



HAL
open science

Comportement d'une discontinuité dans un géomatériau sous sollicitation chemo-mécanique : expérimentations et modélisations

Olivier Nouailletas

► To cite this version:

Olivier Nouailletas. Comportement d'une discontinuité dans un géomatériau sous sollicitation chemo-mécanique : expérimentations et modélisations. Génie civil. Université de Pau et des Pays de l'Adour; Université de Sherbrooke, 2013. Français. NNT : . tel-00947915

HAL Id: tel-00947915

<https://theses.hal.science/tel-00947915>

Submitted on 17 Feb 2014

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

THÈSE

Présentée pour l'obtention du grade de :

DOCTEUR DE L'UNIVERSITÉ DE PAU ET DES PAYS DE L'ADOUR,
ÉCOLE DOCTORALE DES SCIENCES EXACTES ET DE LEURS APPLICATIONS

et

PHILOSOPHIAE DOCTOR DE L'UNIVERSITÉ DE SHERBROOKE,
FACULTÉ DE GÉNIE CIVIL

Spécialité : Génie Civil

Par

Olivier NOUAILLETAS

COMPORTEMENT D'UNE DISCONTINUITÉ DANS UN GÉOMATÉRIAU

SOUS SOLLICITATIONS CHEMO-MÉCANIQUE

- EXPÉRIMENTATIONS ET MODÉLISATIONS -

Soutenue publiquement le 12 décembre 2013, devant la commission d'examen :

Véronique MERRIEN-SOUKATCHOFF

Rapporteur

Stéphane MOREL

Rapporteur

Gioachino VIGGIANI

Président du jury

Christian LA BORDERIE

Co-directeur UPPA

Céline PERLOT-BASCOULÈS

Co-directrice UPPA

Gérard BALLIVY

Co-directeur UdS

Patrice RIVARD

Co-directeur UdS

Jean SCHMITTBUHL

Examineur

Mathieu NUTH

Invité

RÉSUMÉ

Afin d'étudier la technologie du stockage géologique du CO₂, l'intégrité dans le temps de la formation hôte doit être assurée, notamment par l'évaluation de l'altération des propriétés mécaniques des géomatériaux en présence de CO₂. Le scénario à l'origine de ces travaux de thèse illustre la possibilité d'une remontée de CO₂ le long d'une faille de la roche de couverture. Ce problème géologique est complexe en raison du nombre de paramètres à considérer : température, confinement, effet d'échelle, hétérogénéités du géomatériau, composition du géofluide, réactions chimiques... Ces travaux se cantonnent à l'étude du comportement d'une discontinuité dans un géomatériau sous sollicitations chemo-mécaniques à l'échelle du laboratoire. Ils ont été menés en cotutelle entre le laboratoire SIAME de l'Université de Pau et des Pays de l'Adour (France) et le laboratoire de mécanique des roches et de géologie appliquée de l'Université de Sherbrooke (Québec, Canada). Le programme expérimental a été défini pour caractériser d'une part la refermeture d'une fissure sous effort uni-axial cyclique, et d'autre part le comportement en cisaillement d'un joint rocheux dégradé chimiquement. Les données obtenues ont été utilisées pour modéliser le comportement d'une discontinuité.

L'étude du comportement d'une fissure sous effort normal a été conduite par un essai cyclique de traction-compression. Il précise l'évolution des déformations inélastiques générées lors de cycles de fermeture-ouverture d'une discontinuité dans un géomatériau de synthèse (béton). Les données obtenues confirment la présence d'une hystérésis lors des cycles de chargement. L'analyse du champ de déplacements par corrélation d'images lors de la refermeture de fissure permet d'en déduire que les déformations inélastiques seraient gouvernées en partie par les frottements générés lors du ré-embôitement des lèvres de la discontinuité. La non-correspondance des profils rugueux, entraînant la dissipation d'énergie par frottements illustrée par l'hystérésis, serait directement liée à la présence de contraintes internes.

Le comportement d'un joint rocheux altéré sous sollicitation tangentielle utilise l'essai de cisaillement direct. Les surfaces rugueuses de roche sont dégradées chimiquement par immersion dans des solutions acides. La numérisation de ces surfaces par un profilomètre laser indique de légères modifications de la rugosité par dissolution. Les essais révèlent une profonde modification du comportement des joints attaqués : le pic de contrainte disparaît, la rigidité du joint diminue avec l'angle de dilatance et la phase de contractance est accrue. Ces évolutions s'expliquent par l'endommagement chimique qui accentue la non-correspondance des profils rugueux des joints et diminue les propriétés mécaniques du matériau de part et d'autre de la discontinuité.

D'un point de vue numérique, l'apport de ces travaux de thèse réside dans la modélisation du comportement d'une discontinuité par le couplage d'un modèle élasto-plastique endommageable continu avec une résolution discrète du problème de contact/frottement. Les modélisations sont réalisées avec le code de calcul aux éléments finis Cast3M. Les géométries des lèvres de discontinuités sont directement modélisées à partir des profils de rugosité issus des numérisations expérimentales. Les résultats numériques représentent correctement les phénomènes de frottements constatés expérimentalement. Enfin, une modélisation de l'essai de cisaillement des joints altérés est réalisée en couplant le modèle mécanique avec un modèle d'endommagement chimique.

Mots clés : stockage géologique de CO₂, discontinuité, dégradation chimique, rugosité, essai de cisaillement direct, essai uni-axial cyclique, endommagement, contact/frottement, éléments finis, modélisation, Cast3M.

ABSTRACT

To probate the technology of CO₂ geological storage, the integrity of the site must be assured over time. This industrial problematic involves the study of the mechanical properties alteration of geomaterials in the presence of CO₂. The scenario at the origin of this thesis illustrates the possibility of a CO₂ leakage on a fault located in the caprock. This geological problem is complicated by the many parameters to consider: *in situ* temperature and pressure, scale effect, heterogeneities of the geomaterial, geofluid composition, chemical reactions ... These works focus on the behavior of a discontinuity in a geomaterial solicited chemo-mechanically at the laboratory scale. They were realised in cotutelle between SIAME laboratory at the University of Pau and Pays de l'Adour (France) and the laboratory of rock mechanics and engineering geology from the University of Sherbrooke (Quebec , Canada). The first part of the experimental program was defined to characterize the reclosing of a crack under cyclic uniaxial stress. The second experimental campaign has studied the shear behavior of a rock joint chemically degraded. The data obtained were used to model the behavior of a discontinuity by the finite element method.

The mechanical behavior of a crack under normal stress is assessed with cyclic tension-compression tests. Stress curve showed hysteresis during opening and closing cycles of a discontinuity in concrete, it indicated inelastic deformations. The analysis of displacement field by image correlation indicated that these deformations were partially governed by the friction generated during the closing of the discontinuity lips. Frictional phenomena are due to asperities mismatching induced by the internal stresses in the concrete.

The shear behavior of a rock joint chemically damaged was studied through direct shear tests. Rough surfaces were immersed in acid solution during 6 hours at constant pH. Digitalization of these surfaces before and after immersion, with a laser profilometer, indicates little modifications of the geometry induced by dissolution of material. Results of tests pointed out significant modifications for altered joints illustrated by a decrease of the peak shear strength and an increase of contractancy. They are induced by: 1) the mismatch enhancement of the rough profiles of the discontinuity and, 2) the degradation of the mechanical properties of the material on both sides of the discontinuity due to the chemical attack.

Numerical contribution of the thesis lies in modeling the behavior of a discontinuity by the coupling of a continuous elastic-plastic damaged model with a discrete resolution of the contact/friction problem. The model is developed with the finite element code Cast3M. Geometries of discontinuities are modeled directly from the roughness profiles from experimental scans. The numerical results correctly represent the friction phenomena observed experimentally. Finally, a model of the shear test on altered joints is performed by coupling the mechanical model with a chemical damage model.

Key words: geological storage of CO₂, discontinuity, chemical degradation, roughness, direct shear test, cyclic uniaxial test, damage, contact/friction, finite elements modeling, Cast3M.

REMERCIEMENTS

La rédaction des remerciements est l'exercice final du doctorant. Point d'orgue de trois années (voire plus) de recherches, ces quelques lignes sont l'opportunité de sortir du contexte de la thèse et de raconter les différentes rencontres intervenues durant cette expérience qui reste avant tout humaine. Si ces paragraphes vous semblent redondants ou répétitifs, vous m'en voyez désolé mais une thèse en cotutelle a la capacité de tout doubler : les chefs, les laboratoires, les ordres, les rapports... mais aussi (et heureusement !!) les amis, les soirées, les pauses cafés... et donc aussi les remerciements.

