

Quatorzième édition des Journées scientifiques
du Regroupement francophone pour la recherche et la formation sur le béton
(RF)²B

Sherbrooke, Québec, Canada
22-23 août 2013

**APPROCHE EXPÉRIMENTALE ET NUMÉRIQUE DU
COMPORTEMENT D'UNE DISCONTINUITÉ ROCHÉUSE :
EXEMPLE DE COLLABORATION FRANCE/QUÉBEC**

C. Perlot^A, O. Nouailletas^{A,B}, C. La Borderie^A, G. Ballivy^B, P. Rivard^B

A Laboratoire Science de l'Ingénieur Appliquée à la Mécanique et au génie Électrique, ISA BTP - Université de Pau et des Pays de l'Adour, Anglet, France

B Laboratoire de Mécanique des Roches, Département de génie civil, Université de Sherbrooke, Québec, Canada

RÉSUMÉ :

L'étude d'une discontinuité trouve de nombreuses applications dans les différents domaines du génie civil, comme par exemple ici le stockage géologique de CO₂ et plus particulièrement l'évolution de son comportement mécanique induit par une attaque chimique. Ces travaux illustrent aussi l'intérêt d'une collaboration complémentaire entre deux laboratoires. L'approche expérimentale menée à Sherbrooke montre une modification de la résistance au cisaillement et de l'ouverture de fissure. Ces résultats s'expliquent par une altération de la géométrie des lèvres de fissure et d'un endommagement chimique fragilisant le matériau autour de la discontinuité. Pour mieux appréhender les phénomènes observés, un modèle de cisaillement est développé sous le code de calcul aux éléments finis Cast3M au SIAME. Il englobe un modèle élasto-plastique endommageable représentant le comportement du matériau où les conditions de contact/frottement sont appliquées directement sur les lèvres de la fissure. Les résultats numériques confirment que le modèle simule correctement le comportement réel.

1. INTRODUCTION

Le terme « discontinuité » englobe une multitude de significations : fissure, joint, interface ou encore faille, selon l'échelle considérée. L'étude de son comportement trouve de nombreuses applications dans les différents domaines du génie civil, telles que la stabilité d'une infrastructure souterraine, le comportement d'une structure fissurée ou d'un massif rocheux, l'étude de failles en zone sismique ... L'aspect mécanique du problème peut être couplé à l'écoulement d'un fluide réactif dans le cadre de problèmes de fuite de réservoirs naturels (réservoirs géologiques) ou anthropiques (centrales nucléaires, barrages...).

L'étude présentée ici se place dans le contexte du stockage géologique de CO₂. Elle est issue des travaux de thèse d'Olivier Nouaillietas, doctorat réalisé en cotutelle entre l'Université de Pau et des Pays de l'Adour au laboratoire SIAME et l'Université de Sherbrooke au LMRGA. Elle illustre la collaboration entre deux laboratoires francophones, permettant d'associer leurs compétences complémentaires : l'expertise du LMRGA en termes d'expérimentation dans le domaine du cisaillement de joints rocheux et le savoir-faire du SIAME en matière de modélisation numérique du comportement mécanique non-linéaire des géomatériaux.

Le laboratoire de mécanique des roches (LMRGA) de l'Université de Sherbrooke s'est spécialisé dans la mécanique des roches appliquée au génie civil, comme les fondations de barrages et les tunnels peu profonds. Le laboratoire est l'un des mieux équipé au Canada et dispose d'équipements spécialisés, notamment un bâti de cisaillement pour les échantillons de roches et des cellules triaxiales. Ces équipements servent à valider les simulations numériques et à obtenir des résultats permettant de développer des lois de comportement plus réalistes.

Le laboratoire SIAME (Laboratoire des Sciences de l'Ingénieur Appliquées à la Mécanique et au génie Electrique) développe depuis de nombreuses années des modèles permettant de réaliser des simulations numériques pour les structures du génie civil. La croissance des capacités des calculs rend possible des modélisations de plus en plus fines, comme par exemple une représentation du béton à l'échelle mésoscopique qui a permis de démontrer le rôle essentiel que joue la géométrie des composants d'un matériau hétérogène dans son comportement mécanique. C'est sur la même idée que nous développons une modélisation du comportement d'une discontinuité (roche ou béton) basée sur la représentation géométrique de la rugosité des surfaces de contact.

Cet article présente donc l'approche numérique développée suite aux essais de résistance au cisaillement direct d'échantillons de roche.

2. ESSAIS DE CISAILLEMENT DIRECT

2.1 Moyens expérimentaux

Le comportement hydromécanique d'une discontinuité est un sujet fréquemment abordé dans la littérature. Selvadurai et Yu (Selvadurai and Yu, 2005) présentent un état de l'art des connaissances dans ce domaine. Une de leurs conclusions majeures souligne l'importance de la rugosité dans le comportement d'une discontinuité sollicitée en cisaillement. Afin de pouvoir évaluer ce paramètre géométrique, le LMRGA s'est doté d'un profilomètre laser (pour la description du dispositif se rapporter à Rousseau et al., 2013) : il permet de numériser les surfaces rugueuses et ainsi de caractériser la discontinuité à travers des paramètres soit globaux (Central Line Average, Mean Square Value ...), soit directionnelles (Z2, Z3, Z4 et RL, rayon de courbure...). Certains paramètres, comme Z2, peuvent être directement reliés à la résistance au cisaillement du joint (Yang et al., 2001).

