproduits par le modèle de comportement choisi.

Ainsi la validation de ce modèle numérique va permettre d'effectuer une étude paramétrique du comportement local des interfaces barre-scellement, influencé par l'épaisseur du scellement et la raideur du confinement par la roche, pour en déduire un modèle d'interface à plus grande d'échelle, sans verrous.

Références

- [1] A. J. Hyett, W. F. Bawden, and R. D. Reichert, "The effect of rock mass confinement on the bond strength of fully grouted cable bolts," *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, vol. 29, no. 5, pp. 503–524, Sep. 1992.
- [2] B. Benmokrane, A. Chennouf, and H. S. Mitri, "Laboratory evaluation of cement-based grouts and grouted rock anchors," *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, vol. 32, no. 7, pp. 633–642, 1995.
- [3] M. Moosavi, A. Jafari, and A. Khosravi, "Bond of cement grouted reinforcing bars under constant radial pressure," *Cement and Concrete Composites*, vol. 27, no. 1, pp. 103–109, Jan. 2005.
- [4] L. Blanco Martín, M. Tijani, F. Hadj-Hassen, and A. Noiret, "Assessment of the bolt-grout interface behaviour of fully grouted rockbolts from laboratory experiments under axial loads," *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, vol. 63, pp. 50–61, Oct. 2013.
- [5] Fib, *Bond of Reinforcement in Concrete: State-of-the-art report*. International Federation for Structural Concrete (fib), 2000, 2000.
- [6] NF P 94-444, *Essai statique d'arrachement, sous un effort axial de traction, d'un ancrage scellé dans un massifs rocheux*. AFNOR, 2002.
- [7] CEB-FIB, *Model Code 1990*. Thomas Telford Ltd, 1993.
- [8] Abaqus, *Abaqus analysis user's manual*. Dassault Systèmes. 2012.
- [9] V. Davidovici, *Formulaire du béton armé. Volume 1: Calculs*. 1995.
- [10] J. Lubliner, J. Oliver, S. Oller, and E. Oñate, "A plastic-damage model for concrete," *International Journal of Solids and Structures*, vol. 25, no. 3, pp. 299–326, Jan. 1989.
- [11] J. Lee and G. L. Fenves, "Plastic-Damage Model for Cyclic Loading of Concrete Structures," *Journal of Engineering Mechanics*, vol. 124, no. 8, pp. 892–900, Aug. 1998.
- [12] H. Kupfer, H. K. Hilsdorf, and H. Rusch, "Behavior of concrete under biaxial stresses," *ACI Journal*, vol. 66, no. 8, pp. 656–666, 1969.
- [13] F. Lopez-Almansa, B. Alfarah, and S. Oller, "Numerical simulation of RC frame testing with damaged plasticity model comparison with simplified models," in *Second european conference on earthquake engineering and seismology*, 2014, pp. 1–12.
- [14] A. J. Hyett, W. F. Bawden, and A. L. Coulson, "Physical and mechanical properties of normal Portland cement pertaining to fully grouted cable bolts," in *Proceeding of the International Symposium on Rock Support*, 1992, pp. 341–348.

-
- [15] P. A. Vermeer and R. de Borst, “Non-Associated Plasticity for Soils, Concrete and Rock.,” *Heron*, vol. 29, no. 3, pp. 1–64, 1984.
- [16] W. B. Krätzig and R. Pölling, “An elasto-plastic damage model for reinforced concrete with minimum number of material parameters,” *Computers & Structures*, vol. 82, no. 15–16, pp. 1201–1215, Jun. 2004.
- [17] P. Grassl, “On a damage-plasticity approach to model concrete failure,” pp. 1–17, 2009.
- [18] A. Hillerborg, M. Modéer, and P.-E. Petersson, “Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements,” *Cement and Concrete Research*, vol. 6, no. 6, pp. 773–781, 1976.
- [19] Z. P. Bažant, “Size Effect in Blunt Fracture: Concrete, Rock, Metal,” *Journal of Engineering Mechanics*, vol. 110, no. 4, pp. 518–535, 1984.
- [20] M. Jirásek, “Non-local damage mechanics with application to concrete,” 2004.
- [21] A. Carpinteri, M. Corrado, and M. Paggi, “An Analytical Model Based on Strain Localisation for the Study of Size-Scale and Slenderness Effects in Uniaxial Compression Tests,” *Strain*, vol. 47, no. 4, pp. 351–362, 2011.
- [22] M. Moosavi and W. F. Bawden, “Shear strength of Portland cement grout,” *Cement and Concrete Composites*, vol. 25, no. 7, pp. 729–735, Oct. 2003.