Commençons par l'encadrement français...

De manière traditionnelle, je tiens à remercier en premier lieu mon directeur de thèse M. Christian La Borderie qui m'a accordé sa confiance en me confiant ce sujet de thèse portant sur une thématique annexe aux compétences du laboratoire. *« Que ce soit dans le cadre des essais expérimentaux ou des modélisations numériques, tes conseils ont toujours été pertinents et malgré mon caractère parfois têtu, tu a su trouver les mots pour me faire tantôt changer d'avis, tantôt me soutenir, et pour cela, je te suis reconnaissant ».*

Évidemment, cet encadrement n'aurait pu être complet sans ma directrice de thèse, Mme. Céline Perlot-Bascouls à qui je transmets mes remerciements les plus sincères. *« Tout d'abord merci pour la cotutelle dont tu as été l'instigatrice. Ensuite, merci pour ton accompagnement au quotidien, même de l'autre côté de l'Atlantique. Merci pour tes conseils, trucs et astuces qui m'ont permis de passer une très bonne thèse (penses à écrire un livre !). Enfin, merci pour ta patience et ta minutie dans les corrections de mes productions scientifiques ».*

Passons à l'encadrement Québécois...

Je remercie M. Gérard Ballivy de m'avoir accueilli dans son laboratoire durant une année entière dans le cadre de ma cotutelle. L'apport de cette expérience québécoise a été très enrichissant, tant du point de vue scientifique qu'humain. *« Merci de m'avoir fait partager ta passion et tes compétences dans le domaine de la mécanique des roches. Et pour faire référence à une phrase que George m'a dit un jour, merci de m'avoir laissé assez de corde pour me prendre... ».*

Je remercie également M. Patrice Rivard qui a su être le complément indispensable à cet encadrement canadien. *« Et oui, même si tes recherches se tournent vers l'auscultation non-destructive, le professeur de mécanique des roches (version essai destructif) qui est en toi a toujours su répondre à mes interrogations et surtout, surtout, merci de m'avoir recadrer dans mes recherches lorsque j'avais tendance à me disperser ».*

Parlons maintenant du jury...

En premier lieu, je tiens à remercier M. Giachino Viggiani d'avoir présidé ma soutenance. *« Même si le jour 'J' vous m'avez autorisé à vous tutoyer, il m'apparait difficile de le faire en écrivant ces quelques lignes. En plus de votre présidence, merci pour vos remarques pertinentes suite à ma présentation. Vous avez aussi réussi à amener un peu de légèreté dans ce protocole très réglementé qu'est la soutenance. Et je dois vous avouer que je fus rassuré que le 'côté obscur' n'ait pas resurgis lors de mon interrogatoire à la fin de mon oral ».*

Je remercie également Mme. Véronique Merrien-Soukatchoff et M. Stéphane Morel, mes deux rapporteurs. *« Merci pour vos lectures critiques de mon travail et pour les questions à l'oral (auxquelles j'espère avoir apporté des réponses). Elle m'ont permis d'ouvrir mes recherches à de nouvelles perspectives. J'ai aussi fortement apprécié votre franchise tant dans les critiques que dans les compliments. »*

Pour finir, je remercie M. Mathieu Nuth en tant que responsable du jury québécois qui malheureusement n'a pu se déplacer pour ma soutenance. *« Merci de votre investissement malgré la distance et de vos conseils pour la suite de mes travaux »*. Je tiens aussi à remercier M. Jean Schmittbuhl d'avoir participé à mon jury, *« vos remarques vont me permettre, avec le temps, d'aller plus loin dans l'interprétation de mes résultats expérimentaux »*.

Même s'il ne fait pas partie de mon encadrement ou de mon jury officiel (ie : celui sur le papier), il a été pendant plus de six mois mon chef de laboratoire, mais aussi mon technicien, mon collègue et enfin mon ami. Certes, il y a eu des moments difficiles surtout le jour où un *« osti de français »* a arrosé son labo avec de l'acide... Mais il y a toujours eu un profond respect entre nous deux et une volonté de faire avancer *la job*. *« Alors merci à toi, Georges, de m'avoir accueilli dans ta grotte et de t'être autant investi dans mon projet... Et si encore l'histoire s'était arrêtée là... mais en plus tu a pris de ton temps pour me faire découvrir ton pays à moi, ma famille et mes amis, alors encore une fois merci Georges et j'espère que tu passes du bon temps maintenant que tu es à la retraite... à la revoyure... »*

Une thèse se déroule au minimum dans un laboratoire, par chance j'en ai eu deux...

Le laboratoire des Sciences de l'Ingénieur Appliquées à la Mécanique et au génie Électrique m'a accueilli voilà maintenant 3 ans. Rattaché à l'Institut Supérieur Aquitain du Bâtiment et des Travaux Publics, cela a été une suite logique pour moi après avoir été diplômé de cette école d'ingénieur. L'équipe du laboratoire étant l'équipe pédagogique que je côtoyais depuis 5 ans, mon intégration fut particulièrement facile, d'autant plus que l'esprit de famille associé à l'ISA spirit régnant dans les bâtiments m'ont donné le statut de *« Tanguy »* au début de ma thèse. Alors merci à toute l'équipe pédagogique : Mourad, Olivier, Céline, Claire, Christian, Philippe, Stéphane, Denis, Idir, André, Dominico, Hélène. Je n'oublie pas non plus Gilles et David avec qui je travaille aujourd'hui au sein du Laboratoire des Fluides Complexes et leurs Réservoirs. *« Merci de votre accompagnement au quotidien tant pour mes recherches que pour mes activités d'enseignements »*, vos conseils m'ont permis de me construire et ont affirmé ma volonté de continuer dans cette voie de la recherche et l'enseignement. *« Et je tiens à faire un petit clin d'œil particulier à l'équipe de pala du vendredi midi, merci pour ces parties enflammées qui débordaient régulièrement sur les travaux du vendredi après midi... »* À l'image de cette équipe d'enseignants chercheurs, je tiens à remercier chaleureusement Marie C., Virginie et Christiane pour leur bonne humeur chaque matin, les pause cafés causeries qui furent des soutiens stratégiques lors de la phase de rédaction. Je tiens à remercier particulièrement Marie F. qui a pallié à mon manque de sucre lors de la rédaction de mon manuscrit en achetant des bonbons.

Dans un laboratoire, on trouve aussi des non-permanents, appelés aussi doctorants ou post-doctorants, regroupés dans une même salle, ils vont et viennent suivant les années. La première année j'ai donc eu le plaisir de partager l'*open space* avec Wen, Dung et Laura, puis Romain et Fadi sont arrivés. *« Merci à toi particulièrement mamacita pour m'avoir introduit dans l'univers de Cast3M mais aussi pour nos discussions sans fin sur tout et rien, bonne chance dans le NORD... Je décerne aussi la chaussette d'or à Romain pour ces extraordinaires lancées de chaussette pourrie à travers le bureau pour me faire taire... Et à toi mon ami Fadi le Fada, j'ai beaucoup apprécié nos débats géo-socio-polotico-éconmico-religieux sur les relations entre l'Europe (la France) et le Moyen Orient »*. Je n'oublie pas aussi mes collègues surfeurs du génie côtier, *« merci à toi Joe pour les cours accélérés de python et à toi Cyril pour ... euh ah si pour ton énergie, ta volonté perpétuelle de travailler, tu fus un exemple pour nous tous (-) »*. À mon retour du Québec, si certains étaient partis, d'autres comme Laura, Cyril et Fadi étaient toujours là et de nouveaux étaient arrivés dans le

bureau : Cédric, Carine, Hatem, Vincent puis Laurent, Fabrizio, Walter et aussi les stagiaires comme Nabile. Il y a aussi eu le retour à l'école de Ducass, mais en génie côtier (l'autre bureau). « *Merci à vous tous pour ces moments passés à la pause café, tard le soir ou tôt le matin à discuter, débattre, jouer au ping-pong, manger des chocolats ou autres sucreries et parfois travailler. Bref, merci d'avoir été mes partenaires au quotidien.* Et pour finir sur la fine équipe d'Anglet, je pense qu'il ne faut pas oublier JURA qui durant toutes ces journées a su nous faire le meilleur café à n'importe quelles heures du jour et de la nuit.