Dans le cadre de cette étude, chaque surface d'échantillons testés a été numérisée avec une résolution de 72 μm pour les axes x et y, et de 16 μm pour l'axe z. Pour une surface circulaire de diamètre 75 mm, 5 millions de points sont enregistrés. Afin d'obtenir une densité de points uniforme, un maillage régulier fixé à 0,1 mm est généré. Au final, une surface numérique de $500 \cdot 10^3$ points est obtenue. À partir de ces données les paramètres Z2, Z3, Z4 et RL (Gentier, 1986) ont été calculés. Z2 représente la pente des aspérités, Z3 leur rayon de courbure et Z4 la quantité de matériau cisailé. Ces données sont ensuite utilisées pour représenter géométriquement la discontinuité dans les simulations numériques des essais de cisaillement.

Les essais de résistance au cisaillement direct sont réalisés dans la boîte de cisaillement (figure 1) développée au sein du LMR (Rousseau, 2010). Contrairement au montage classique, l'effort normal est ici appliqué par un piston horizontal (6) ($F_{max} = 50 \text{ kN}$) et l'effort tangentiel mesuré par une cellule de charge (3) qui bloque l'éponte (1). Le montage est disposé sur une presse MTS ($F_{max} = 3500 \text{ kN}$) pilotée en déplacement. Le déplacement vertical du vérin de la presse provoque le cisaillement de l'éponte mobile (2) sur l'éponte fixe (1). Le déplacement normal de l'éponte mobile par rapport à l'éponte fixe est mesuré par quatre capteurs de déplacement (5) de type LVDT. Le déplacement tangentiel est mesuré avec une précision de 0,038 mm par un cinquième capteur (4) placé au dessus de l'éponte mobile. Ces essais ont été menés à une force normale constante égale à 4,42 kN, correspondant à une contrainte normale initiale de 1 MPa. La vitesse de déplacement tangentiel imposée est de 0,15 mm/s pour une course finale de 6 mm (limite de la boîte de cisaillement). Le choix d'une faible contrainte normale a été conditionné par la volonté de mettre en valeur l'effet de la rugosité.

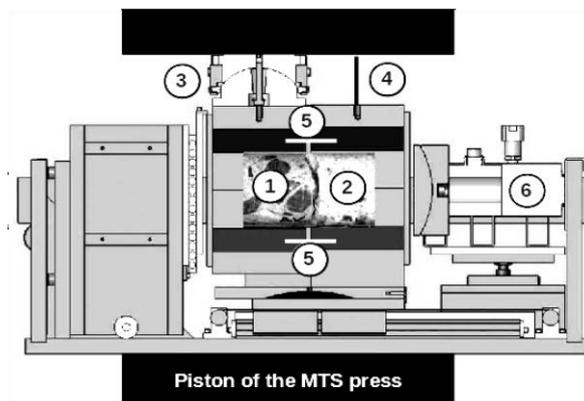


Figure 1. Boîte de cisaillement.

2.2 Un protocole original : attaque chimique de la rugosité

Cette étude s'inscrit dans un plus large contexte : l'importance de l'état de surface des épontes d'un joint dans son comportement mécanique. Ici, l'état de surface est modifié par une attaque chimique et on observe les modifications géométriques mais aussi les caractéristiques mécaniques d'une discontinuité.

L'approche expérimentale consiste à dégrader chimiquement les surfaces rugueuses d'échantillons de roche. Ces échantillons proviennent d'un affleurement de la roche de couverture du site de stockage géologique de CO_2 de Rousse (Sud-Ouest de la France, massif pyrénéen), pilote expérimental de la compagnie pétrolière Total. Le tableau 1 résume les caractéristiques de cette roche. Elle est composée d'environ 60 % de calcite (un minéral très soluble à l'acide chlorhydrique), 35% de quartz et 5% de minéraux argileux (minéraux moins soluble voir non soluble à l'acide chlorhydrique).

| Caractéristiques étudiées | | Valeur moyenne | Écart-type |
|---|--|----------------|------------|
| Résistance en compression | Essai uni-axial (MPa) | 184 | 14 |
| | Essai tri-axial (MPa) ($P_c = 0,15 \text{ MPa}$) | 197 | 7 |
| Traction directe (MPa) | | 13 | 1 |
| Masse volumique (kg,m^{-3}) | | 2750 | 30 |
| Porosité (%) | | 0,28 | 0,02 |
| Module d'Young (GPa) | | 56 | 3 |