Je tiens aussi à remercier M. Daniel Broseta pour l'intérêt qu'il a porté à mes recherches et M. Yves Hervouet pour m'avoir accompagné dans les Pyrénées à la recherche du flysch campanien. Merci à l'équipe de la DDE de Pau qui m'a chargé mes blocs de 900 kg dans mon petit camion benne.

Mon passage au sein de Laboratoire de Mécanique des Roches et de la Géologie Appliquée a été très riche humainement. Si Georges a été très présent, j'ai eu également le soutien de Baptiste, Danick, Clermont, Serge, le gang des Arméniens. Je remercie particulièrement ma collègue et néanmoins amie, Élodie ; si mon intégration fut réussie, « *c'est parce que tu m'as très vite montré les coutumes locales... Merci aussi pour tes cours de 911... Merci aussi à mon acolyte métalleux Robin (dit Martial) et non les Cow-boys fringants ce n'est pas trop gay...* » Je n'oublie pas aussi les autres : Isaac, puis le ranger du risque TAC (ou serait-ce TIC), Djaz, Linda, Sonia, Simon, Nicolas, Damien (*2) ... « *Merci de m'avoir traîner dans les 5@8, les micro-brasseries, les resto à poutine ... que de bons souvenirs sans parler des coïncidences interminables, bref le nécessaire pour décompresser après le travail. Je te remercie aussi Mathieu d'avoir terminé mes essais, j'espère que ton expérience Sherbrookoise se passe bien* ». Merci aussi à M. Pierre Claude Aïtcin pour son soutien financier.

Le bon déroulement d'une thèse est assuré par une bonne intégration dans son ou ses laboratoires mais aussi par le soutien de ses proches. Et de ce côté là aussi, je n'ai pas eu à me plaindre. « *Depuis toujours vous m'avez suivi et accompagné dans mes choix même si cela a consisté à traverser la France. Malgré la distance, je vous ai toujours senti à mes côtés. Merci papa et maman pour votre confiance. Promis les études c'est fini pour moi (enfin je pense)... Merci à toi aussi mon grand frère qui a joué pleinement ton rôle dans les moments douloureux. Je dois aussi remercier ta femme, Céline, pour les bonnes nouvelles que vous m'apportiez. Et que dire de toi, Tata, toujours là, fidèle au poste, soutien inébranlable, merci d'être toi...* Je tiens aussi à remercier mes autres familles les Gigi, les Blache et les Costa qui ont toujours été là pour moi quand je rentrais au pays mais qui m'ont aussi suivi que ce soit à Anglet ou à Sherbrooke pour les événements importants. « *Merci à toi Kelly Pouet Pouet pour les longues discussions téléphoniques...* » Il y a aussi les collègues du lycée Éric, Fafa, Maël, Xav toujours là malgré les années et la distance, « *merci les copains !* »

Enfin pour conclure, je souhaite remercier la personne qui me supporte depuis maintenant huit ans, qui m'a suivi pendant ces trois années, et qui a trouvé les moyens pour m'accompagner au Québec pendant six mois avant de m'attendre à Anglet. Cette patience qui la caractérise, elle l'a aussi utilisée lors des nombreuses relectures de mon manuscrit qui sans elle, n'aurait pas été autant aboutit. « *Merci mon Amour d'avoir été à mes côtés et de m'avoir soutenue* ». Pour finir, si le doctorat est un exercice individuel, le mien n'en est pas un car toutes les personnes pré-citées ont contribué, chacune à leur manière, à la réussite de ma thèse et tout particulièrement toi, Élodie.

MERCI

À mon père, qui t'a rejoint trop vite Tonton.

TABLE DES MATIÈRES GÉNÉRALE

INTRODUCTION	2
--------------	---

CHAPITRE 1 : ÉTUDE BIBLIOGRAPHIQUE

1. CARACTÉRISATION D'UNE DISCONTINUITÉ.....	9
1.1. Discontinuité et rugosité.....	9
1.2. Mesure physique de la rugosité.....	9
a) Dispositifs de contact.....	9
b) Dispositifs optiques.....	10
1.3. Caractérisation d'une surface rugueuse.....	11
a) Approches descriptives.....	11
b) Approches statistiques.....	12
c) Approches fractales.....	14
2. EXPÉRIMENTATIONS DU COMPORTEMENT MÉCANIQUE.....	17
2.1. Ouverture et refermeture d'une fissure « jeune ».....	17
a) Essai de traction uni-axiale.....	18
b) Essai de traction/compression cyclique.....	20
2.2. Ouverture et fermeture d'un joint rocheux.....	23
a) Essai de fermeture d'un joint rocheux.....	23
b) Essai cyclique d'ouverture/fermeture d'une fracture rocheuse.....	26
2.3. Cisaillement direct d'une discontinuité.....	29
a) Dispositif expérimental.....	29
b) Résultats et analyse du comportement.....	30
3. MODÉLISATION DU COMPORTEMENT MÉCANIQUE.....	34
3.1. Modèles empiriques.....	34
a) Modèles de refermeture de fissure.....	34
b) Critères de rupture au cisaillement.....	36
3.2. Modèles analytiques de contact.....	38
a) Notion de contact et la théorie de Hertz.....	38
b) Modèles statistiques.....	39
c) Modèles fractals.....	40
d) Autres modèles.....	41
3.3. Modèles numériques.....	42
a) Généralités sur les différents modèles.....	42
b) Modèles de comportement.....	43
c) Approche du contact/frottement.....	49
4. DÉGRADATION CHIMIQUE.....	54
4.1. Attaque acide à l'échelle du minéral.....	55
a) Acidification du géofluide.....	55
b) Attaque acide de la calcite.....	56
c) Actions de l'acide sur le quartz.....	58

4.2. Attaque acide à l'échelle macroscopique.....	60
a) Évolution de la porosité.....	60
b) Influence de l'évolution de la porosité sur les propriétés volumiques.....	61
c) Influence sur l'état de surface.....	62
SYNTHÈSE DE L'ÉTUDE BIBLIOGRAPHIE.....	65
RÉFÉRENCES.....	67

CHAPITRE 2 : EXPÉRIMENTATIONS

1. COMPORTEMENT D'UNE DISCONTINUITÉ SOUS CHARGEMENT NORMAL...82	82
1.1. Corps d'épreuve.....	82
a) Géométrie.....	82
b) Matériau.....	83
1.2. Matériel et protocoles	84
a) Matériel.....	84
b) Protocole de mise en place.....	85
c) Protocole d'essai.....	86
1.3. Rotation de l'échantillon.....	87
1.4. Évolution de l'endommagement au cours des cycles.....	90
a) Courbe enveloppe.....	90
b) Analyse d'images.....	93
c) Initiation et propagation de la fissuration	94
1.5. Étude d'un cycle de refermeture.....	97
a) Ré-emboîtement.....	97
b) Énergie dissipée.....	99
2. CISAILLEMENT D'UN JOINT ROCHEUX SUITE À UNE ATTAQUE CHIMIQUE	
.....	103
2.1. Caractérisation de la roche.....	103
a) Flysch campanien.....	103
b) Propriétés de la roche.....	104
2.2. Caractérisation des surfaces rugueuses.....	105
a) Appareillage.....	105
b) Caractérisation des joints rocheux.....	107
2.3. Dégradation chimique.....	109
a) Protocole de dégradation.....	109
b) Évolution des caractéristiques avec la dégradation.....	110
c) Influence de l'attaque chimique sur la rugosité.....	111
2.4. Essais de cisaillement direct.....	115
a) Protocole d'essai.....	115
b) Résultat et discussion.....	115
RÉFÉRENCES.....	124