Tableau 1. Caractéristiques de la roche

Les discontinuités étudiées sont obtenues par rupture de carottes cylindriques de la roche (diamètre 75 mm, hauteur 150 mm) suite à un essai de flexion trois points. Leurs profils de rugosité sont ensuite

numérisés à l'aide du profilomètre laser. Les paramètres de rugosité Z2, Z3, Z4 et RL sont calculés pour chaque direction de cisaillement. Pour une surface rugueuse en trois dimensions, ces paramètres sont déterminés sur un profil en deux dimensions composé de tous les profils de la surface mis « bout à bout » suivant la direction choisie (Marache, 2002). La direction de cisaillement est indiquée par la valeur minimale de Z2, impliquant une résistance minimale. Les surfaces rugueuses sont ensuite immergées pendant 6 heures dans une solution acide ($[HCl] = 0,6 \text{ mol.l}^{-1}$) à pH constant. Une nouvelle numérisation des surfaces endommagées est réalisée. Des échantillons de référence sont immergés pendant 6 heures dans de l'eau. Afin de pouvoir comparer les paramètres de rugosité, un protocole de ré-emboîtement numérique a été mis au point. Il consiste à coller trois pastilles réfléchissantes (diamètre 5 mm) sur la partie de l'éponte non immergée. Le repositionnement numérique des centres des pastilles, avant et après immersion, permet de déterminer les matrices de translation et de rotation nécessaires afin de replacer la surface dégradée dans sa position initiale ($\pm 0,5 \text{ mm}$).

2.3 Résultats expérimentaux

La première série de numérisations a permis de quantifier la rugosité par les paramètres Z2, Z3, Z4 et RL. Les valeurs obtenues pour les différents échantillons sains sont du même ordre de grandeur et leurs faibles valeurs ($Z2 < 0,5$; $Z3 < 1$; $0,75 < Z4 < 0,75$ et $RL < 1,05$) indiquent une rugosité peu marquée (Gentier, 1986).

Les figures 2 à 5 présentent l'évolution des paramètres Z2, Z3, Z4 et RL d'une surface rugueuse avant et après dégradation chimique. Le calcul des paramètres a été réalisé pour toutes les directions de cisaillement, avec un pas de rotation de un degré. Le paramètre Z2 (figures 2) montre une légère anisotropie de la rugosité dans son état sain qui peut être induite par la texture de la roche (veine de recalcification et inclusion d'argile) et/ou par le mode de rupture (flexion trois points). L'attaque acide a pour effet de diminuer l'anisotropie et d'augmenter globalement la valeur du paramètre Z2 (jusqu'à + 40 % pour 0°). Le même constat est formulé pour le paramètre Z3 (figures 3). Les évolutions des paramètres Z4 et RL (figures 4 et figures 5) sont moins significatives. Cette augmentation des paramètres de rugosité s'explique par la dissolution "sélective" des minéraux de surface. Étant donné le protocole d'attaque chimique (durée et surconcentration en agent agressif), seule la dissolution du matériau est envisageable. Les conditions de précipitation, phénomène qui a lieu en milieu naturel, ne sont pas réunies. La rugosité est donc légèrement plus marquée une fois l'échantillon dégradé.

Les courbes des figures 6 et 7 illustrent les résultats des trois essais de résistance au cisaillement direct effectués sur les surfaces saines (1^{ère} série, gris foncé) et sur les surfaces endommagées chimiquement (2nd série, gris clair). Les fuseaux représentent les extremums des séries, pour chaque pas de temps (0,25 seconde), les moyennes étant tracées en traits continus.

Les courbes de contrainte tangentielle et de contrainte normale en fonction du déplacement tangentiel ainsi que leur fuseau de variation sont présentées à la figure 6 Figure 6. Les contraintes sont calculées en divisant les forces mesurées par la surface de contact théorique entre les épontes (corrigée par le déplacement tangentiel). Le tableau 2 consigne les valeurs moyennes et les écart-types des grandeurs relatives aux essais.

La courbe moyenne des échantillons sains illustre le comportement typique d'un joint de faible rugosité (Lopez, 2000), confirmant ainsi les valeurs des paramètres de rugosité mesurés. La contrainte tangentielle atteint un pic ($\sim 1 \text{ MPa}$) avant de décroître vers la résistance résiduelle moyenne de $0,8 \text{ MPa}$, maintenue jusqu'à la fin de l'essai. Ce pic traduit la rupture des aspérités. Pour les échantillons endommagés chimiquement, on aurait pu s'attendre à un comportement similaire avec un pic plus prononcé du fait de l'augmentation des paramètres de rugosité. Cependant, le comportement au cisaillement des discontinuités attaquées chimiquement correspond ici à celui de discontinuités lisses (disparition du pic). Cette courbe ne tend pas vers un palier, la contrainte continue d'augmenter jusqu'à la fin de l'essai pour dépasser la contrainte résiduelle des échantillons sains. La rigidité de l'échantillon représente la pente de la courbe linéaire au début de l'essai, calculée par régression linéaire pour un déplacement tangentiel maximum de $0,1 \text{ mm}$. D'après les résultats, l'attaque chimique diminue fortement la rigidité initiale des échantillons.

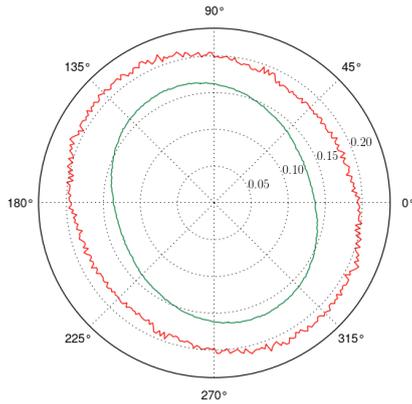


Figure 2. Évolution du paramètre Z2 avant attaque (vert) et après attaque chimique (rouge).

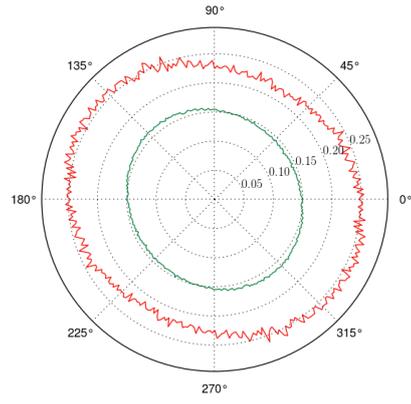


Figure 3. Évolution du paramètre Z3 avant attaque (vert) et après attaque chimique (rouge).

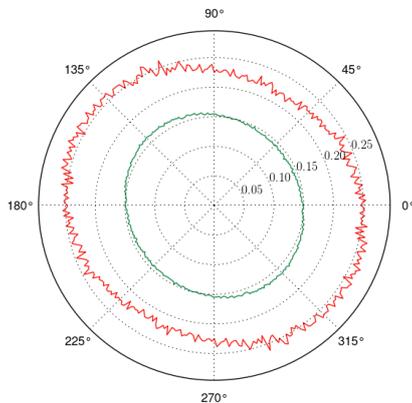


Figure 4. Évolution du paramètre Z4 avant attaque (vert) et après attaque chimique (rouge).

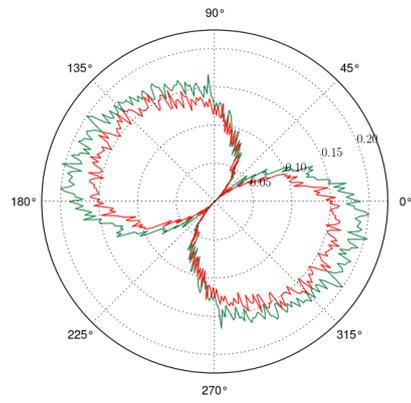


Figure 5. Évolution du paramètre RL avant attaque (vert) et après attaque chimique (rouge).

La figure 7 présente les courbes de dilatace moyenne et leur fuseau de variation obtenues lors des essais. Elles illustrent l'évolution du déplacement normal en fonction du déplacement tangentiel, correspondant à l'ouverture de fissure au cours de l'essai. L'évolution de la courbe moyenne des échantillons de référence est similaire aux résultats de la littérature (Lopez, 2000). Au début du test, l'ouverture décroît jusqu'à un minimum négatif : cette phase correspond à la contractance ou ré-empoîtement des deux surfaces rugueuses complémentaires dans leur position initiale. Une fois cette assise atteinte, la courbe croît de manière linéaire suivant une première pente avant de s'infléchir pour retrouver une seconde phase linéaire. La première phase de croissance correspond au glissement des aspérités prépondérantes, avant leur rupture (pic). La seconde phase correspond au plateau de contrainte résiduelle : le matériau broyé par le cisaillement comble les creux de la rugosité, l'ouverture de fissure devient constante. Toutefois, le comportement en dilatace des joints attaqués chimiquement est fortement perturbé. La phase de contractance (tableau 2) est plus importante du fait de la non correspondance des lèvres de fissure et de la diminution de la résistance du matériau (endommagement chimique) à proximité de la fissure entraînant un écrasement de la surface. Ensuite, la dilatace croît de manière linéaire unique jusqu'à la fin de l'essai. L'angle de dilatace moyen, i , est indiqué dans le tableau 2 pour chaque série, et correspondant à la pente maximale de la phase de dilatace. La valeur moyenne de i pour les échantillons dégradés est inférieure que celle des échantillons sains et plus dispersée. Dans les deux cas, elle correspond au déplacement tangentiel du pic de contrainte, qui se produit au début de l'essai pour les échantillons sains et à la fin de l'essai pour les échantillons dégradés.

La partie expérimentale met en avant l'effet de l'endommagement chimique : modification des paramètres de rugosité induisant une phase de ré-empoîtement des surfaces plus longues et une diminution de la résistance mécanique des aspérités, éliminant ainsi la phase de glissement pré-

rupture pour un échantillon sain. Les travaux de Martin (Martin, F. et Rivard, P. 2012) aboutissent à des conclusions similaires, mais avec un endommagement induit par des cycles de gel/dégel.