CHAPITRE 3 : MODÉLISATIONS

1. LES MODÈLES.....	131
1.1. Loi de comportement non linéaire.....	131
a) Plasticité.....	131
b) Endommagement.....	133
1.2. Gestion du contact-frottement.....	134
a) Appariement nœud-élément.....	135
b) Résolution du contact-frottement.....	137
2. APPROCHE ÉLASTIQUE DU CONTACT-FROTTEMENT.....	140
2.1. Refermeture d'une discontinuité.....	140
a) Modélisation de la discontinuité.....	140
b) Représentation des contraintes internes.....	141
c) Sollicitations mécaniques.....	143
2.2. Cisaillement de deux surfaces lisses.....	147
a) Modèle et conditions aux limites.....	147
b) Densité de maillage et pas de temps de calcul.....	148
c) Mouvement de reptation.....	150
3. CISAILLEMENT D'UN JOINT ROCHEUX.....	152
3.1. Modélisation	152
a) Modèle de comportement	152
b) Surfaces rugueuses et emboîtement.....	153
c) Conditions aux limites	153
3.2. Simulations.....	154
a) Transmission des contraintes.....	154
b) Analyse des courbes.....	156
c) Retour sur les conditions aux limites.....	157
4. APPLICATIONS	160
a) Échelle d'observation	160
b) Modélisation 3D.....	162
c) Cisaillement d'un joint rocheux attaqué chimiquement.....	165
RÉFÉRENCES.....	171
CONCLUSIONS	174
ANNEXE 1 : DIMENSIONNEMENT DE L'ÉPROUVETTE DE L'ESSAI DE TRACTION-COMPRESSION	180
ANNEXE 2 : ÉTUDE NUMÉRIQUE DE L'ÉVOLUTION DU MODULE D'YOUNG	184

Introduction

Introduction

La communauté scientifique s'accorde à dire que le climat change, et ce n'est pas la multiplication des catastrophes météorologiques qui contredira cette théorie. L'augmentation globale de la température sur le globe terrestre et la hausse des précipitations sont les principales manifestations de ce changement. Il serait imputable en partie à l'augmentation des émissions de gaz à effet de serre (GES) (White et al., 2003), et plus particulièrement, au dioxyde de carbone plus couramment appelé CO₂. L'activité humaine produit actuellement 30 milliards de tonnes de CO₂ par an et cette production pourrait atteindre 110 milliards de tonnes en 2100. Ces émissions proviennent à 80 % de la combustion d'énergie fossile. Face à cette problématique environnementale mondiale, une diminution conséquente des émissions anthropiques de CO₂ apparaît comme l'unique solution pour éviter un dérèglement climatique irréversible. Dans l'optique de répondre à cette attente, un axe de recherche se développe depuis plusieurs années autour de la thématique du « captage et stockage géologique du CO₂ » (ADEME et al., 2005).

Les principes de cette approche consistent à capter le CO₂ des industries les plus émettrices comme les cimenteries, les usines de sidérurgie, etc ; à le transporter, puis à l'injecter dans un réservoir géologique. Un site de stockage souterrain est caractérisé par une roche hôte située à plus de 2000 mètres de profondeur et accueillant le CO₂. Au dessus d'elle se situe une roche de couverture assurant l'étanchéité de l'ensemble. À l'heure actuelle, cette technologie prometteuse rencontre cependant deux inconvénients principaux. Tout d'abord, il s'agit de son coût, évalué entre 30 et 50 euros la tonne de CO₂, ce qui reste relativement onéreux. Ensuite, les questions de la pérennité du site de stockage et du comportement du CO₂ dans les réservoirs géologiques se posent. Ce problème industriel et cette incertitude scientifique conduisent au constat inévitable de la nécessité d'avancées à réaliser dans les domaines technologique et théorique. C'est dans ce contexte que s'inscrit ce travail de thèse.

Dans le domaine pétrolier, comme dans celui du nucléaire, la sécurité du site de stockage s'avère être une priorité. Pour cela, différents risques sont évalués sous forme de scénari et des solutions sont proposées en cas d'alerte. Des études sont supervisées et validées par des autorités compétentes (BRGM, 2008). Les projets nationaux PROCHEPUITS, INTEGRITE, FISIC, etc se sont penchés sur la possible altération des propriétés mécaniques des géomatériaux en présence de CO₂. Les études ont montré qu'à l'échelle du temps humain, les propriétés mécaniques des géomatériaux ne sont modifiés que de façon superficielles, et ceci dans les zones immédiatement voisines des surfaces d'échanges. Le scénario à l'origine des ces travaux de thèse illustre la possibilité d'une fuite de CO₂ le long d'une faille située dans la roche de couverture. Le gaz se dissout et acidifie les eaux interstitielles. Le géofluide résultant réagit avec la roche des lèvres de la faille (ici du grès calcaire) pouvant modifier l'équilibre de la discontinuité par modification des propriétés de surface du matériau. Ce scénario, qui n'a pas encore été étudié pour les stockages de CO₂ anthropiques a récemment été mis en avant dans des zones de stockage naturel au travers de remontée mantellique (Weinlich, 2013).

Travailler à plus de 2000 mètres de profondeur, et à l'échelle kilométrique, complexifie la résolution de ce problème chemo-mécanique. En effet, il est connu que le géomatériau, de nature fragile, tend vers un comportement ductile pour de fortes pressions de confinement, induisant ainsi des modifications dans ses caractéristiques mécaniques (Gustkiewicz et al., 2005; Mogi, 2007; Orowan, 1960; Walsh, 1965). Une évolution similaire est observée sous sollicitations thermiques (Homand, 1986; Lemaitre et al., 2009; Lion, 2004). Ces remarques sont aussi applicables à la réaction chimique (Egermann et al., 2006). Enfin, la problématique des effets d'échelles conclut cette liste des difficultés à prendre en compte pour mieux appréhender le scénario envisagé.

Introduction

Préalablement à une compréhension globale de la problématique impliquant les différentes difficultés pré-citées, il est important d'identifier et de comprendre les différents mécanismes intervenant dans un cas simple : une discontinuité soumise à un chargement mécanique et à une dégradation chimique. Le problème ainsi posé nécessite une double approche : expérimentale et numérique. La première, faite à l'échelle du laboratoire, permettra une identification des mécanismes. La seconde apportera la compréhension des phénomènes à travers la modélisation des essais. Il pourra être envisagé, dans les perspectives attachées à ces travaux, de reconsidérer les hypothèses initiales afin de revenir au cas d'un site de stockage.

Cette formalisation plus théorique de la problématique amène à l'objectif principal de ce travail de thèse qui est l'*étude du comportement d'une discontinuité dans un géomatériau sous sollicitations mécaniques et dégradation chimique*.

Bien que la motivation de notre étude se positionne dans le cadre du stockage géologique de CO₂, cette généralisation du sujet ouvre la problématique du comportement mécanique d'une discontinuité dans un géomatériau à de nombreuses applications. On peut citer par exemple le cas des structures en béton armé pour lesquelles les modèles de comportement reproduisent de façon incorrecte le comportement lorsque la fissure est établie :

- sous chargement normal à la fissure : effet unilatéraux et déformations inélastiques.
- sous chargement de cisaillement : contrainte de cisaillement admissible d'une fissure définie.

Les limitations des modèles de comportement du béton dans ces cas ont été mis en évidence lors du programme national CEOS.fr.

Pour répondre à cette problématique, une approche expérimentale double est envisagée afin d'étudier d'une part les phénomènes de frottements lors d'une refermeture d'une « jeune » fissure sous effort normal, et d'autre part d'analyser l'impact d'une dégradation chimique des lèvres de fissure sur son comportement mécanique. Fort de cette phase expérimentale, l'approche numérique est développée afin de modéliser dans un premier temps le comportement mécanique d'une discontinuité dans un géomatériau. Par la suite, le modèle mécanique est couplé avec un modèle d'endommagement chimique pour modéliser les essais réalisés préalablement. Ce manuscrit s'organise autour de trois chapitres :

- Le premier chapitre est une introduction à la problématique des discontinuités sous ses différents aspects, issue d'une revue bibliographique. Il a pour but de revenir, dans un premier temps, sur les travaux expérimentaux déjà réalisés dans les domaines du génie civil et de la mécanique des roches, relatifs à la caractérisation des discontinuités et à l'étude de leur comportement mécanique. Par la suite, l'aspect numérique de la problématique est traité. Enfin, une partie traitant de la chimie complète cette revue bibliographique.
- Le deuxième chapitre présente les approches expérimentales mises en place afin de répondre aux deux attentes. La première partie aborde le problème des déformations inélastiques avec la mise en œuvre d'un essai de traction-compression cyclique sur un béton. La seconde partie traite du volet chimie. Elle étudie l'évolution du comportement d'une discontinuité rocheuse dégradée chimiquement à l'aide des essais de refermeture de fissure et de cisaillement direct.
- Le troisième chapitre expose la démarche numérique développée pour répondre à l'objectif. Après une présentation des différents couplages des modèles utilisés, les résultats des simulations sont présentés.

Pour conclure, une discussion sur l'ensemble du travail amène à une réflexion sur les perspectives à donner à la poursuite de ces recherches.