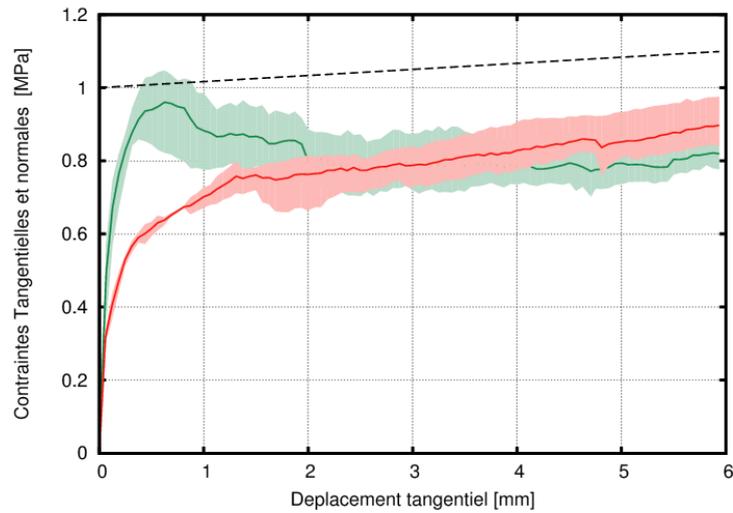


Figure 6. Courbes des contraintes tangentielle et normale en fonction du déplacement tangentiel (vert: échantillons sains, rouge: échantillons attaqués, noir: contrainte normale).

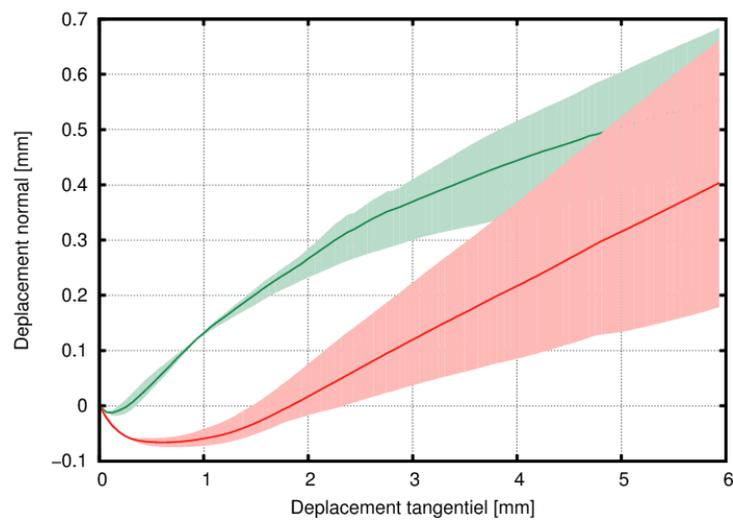


Figure 7. Courbes de dilataance (vert: échantillons sains, rouge: échantillons attaqués).

| Paramètres | Échantillons sains | | Échantillons attaqués | |
|---|--------------------|-------------|-----------------------|-------------|
| | Valeur moyenne | Écart -type | Valeur moyenne | Écart -type |
| Rigidité K [MN/m] | 5,86 | 1,22 | 3,48 | 0,1 |
| Coefficient de corrélation | 0,97 | 0,01 | 0,95 | 0,01 |
| Contractance maximale [mm] | 0,014 | 0,004 | 0,067 | 0,009 |
| Déplacement tangentiel pour la contractance maximale [mm] | 0,11 | 0,04 | 0,53 | 0,16 |
| Angle de dilataance i [degrés] | 12,20 | 1,07 | 7,23 | 3,05 |
| Déplacement tangentiel à i [mm] | 0,54 | 0,3 | 5,94 | 0,01 |

Tableau 2. Résultats des essais de cisaillement.

3. MODELE NUMERIQUE

La modélisation aux éléments finis du comportement au cisaillement d'un joint rocheux se traduit dans notre modèle développé sous Cast3M, par la résolution d'un problème mathématique de comportement non linéaire (modèle élasto-plastique endommageable) auquel des conditions aux limites non linéaires (modèle de contact/frottement) sont imposées.

3.1 Modèle élasto-plastique endommageable

Le matériau situé de part et d'autre de la discontinuité est modélisé par un matériau élasto-plastique endommageable. Le modèle de comportement qui a été initialement développé pour le béton dans notre laboratoire, reproduit correctement les non linéarités d'un géomatériau fragile en traction-compression et cisaillement (Fichant et al., 1997). Un modèle de plasticité de type Nadai (Drucker Prager à deux cônes raccordés) est couplé au modèle d'endommagement en utilisant la contrainte effective $\bar{\sigma}_{ij}$.

$$\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ij}^e + \varepsilon_{ij}^p \quad \text{et} \quad \bar{\sigma}_{ij} = \frac{E}{1+\nu} \varepsilon_{ij}^e + \frac{E\nu}{(1+\nu)(1-2\nu)} \varepsilon_{kk}^e \delta_{ij} \quad (1)$$

La variable endommagement D est un scalaire qui agit différemment sur les parties positive $\langle \bar{\sigma} \rangle_{ij}^+$ et négative $\langle \bar{\sigma} \rangle_{ij}^-$ du tenseur des contraintes de façon à représenter l'effet unilatéral.