Références :

- ADEME, IFP, et BRGM (2005). La capture et le stockage géologique du CO₂, BRGM collection, 44 p.
- BRGM (2008). Rapport final du dossier « Code Minier » pour l'autorisation du pilote de stockage géologique de CO₂ à Rousse (64), 126 p.
- Egermann, P., Bemer, E., et Zinszner, B. (2006). An experimental investigation of the rock properties evolution associated to different levels of CO₂ injection like alteration processes, In SCA2006-34, International Symposium of the Society of Core Analysts held, Trondheim, Norway.
- Gustkiewicz, J., Gamond, J.-F., et Carrio-Schaffhauser, E. (2005). Pressions de confinement caractéristiques, structure intime et minéralogie des roches, *Stud. Geotech. Mech.*, vol. XXVII, p. 67–79.
- Homand, F. (1986). Comportement mécanique des roches en fonction de la température, Éd. de la Fondation scientifique de la géologie et de ses applications, 308 p..
- Lemaitre, J., Chaboche, J.-L., Benallal, A., et Desmorat, R. (2009). Mécanique des matériaux solides, Édition Dunod, 3ème édition, 602 p.
- Lion, M. (2004). Influence de la température sur le comportement poromécanique ou hydraulique d'une roche carbonatée et d'un mortier : Études expérimentales, thèse de l'Université des Sciences et Technologie de Lille, 186 p.
- Mogi, K. (2007). *Experimental rock mechanics*, édition Taylor & Francis, collection Geomechanics research series, vol. 3 , 361 p.
- Orowan, E. (1960). Chapter 12: Mechanism of Seismic Faulting, *Geol. Soc. Am. Mem.*, vol. 79, p. 323–346.
- Walsh, J.B. (1965). The effect of cracks on the compressibility of rock., *J. Geophys. Res.*, vol. 70, p. 381–389.
- Weinlich, F.H. (2013). Carbon dioxide controlled earthquake distribution pattern in the NW Bohemian swarm earthquake region, western Eger Rift, Czech Republic - gas migration in the crystalline basement, *Geofluids*, publication en ligne.
- White, C.M., Strazisar, B.R., Granite, E.J., Hoffman, J.S., Pennline, H.W., et Air & Waste Management Association (2003). Separation and capture of CO₂ from large stationary sources and sequestration in geological formations coalbeds and deep saline aquifers, *J. Air Waste Manag. Assoc.* 1995, vol. 53, p. 645–715.

Chapitre 1 :

Étude bibliographique

Table des matières

1. CARACTÉRISATION D'UNE DISCONTINUITÉ.....	9
1.1. Discontinuité et rugosité.....	9
1.2. Mesure physique de la rugosité.....	9
a) Dispositifs de contact.....	9
b) Dispositifs optiques.....	10
1.3. Caractérisation d'une surface rugueuse.....	11
a) Approches descriptives.....	11
b) Approches statistiques.....	12
c) Approches fractales.....	14
2. EXPÉRIMENTATIONS DU COMPORTEMENT MÉCANIQUE.....	17
2.1. Ouverture et refermeture d'une fissure « jeune ».....	17
a) Essai de traction uni-axiale.....	18
b) Essai de traction/compression cyclique.....	20
2.2. Ouverture et fermeture d'un joint rocheux.....	23
a) Essai de fermeture d'un joint rocheux.....	23
b) Essai cyclique d'ouverture/fermeture d'une fracture rocheuse.....	26
2.3. Cisaillement direct d'une discontinuité.....	29
a) Dispositif expérimental.....	29
b) Résultats et analyse du comportement.....	30
3. MODÉLISATION DU COMPORTEMENT MÉCANIQUE.....	34
3.1. Modèles empiriques.....	34
a) Modèles de refermeture de fissure.....	34
b) Critères de rupture au cisaillement.....	36
3.2. Modèles analytiques de contact.....	38
a) Notion de contact et la théorie de Hertz.....	38
b) Modèles statistiques.....	39
c) Modèles fractals.....	40
d) Autres modèles.....	41
3.3. Modèles numériques.....	42
a) Généralités sur les différents modèles.....	42
b) Modèles de comportement.....	43
c) Approche du contact/frottement.....	49
4. DÉGRADATION CHIMIQUE.....	54
4.1. Attaque acide à l'échelle du minéral.....	55
a) Acidification du géofluide.....	55
b) Attaque acide de la calcite.....	56
c) Actions de l'acide sur le quartz.....	58
4.2. Attaque acide à l'échelle macroscopique.....	60
a) Évolution de la porosité.....	60
b) Influence de l'évolution de la porosité sur les propriétés volumiques.....	61
c) Influence sur l'état de surface.....	62
SYNTHÈSE DE L'ÉTUDE BIBLIOGRAPHIE.....	65
RÉFÉRENCES.....	67

Table des Figures

Figure I.1 : Principe de mesure du profilomètre laser d'après Rousseau (2010).....	11
Figure I.2 : Classement de Barton Profil de rugosité type et leur JRC associé d'après Barton et Choubey (1977).....	12
Figure I.3 : Illustration du paramètre Z2.....	14
Figure I.4 : Illustration du paramètre Z3.....	14
Figure I.5 : Illustration du paramètre Z4.....	14
Figure I.6 : Illustration du paramètre RL.....	14
Figure I.7 : Illustrations des propriétés auto-similaire et auto-affine d'après Murato et Saito (1999).	16
Figure I.8 : Représentation log-log de la puissance spectral d'un profil de rugosité d'une discontinuité dans le mortier d'après Mourot et al. (2006).....	17
Figure I.9 : Éprouvette normale de traction directe.....	18
Figure I.10 : Éprouvette à section variable de traction directe.....	18
Figure I.11 : Éprouvette entaillée de traction directe.	18
Figure I.12 : Types de chargement pour un essai de traction d'après Cornelissen et al. (1986).....	21
Figure I.13 : Courbe classique de contrainte normale en fonction du déplacement d'un essai de traction cyclique d'après Cornelissen et al. (1986).....	21
Figure I.14 : Évolution du déplacement résiduel en fonction des cycles de chargement d'après Cornelissen et al. (1986).....	22
Figure I.15 : Évolution de la rigidité en fonction des cycles de chargement d'après Cornelissen et al. (1986).....	22
Figure I.16 : Représentation schématique des micro-fissures d'après Reinhardt (1984).....	23
Figure I.17 : Obtention de la courbe de fermeture de fissure par soustraction du déplacement de la roche intacte correspondante d'après Goodman (1976).....	25
Figure I.18 : Courbe expérimentale d'un cycle de chargement déchargement d'après Gentier (1986).	26
Figure I.19 : Courbes contrainte-déplacement total sous chargement cyclique pour un échantillon sain, un joint rocheux frais et un joint endommagé d'après Bandis et al. (1983).....	27
Figure I.20 : Cycle de fermeture d'un joint frais d'après Bandis et al. (1983).....	27
Figure I.21 : Protocole d'optimisation de l'emboîtement d'après Gentier (1986).....	28
Figure I.22 : Schéma 2D du principe de l'essai de cisaillement direct.....	30
Figure I.23 : Courbes expérimentales types d'un essai de cisaillement direct d'après Flamand (2000), modifié.....	32
Figure I.24 : Influence de la contrainte normale sur la courbe de dilataance d'après Lopez (2000)..	33
Figure I.25 : Représentation géométrique du critère de Von Mises d'après Lemaitre et al.(2009)..	44
Figure I.26 : Représentation géométrique du critère de Tresca d'après Lemaitre et al.(2009).....	44
Figure I.27 : Représentation géométrique du critère de Mohr-Coulomb d'après Lemaitre et al. (2009).....	45
Figure I.28 : Représentation géométrique du critère de Mohr-Coulomb dans le repère (σ, τ) d'après Lemaitre et al.(2009).....	45
Figure I.29 : Représentation géométrique du critère de Drücker-Prager d'après Lemaitre et al. (2009).....	46
Figure I.30 : Schéma récapitulatif des lois de comportement, avec $\epsilon_0 = 0$, $\epsilon_p =$ Déformation élastique limite, $\epsilon_d = \frac{1}{2} \epsilon_r$ ou $\frac{3}{4} \epsilon_r$, $\epsilon_r =$ déformation à la rupture.....	47
Figure I.31 : Contraintes déformations sur un microplan d'après Fichant (1996).....	48
Figure I.32 : Schématisation du problème du contact.....	50
Figure I.33 : Schématisation du critère de glissement de Coulomb.....	51
Figure I.34 : Schématisation de l'appariement type nodal.....	52

Chapitre 1 : Étude bibliographique

Figure I.35 : Schématisation de l'appariement type nœud-segment	52
Figure I.36 : Influences de la température, de la salinité, et de la pression du CO ₂ , sur la solubilité de la calcite d'après Parry (1998).....	58
Figure I.37 : Visualisation de l'attaque chimique sur les angles du cristal de quartz par microscope à balayage électronique d'après Kaszuba et al.(2003).....	59
Figure I.38 : Influence des paramètres sur la solubilité du quartz d'après (A) Liu et al (2003). et (B) Parry (1998).....	60
Figure I.39 : Évolution du module élastique isostatique, du module de cisaillement et de la résistance à la compression d'un calcaire d'après Egermann et al. (2006).....	62
Figure I.40 : Évolution de la résistance en traction indirecte d'un grès en fonction de la porosité totale d'après Ojala (2011).....	63
Figure I.41 : Évolution de la résistance en traction indirecte d'une craie en fonction de la porosité totale d'après Ojala (2011).....	63
Figure I.42 : Évolution de l'ouverture de fissure en fonction d'une tortuosité imposée à l'écoulement d'après Gouze et al.(2003).	63
Figure I.43 : Évolution de l'ouverture de la fissure durant des cycles d'écoulement d'acide d'après Andréani et al (2008).....	64
Figure I.44 : A) Image initiale de la rugosité de la surface, B) Image de la rugosité à la fin des cycles, C) Schéma des principes de dégradations minérales induites par les écoulements d'après Andréani et al.(2008).....	65

1. CARACTÉRISATION D'UNE DISCONTINUITÉ

1.1. Discontinuité et rugosité

Une discontinuité (interface, fissure, fracture, joint, faille...) est la rupture d'un milieu continu en deux parties ou plus. En fonction des domaines dans lesquels la discontinuité est étudiée (automobile, métallurgie, génie civil, génie pétrolier...), certaines disciplines scientifiques (tribologie, mécaniques, géophysique, statistique, fractal...) seront plus pertinentes que d'autres. Malgré cette pluralité disciplinaire et les applications variées, la communauté scientifique s'accorde à dire que la géométrie des profils formant la fissure, communément appelée rugosité, joue un rôle important dans le comportement de la discontinuité.

Dans le langage commun, la rugosité caractérise l'état d'une surface présentant des aspérités rudes au toucher (Larousse, 2013). Cette définition, basée sur une approche tactile, peut être étendue de manière plus descriptive au caractère onduleux d'une surface (ondulations à grande échelle) et au caractère irrégulier d'une surface (ondulations à petite échelle) (Indraratna et al., 2002). Géométriquement, la rugosité est définie comme l'écart entre la surface d'un profil de la discontinuité avec un plan de référence (Marache, 2002). Bien que la définition précédente, basée sur une description géométrique de l'état de surface, apparaisse simple et commune à tous les domaines d'études pré-cités, sa mesure, au sens physique du terme, puis sa caractérisation, ne sont à ce jour pas homogénéisées. Certains cas, tels que les caractérisations d'une surface d'un matériau plastique, d'un élément mécanique ou encore de verres d'optique, font appel à des paramètres (surtout statistiques) fixés par des normes internationales homogénéisées (ISO 13565-1, 1996; ISO 13565-2, 1996; ISO13565-3, 1998). D'autres paramètres ne faisant pas l'objet de normes existent et sont utilisés pour caractériser la rugosité d'une surface suivant le domaine d'étude. Il apparaît hasardeux de définir une seule et même procédure de mesure et de caractérisation de la rugosité étant donné le vaste domaine d'application : en fonction des besoins, l'échelle d'observation diffère entre l'étude d'une faille géologique et celle d'une micro-fissure (Legrain, 2007).

Le paragraphe suivant n'a pas pour objet de faire l'état de l'art de toutes les techniques et méthodes de caractérisation d'une surface rugueuse mais il dresse un aperçu sommaire des différents travaux concernant cette problématique et, surtout, introduit des outils utilisés par la suite.

1.2. Mesure physique de la rugosité

Les principales méthodes de mesure de la rugosité se classent en deux grandes familles : les dispositifs de contact et les dispositifs optiques. Les outils variant selon les disciplines scientifiques, seules les méthodes le plus couramment utilisées en mécanique des roches seront exposées par la suite, et quelques digressions relatives au domaine de la métallurgie s'ajouteront à cette liste.

a) Dispositifs de contact

Les dispositifs de contact impliquent un contact mécanique entre l'outil de mesure et la surface afin d'obtenir la hauteur des aspérités. Le peigne conformateur (ou jauges de contour) développé par Barton et Choubey en 1977 (Barton et Choubey, 1977) a été le premier outil

Chapitre 1 : Étude bibliographique

de mesure de la rugosité. Il est composé de 180 aiguilles mobiles regroupées en un « peigne » de 15 cm de long. Le protocole de mesure consiste à appliquer le conformateur sur la surface rugueuse, et les différentes aiguilles, glissant indépendamment les unes des autres, donnent ainsi l'empreinte de la rugosité. À l'aide d'une feuille de papier, le profil est ensuite dessiné en faisant le contour de l'empreinte, en vue d'une comparaison avec des profils types. La précision de la mesure dépend principalement de l'opérateur et de l'épaisseur de chaque aiguille.

Parallèlement, développé dans l'industrie de la métallurgie, le « Rugotest » permet la caractérisation du profil de manière visuelle, et surtout tactile, par comparaison entre la surface à étudier et les plaques référence. Là encore, les mesures reposent sur la précision de l'opérateur et sont limitées à des hauteurs supérieures à 0,8 μm .

Les avantages des deux méthodes précédentes sont leur simplicité de mise en œuvre et leur faible coût.

Dans le but de supprimer l'influence de l'opérateur et d'augmenter la précision de la mesure, les rugosimètres mécaniques, appelés aussi les systèmes palpeurs, ont été développés. Ils sont composés d'un stylet qui enregistre les variations de hauteur de l'échantillon le long d'un profil donné. La précision de la mesure est liée à la surface de contact entre le stylet et la surface rugueuse. Elle est inversement proportionnelle à l'étendue de l'échantillonnage : le choix de la pointe dépendra donc de l'étendue de la surface à étudier. Ce type d'appareil est aussi bien utilisé dans l'industrie de la métallurgie que dans la mécanique des roches. Malgré un temps de mesure long et une représentation en deux dimensions de la rugosité, cette approche fait office de référence. Cependant, pour des échantillons de grandes dimensions ou pour des matériaux durs, une abrasion de la pointe peut perturber les mesures (Chae et al., 2004).

b) Dispositifs optiques

Les dispositifs optiques mesurent la hauteur des aspérités sans contact avec la surface rugueuse. Plusieurs techniques existent en fonction de l'objectif à atteindre : l'interférométrie, la micro-topographie optique, la microscopie électronique, ou encore la microscopie à force atomique. Ces approches sont essentiellement utilisées pour des micro-rugosités dans le domaine de la métallurgie par exemple. Par la suite, seuls les dispositifs optiques utilisant la technologie laser seront abordés. Ces technologies étant en perpétuelle évolution, il est essentiel de bien définir les objectifs à atteindre afin d'utiliser l'outil le plus adapté.

Le principe des dispositifs type laser s'appuie sur l'étude de la dispersion et de la réfraction de la lumière par des surfaces rugueuses. Beckmann et Spizzichino (Beckmann et Spizzichino, 1987) furent les investigateurs de cette méthode, notamment dans le domaine de la métallurgie. Lorsqu'un faisceau laser est émis sur une surface rugueuse, il se réfléchit dans toutes les directions en fonction des propriétés optiques des minéraux rencontrés. Pour autant, les auteurs ont montré qu'il existe une direction privilégiée de la réflexion. L'angle formé entre cette direction et la normale à la surface « éclairée par le laser » est égale à l'angle d'incidence du faisceau initial. Cette zone de forte réflexion est enregistrée par le dispositif de réception du faisceau laser réfléchi. Sa décomposition révèle un pic qui, traité avec l'aide d'un algorithme approprié, permet de remonter à la hauteur du point mesuré (Figure I.1). Des profils rugueux en trois dimensions sont ainsi obtenus.