$$\sigma_{ij} = (1-D)\langle \bar{\sigma} \rangle_{ij}^+ + (1-D^\alpha)\langle \bar{\sigma} \rangle_{ij}^- \quad (2)$$

Dans le cas de notre roche, il est supposé - comme pour le béton - que seules les extensions sont la cause de la création de l'endommagement, calculé à partir de la déformation équivalente définie dans les travaux de Mazars (Mazars, 1984) et (Mazars et Pijaudier-Cabot, 1996).

$$\tilde{\varepsilon} = \sqrt{\langle \bar{\varepsilon} \rangle_{ij}^+ \langle \bar{\varepsilon} \rangle_{ij}^+} \quad (3) \quad \text{et} \quad D = 1 - \frac{f_t}{E\tilde{\varepsilon}} \exp\left(\frac{hf_t}{G_f} \left(\frac{f_t}{E} - \tilde{\varepsilon}\right)\right) \quad (4)$$

Dans (4), f_t représente la résistance en traction, E le module d'élasticité longitudinal du matériau sain, h la taille de l'élément fini et G_f l'énergie de fissuration. À noter que les paramètres d'écroutissage, d'endommagement et de plasticité sont liés à la taille de l'élément fini afin d'assurer une dissipation d'énergie constante et indépendante de la taille des mailles. La valeur de l'exposant α est fixée de manière à correspondre à la contrainte limite en compression mesurée.

3.2 Conditions aux limites non linéaires : modèle de contact/frottement

Le modèle de contact/frottement développé sous Cast3M utilise deux algorithmes, un pour le contact et l'autre pour le frottement.

Le traitement du contact est un sujet fréquemment abordé dans la littérature sur les éléments finis et de nombreuses méthodes ont été développées ces dernières décennies. Les travaux de Wrigger (Wrigger, 2006) résument les différentes approches qui existent et discutent de leur domaine de validité. En résumé, la modélisation du contact par la méthode des éléments finis se définit par deux caractéristiques. La première est la méthode d'implémentation du contact et du frottement comme condition aux limites non linéaires du modèle de comportement. L'approche retenue pour nos travaux est une dualisation de ces conditions contact/frottement. Elle consiste à appliquer deux fois la méthode des multiplicateurs de Lagrange lors de la résolution du système d'équations représentant le problème du comportement du matériau (matrice de rigidité). La seconde caractéristique est la méthode de discrétisation utilisée pour modéliser la friction (contact+frottement). Dans notre cas, les

éléments générés sont analogues aux éléments 'mortar' et la méthode utilisée est de type point (esclave) segment (maître) en 2D et de type point (esclave) triangle à trois points (maître) pour le 3D (Cichosz et Bischoff, 2011).

L'algorithme de frottement est une application directe du critère de Coulomb : il y a frottement (glissement) si la composante tangentielle de la force de contact est supérieure à la force limite, égale à la composante normale de la force de contact multipliée par le coefficient de frottement propre aux surfaces ($\gamma = \tan(f)$).

L'intérêt de séparer les itérations des deux algorithmes par la méthode de dualisation, est une résolution du problème en deux temps. La convergence de la procédure 'contact' est assurée sous réserve que la matrice de rigidité hors conditions soit symétrique, définie positive. Du fait de la méconnaissance de l'instant de contact initial, l'algorithme de frottement ne converge pas nécessairement. Dans ce cas, sous Cast3M, la convergence peut être forcée en relâchant la condition de réaction tangentielle égale à la force limite de frottement. Cette action est possible du fait du découplage des problèmes. L'inconvénient reste la multiplication du nombre d'inconnues et donc du temps de calcul.

3.3 Résultats numériques

Le post-traitement des données issues des essais de cisaillement direct des joints rocheux (voir paragraphe précédent) n'étant pas terminé, les résultats numériques présentés ci-dessous s'appuient sur un essai de cisaillement direct sur un joint béton/béton (Rousseau, 2010).

Le profil obtenu par le profilomètre laser est implémenté sous Cast3M. Il est parallèle au sens de cisaillement et il passe par le centre de l'échantillon de diamètre 140 mm. Il est discrétisé avec des éléments de type segment deux points. N'ayant pas d'information sur l'emboîtement initial des épontes, l'hypothèse retenue est que les deux lèvres de la fissure coïncident en tous points dès le début de l'essai. Le reste des épontes est discrétisé avec des éléments de type triangle trois points.

Les conditions aux limites suivantes sont considérées dans le modèle : l'échantillon est soumis à une pression normale (perpendiculaire au joint) de 0,34 MPa. Une éponte est bloquée suivant toutes directions (notée 1), la seconde (notée 2) est soumise à un déplacement tangentiel (parallèle au joint) provoquant le cisaillement des surfaces.

Les caractéristiques mécaniques des épontes résumées dans le tableau 3 sont celles d'un béton. L'angle de glissement béton/béton choisi est de 30°, ce qui représente un coefficient de frottement de 0,57.

| Résistance en compression, f_c [MPa] | Résistance en traction, f_t [MPa] | Module d'Young, E [GPa] | Coefficient de Poisson, ν [-] | Énergie de fissuration, G_f [J/m ²] |
|--|-------------------------------------|---------------------------|-----------------------------------|---|
| 40 | 2,9 | 22 | 0,21 | 100 |

Tableau 3. Paramètres d'entrées du modèle.

La figure 8 superpose les courbes de contrainte tangentielle/déplacement tangentiel obtenues numériquement (noir) et expérimentalement (gris). La contrainte maximale numérique égale à 1,17 MPa est similaire au résultat expérimental : 1,11 MPa. En revanche, la courbe numérique ne concorde pas avec la contrainte résiduelle post-pic trouvée expérimentalement, et le calcul ne converge plus au delà d'une certaine valeur de chargement : l'endommagement des éléments les plus sollicités combiné au cisaillement et à la procédure du lagrangien réactualisée causent des aplatissements exagérés des éléments finis qui peuvent mener à un changement de signe du jacobien. Les oscillations de la courbe numérique représentent des micro-glissements entre les aspérités qui sont accompagnés d'un déchargement pouvant correspondre localement à leur rupture.

La figure 9 illustre les courbes de dilataance obtenues numériquement (noir) et expérimentalement (gris). L'emboîtement parfait du modèle numérique entraîne l'absence de la phase de contractance. La valeur maximale de l'angle de dilataance i représente la pente de la courbe calculée au déplacement tangentiel, ce dernier correspondant au pic de contrainte de cisaillement (Rousseau, 2010). La valeur obtenue pour un déplacement de 0,26 mm est de 58° pour l'essai et de 54° pour le modèle. Ce résultat confirme la capacité du modèle à représenter l'ouverture de fissure lors du cisaillement.

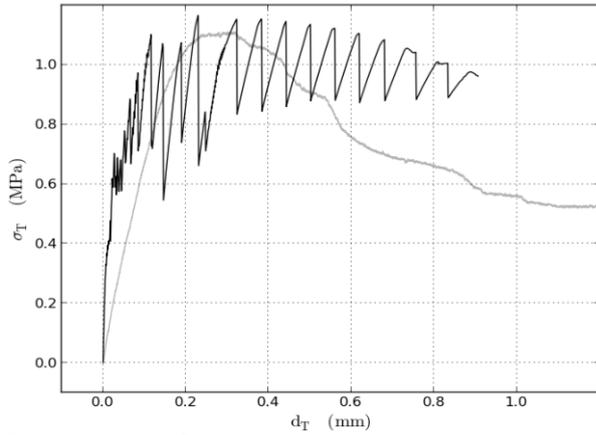


Figure 8. Courbes contrainte tangentielle/déplacement tangentiel (noir : numérique, gris : expérimental).

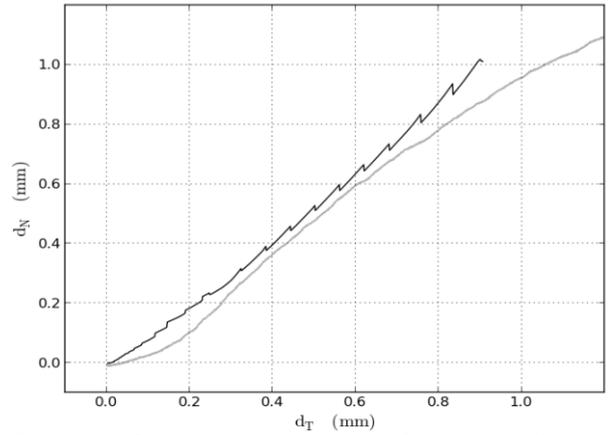


Figure 9. Courbes de dilatance (noir : numérique, gris : expérimental).

La figure 10 illustre l'endommagement dans les épontes cisillées. L'aspérité prépondérante située en bas du profil localise l'endommagement ($D = 1$), qui se diffuse dans l'éponte fixe. Une seconde zone de contact est dégradée de part et d'autre du joint. Suite à des frictions, des éléments sont aussi ponctuellement endommagés le long de la fissure.

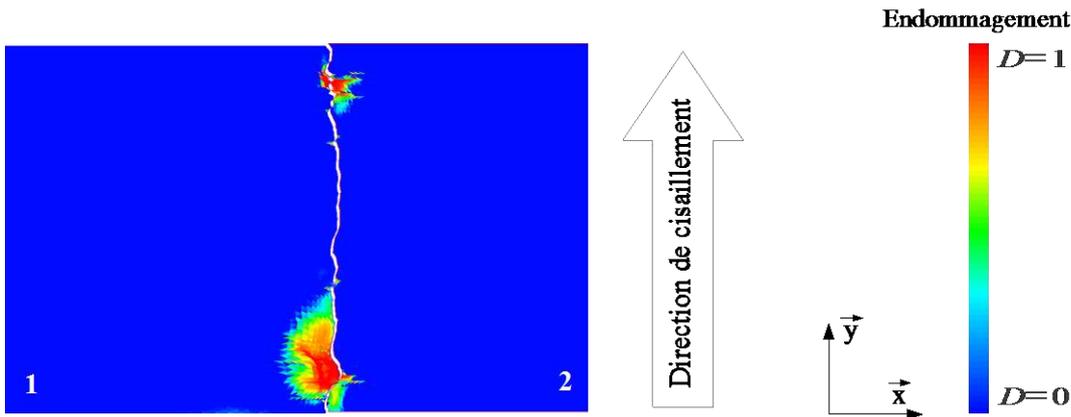


Figure 10. Localisation de l'endommagement.