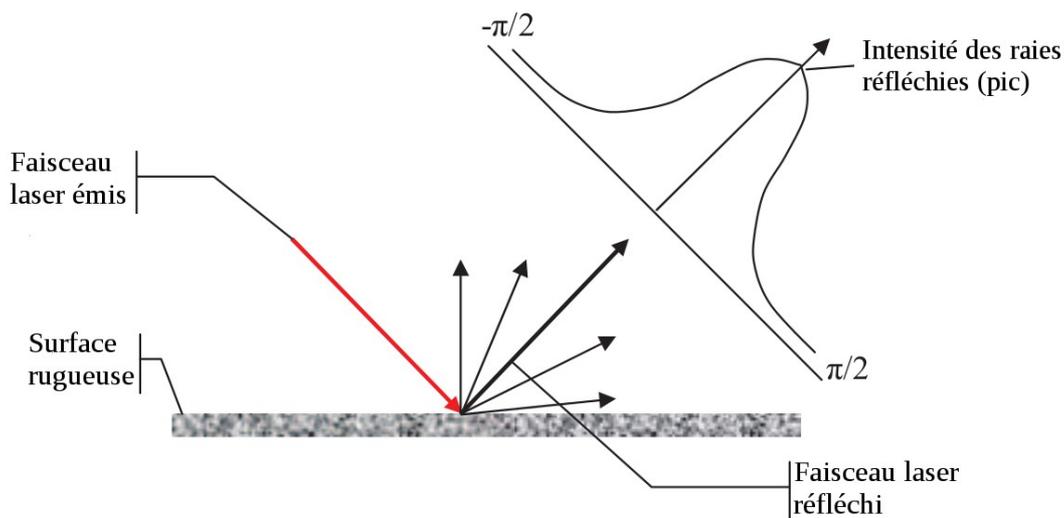


Figure I.1 : Principe de mesure du profilomètre laser d'après Rousseau (2010).

1.3. Caractérisation d'une surface rugueuse

Quelque soit le dispositif utilisé, les informations récupérées par l'opérateur sont des coordonnées de points (x, y) en deux dimensions et $((x, y), z)$ en trois dimensions. La caractérisation de la rugosité d'une surface consiste à étudier la distribution des hauteurs sur une droite (deux dimensions) ou sur un plan (trois dimensions) au moyen de comparaisons visuelles (et/ou tactiles) avec des rugosités modèles ou avec des outils statistiques, fractals.

a) Approches descriptives

Les méthodes dites « descriptives » reposent sur une classification réalisée à partir de différentes observations. Le profil rugueux réalisé, l'opérateur doit le classer dans les différentes catégories existantes. Cette approche présente l'avantage de fournir un résultat rapide mais néanmoins subjectif dans la mesure où des résultats différents peuvent être obtenus selon les opérateurs.

Historiquement, Anon (Anon, 1977) fut l'un des premiers à proposer une classification qualitative des joints rocheux en sept niveaux en fonction de leur rugosité. Les travaux de Piteau (Piteau et al., 1979) peuvent aussi être cités. Cependant, la classification la plus reconnue et la plus employée reste celle de Barton (Barton, 1976 ; Barton et al., 1974). Elle est simple à appliquer et répond rapidement à des problématiques d'ingénieur. Les dix profils rugueux de référence, de 10 cm de longueur, sont associés à des coefficients appelés JRC (Joint Roughness Coefficient) (Figure I.2) qui permettent de calculer directement la résistance au cisaillement d'un joint. L'opérateur compare son profil aux profils types afin de connaître le coefficient à utiliser. Plusieurs travaux ont complété cette première définition pour élargir son domaine d'application : une description des différentes avancées pourra être trouvée dans les travaux de Rousseau (Rousseau, 2010) ou de Marache (Marache, 2002). Néanmoins, l'estimation visuelle restant à la base de cette approche et étant source de subjectivité, ce mode opératoire n'a pas été retenu pour la suite des travaux.

	JRC = 0-2
	JRC = 2-4
	JRC = 4-6
	JRC = 6-8
	JRC = 8-10
	JRC = 10-12
	JRC = 12-14
	JRC = 14-16
	JRC = 16-18
	JRC = 18-20

Figure I.2 : Classement de Barton Profil de rugosité type et leur JRC associé d'après Barton et Choubey (1977).

b) Approches statistiques

L'approche statistique a pour but de déterminer des paramètres caractérisant la surface soit de manière globale, soit de manière directionnelle si l'anisotropie de la surface est à étudier.

Une surface rugueuse est assimilable à un signal continu, discrétisé lors de la numérisation de la surface. Il est important de garder à l'esprit que le pas de discrétisation influence le résultat et qu'il faut définir un plan de référence avant le calcul des paramètres, en particulier pour les paramètres globaux. Ce plan, qui devient une droite en deux dimensions, peut être déterminé mathématiquement par la méthode des moindres carrés, il s'agit alors d'un plan moyen de référence. A défaut, il est fixé arbitrairement.

- Paramètres globaux

Historiquement, ces paramètres ont été développés pour le domaine de la métallurgie. Ils s'appuient sur le calcul des hauteurs moyennes aux pics et/ou des profondeurs moyennes des creux. Le Tableau I.1 définit les deux paramètres les plus utilisés en mécanique des roches : la rugosité moyenne arithmétique, notée R_a (Central Line Average (CLA) notation anglo-saxonne), et la rugosité moyenne quadratique, notée R_q (Roots Mean Square (RMS) notation anglo-saxonne). D'autres paramètres, tels que la rugosité moyenne des profondeurs, la hauteur maximale des pics, ou la profondeur maximale des vallées, complètent la description de la surface. Des définitions plus approfondies sont à retrouver dans les travaux de Legrain (Legrain, 2007).

Paramètres	Formule continue	Formule discrète
R_a ou CLA	$\frac{1}{L} \int_0^L z_x dx \quad (1)$	$\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n z_i \quad (2)$
R_q ou RMS	$\sqrt{\frac{1}{L} \int_0^L z_x^2 dx} \quad (3)$	$\sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n z_i^2} \quad (4)$

Tableau I.1 : Définition des paramètres R_a (CLA) et R_q (RMS) d'après Legrain (2007).

D'autres approches globales reposant sur des outils mathématiques existent pour décrire la morphologie d'une discontinuité. Ces méthodes utilisent l'analyse spatiale de la topographie de la surface. Elles ont pour but de mettre en évidence des corrélations entre les valeurs d'une hauteur en un point et celles d'un point voisin avec pour objet d'identifier des structures. La fonction d'auto-corrélation développée par Tse et Cruden (Tse et Cruden, 1979) est appliquée dans de nombreux travaux afin d'étudier la géométrie des aspérités de la fissure ou celle des vides (Chilès et Gentier, 1993; Lanaro, 2000; Wu et Ali, 1978) et Gentier, 1993; Lanaro, 2000; Wu et Ali, 1978). Elle met en avant les topographies de grandes longueurs d'ondes. Pour étudier des structures plus fines, l'analyse spectrale basée sur les transformées de Fourier est utilisée. Enfin, la géostatistique est également employée dans le cadre de l'analyse d'une fracture rocheuse ; ses principes et ses applications à la mécanique des roches sont développés dans les travaux de Marache (Marache, 2002).

- Paramètres directionnels

Les paramètres statistiques directionnels ont été développés afin de prendre en compte la direction de cisaillement laquelle joue un rôle important dans le comportement mécanique de la discontinuité. À l'image des paramètres globaux cités précédemment, plusieurs méthodes ont été développées afin de prendre en compte la notion de direction. Seuls les paramètres Z₂, Z₃, Z₄ et RL développés par Gentier (Gentier, 1986) seront définis. Le lecteur pourra cependant trouver un descriptif détaillé des différentes méthodes utilisées en mécanique des roches dans les travaux de (Marache, 2002).

Le paramètre Z₂ représente la pente topographique des aspérités : plus le paramètre est grand (> 0,5) plus la rugosité est prononcée (Figure I.3).

Le paramètre Z₃ représente l'angle de courbure des aspérités : plus le paramètre est grand (> 1,0) plus la rugosité est prononcée (Figure I.4).

Le paramètre Z₄ représente le volume de matériau mobilisé lors du cisaillement. Ce paramètre est très sensible à la direction de cisaillement, il peut être positif ou négatif (Figure I.5).

Le paramètre RL est le rapport de la longueur de la surface réelle sur la longueur projetée : plus il est grand , plus la rugosité est prononcée (Figure I.6).