Les courbes de contrainte/déplacement tangentielle et de dilatance montrent que le comportement obtenu numériquement est tout à fait comparable à celui qui est observé expérimentalement tant du point de vue de la charge maximale atteinte, que de l'ouverture de la fissure. Les premiers résultats obtenus en deux dimensions valident aussi l'approche locale du frottement et l'intérêt de modéliser l'endommagement. Le modèle développé est capable de représenter le glissement d'une aspérité sur l'autre et de simuler la transmission des contraintes à travers le contact. Il modélise aussi les modifications géométriques de la rugosité au cours du cisaillement induites par les déformations locales puis la rupture des aspérités dominantes. Néanmoins, un problème subsiste encore: le modèle n'arrive pas à simuler le comportement au delà du pic de contrainte tangentielle pour les rugosités importante ($Z_2 > 0,5$). Numériquement, les aspérités les plus endommagées entraînent des déformations importantes au niveau des éléments, ce qui empêche la poursuite du calcul. La solution envisagée consisterait à implanter un modèle d'érosion qui éliminera les éléments trop déformés ou de remailler les zones de contact au fur et à mesure de l'endommagement.

4. Conclusions et perspectives

Les résultats présentés dans cet article illustrent l'intérêt d'une collaboration entre laboratoires pour la complémentarité des démarches expérimentales et numériques sur une thématique de recherche. La campagne expérimentale menée à Sherbrooke confirme l'importance du rôle de la rugosité dans le comportement au cisaillement d'un joint. L'originalité réside ici dans le protocole mis en place pour obtenir ce résultat. Il a mis en avant l'importance de l'emboîtement des géométries des lèvres de la discontinuité et des caractéristiques locales du matériau cisailé. Ce constat conforte l'approche numérique, développée au SIAME : la simulation du cisaillement au travers d'un modèle élasto-plastique endommageable couplé à des conditions de frottement/glisement (critère de Coulomb), appliquées directement à la géométrie de la fissure. Les premiers résultats sont prometteurs et ouvrent des perspectives intéressantes pouvant s'appliquer à d'autres domaines du génie civil.

5. Références

- Cichosz, T. et Bischoff, M. (2011) Consistent treatment of boundaries with mortar contact formulations using dual Lagrange multipliers, *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 200: 1317-1332.
- Fichant, S., Pijaudier-Cabot, G. et La Borderie, C. (1997) Continuum damage modelling: Approximation of crack induced anisotropy, *Mechanics Research Communications*, 24(2): 109-114.
- Gentier, S. (1986) Morphologie et comportement hydromécanique d'une fracture naturelle dans le granite sous contrainte normale - Étude expérimentale et théorique, Thèse spécialité mécanique des roches, Université Orléans, Orléans, France.
- Lopez, P. (2000) Comportement mécanique d'une fracture en cisaillement: analyse par plan d'expériences des données mécaniques et morphologiques connues sur une fracture, Thèse en cotutelle, Université Bordeaux I et Université du Québec à Chicoutimi, France et Canada.
- Marache, A. (2000) Comportement mécanique d'une fracture rocheuse sous contraintes normale et tangentielle, thèse, Université de Bordeaux 1, France.
- Mazars J. (1984) Application de la mécanique de l'endommagement au comportement non linéaire et à la rupture du béton de structure, Doctorat d'État, Paris VI, France.
- Mazars J. et Pijaudier-Cabot G. (1996) From damage to fracture mechanics and conversely: A combined approach, *International Journal of Solids and Structures*, 33(20-22): 3327-3342.
- Rousseau, B. (2010) Interfaces fragiles des ouvrages hydrauliques: morphologie et comportement mécanique, Thèse, Université de Bordeaux 1 et Université de Sherbrooke, France et Canada.
- Rousseau, B., Rivard, P., Marache, A., Ballivy, G. et Riss, J. (2012) Limitations of laser profilometry in measuring surface topography of polycrystalline rocks, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 52: 56-60.
- Selvadurai, A., P., S. et Yu, Q. (2005) Mechanics of a discontinuity in a geomaterial, *Computational Geotechnics*, 32: 92-106.
- Wriggers, P. (2006) *Computational Contact Mechanics*, Springer Berlin Heifeberg, Netherland.
- Yang, Z.,Y., Lo, S.,C. et Di, C.C. (2001), Reassessing the Joint Roughness Coefficient (JRC) estimation using Z2, *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 34(3): 243-251.