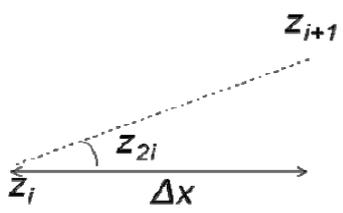
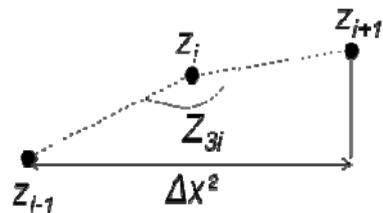
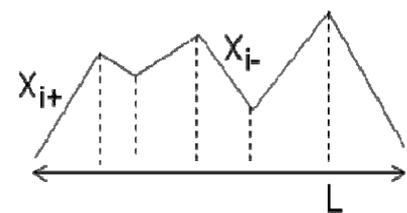
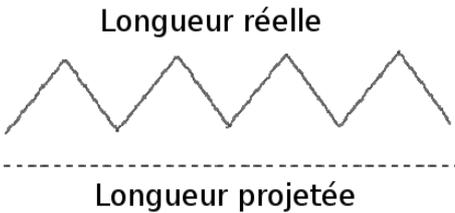
 <p>Figure I.3 : Illustration du paramètre Z_2.</p>	$Z_2 = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^n \left(\frac{Z_{i+1} - Z_i}{\Delta x} \right)^2} \quad (5)$
 <p>Figure I.4 : Illustration du paramètre Z_3.</p>	$Z_3 = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^n \left(\frac{Z_{i-1} - 2Z_i + Z_{i+1}}{\Delta x^2} \right)^2} \quad (6)$
 <p>Figure I.5 : Illustration du paramètre Z_4.</p>	$Z_4 = \frac{\sum_{i=1}^n x_{i+} - \sum_{i=1}^n x_{i-}}{L} \quad (7)$
 <p>Figure I.6 : Illustration du paramètre RL.</p>	$RL = \frac{\text{longueur réelle du profil}}{\text{longueur projetée du profil}} \quad (8)$

Tableau I.2 : Formulation discrète des paramètres Z_2 , Z_3 , Z_4 , RL d'après Gentier (1986).

c) Approches fractales

La géométrie fractale est un outil mathématique utilisé dans de nombreuses disciplines scientifiques car elle permet de décrire de nombreux objets extrêmement irréguliers du monde réel, et plus particulièrement dans notre cas, la rugosité. Ce paragraphe n'ayant pas pour objet d'être un exposé détaillé de la théorie des fractales, le lecteur pourra trouver davantage d'informations dans les travaux de Legrain (Legrain, 2007), notamment. Après le rappel de quelques notions sur les fractales, différentes applications permettant de caractériser les discontinuités sont présentées.

Chapitre 1 : Étude bibliographique

D'une manière générale, il sera retenu la définition de Mandelbrot énoncée en 1985 selon laquelle une « figure faite de parties similaires à l'ensemble d'une certaine manière » (Mandelbrot, 1985). Cependant, Falconer (Falconer, 2004) estima qu'il valait mieux définir une fractale par un ensemble de propriétés plutôt que par une définition stricte.

Ainsi, une forme F est définie comme une fractale si :

- F possède une structure détaillée quelle que soit l'échelle d'observation,
- F ne peut pas être décrite par la géométrie traditionnelle (trop d'irrégularités),
- F possède souvent des formes d'auto-similarité (de manière approximative ou statistique),
- F a une dimension fractale supérieure à sa dimension topologique,
- F peut se décrire de manière très simple, récursive par exemple.

Dans le cas des surfaces rugueuses, un objet géométrique peut être considéré comme une fractale lorsque chacune de ses parties présente une similarité par rapport à l'ensemble, quelque soit l'échelle d'observation. Dans les travaux de (Carrera et al. 1994 ; Xie et Pariseau, 1994), la fractale est définie comme un objet qui est plus irrégulier (rugueux) que l'objet considéré en géométrie classique : plus l'objet est agrandi et plus l'échelle d'observation est petite, plus sa rugosité apparaît.

Il est aisé de constater, à la lecture de ces différentes définitions, que le concept d'une fractale est difficile à préciser. Afin de se familiariser avec ce concept, les définitions de la dimension fractale, de la propriété auto-similaire, et de la propriété d'auto-affinité, seront présentées par la suite.

La définition précise de la *dimension fractale* étant complexe, elle est souvent illustrée à travers l'exemple didactique du calcul de la côte Britannique donné par Mandelbrot (Mandelbrot, 1967) :

Soit une règle étalon de longueur « y ». On obtient la longueur des côtes Britanniques, « L », en mettant « N » fois la règle étalon bout à bout. On a alors :

$$L = N * y \quad (9)$$

Soit une seconde règle étalon de longueur inférieure à la première. On recommence l'opération. La longueur, L , mesurée la deuxième fois, sera plus petite que la première. L'échelle d'observation intervient donc directement dans le procédé de mesure. La relation précédente peut s'écrire :

$$L = N * y^D \quad (10)$$

Où D est la dimension fractale ou dimension de Hausdorff-Besicovitch, définie par Mandelbrot en 1983 (Mandelbrot, 1983) et plus tard par Carr et Wardner (Carr et Wardner, 1987). La valeur de D est obtenue en normalisant la longueur L :

$$D = -\frac{\log(N)}{\log(y^*)} \quad (11)$$

Ainsi, la dimension fractale peut être définie comme l'opposé du quotient du logarithme du nombre de fractales obtenues (nombre de fois que la règle a été utilisée) sur le logarithme du facteur d'agrandissement (longueur de la règle étalon).

La *propriété d'auto-similarité* est liée à la similarité, laquelle est une transformation linéaire qui rétrécit ou agrandit tous les vecteurs implicites d'une figure géométrique dans les mêmes proportions (Figure I.7).

Chapitre 1 : Étude bibliographique

La *propriété d'auto-affinité* est liée à l'affinité, laquelle est une transformation linéaire qui rétrécit ou agrandit tous les vecteurs implicites d'une figure géométrique dans des proportions différentes selon les directions (Figure I.7).

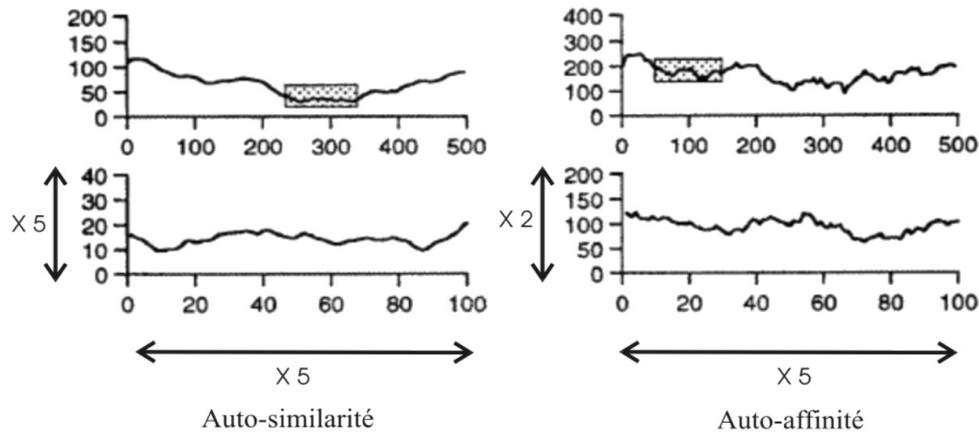


Figure I.7 : Illustrations des propriétés auto-similaire et auto-affine d'après Murato et Saito (1999).

Les fractures rocheuses semblent être auto-affines à petite échelle (jusqu'au mètre) et auto-similaires à grande échelle (au delà du mètre) (Legrain, 2007).

Le principe d'une étude morphologique d'une discontinuité à l'aide de la géométrie fractale exige donc de déterminer la dimension fractale D des surfaces rugueuses. A cette fin, plusieurs méthodes existent : la méthode de la règle, la méthode basée sur la courbe triadique de Kock, la méthode liée à la détermination du semi-variogramme, la méthode du comptage de boîte, la méthode liant D et le JRC, ou encore la méthode de détermination du spectre de puissance. Seule cette dernière méthode sera détaillée.

La méthode issue du spectre de puissance consiste à assimiler la surface rugueuse à des fonctions où la hauteur est définie par rapport à sa position dans le plan de référence. Ces fonctions sont ensuite décomposées en une somme de fonctions périodiques, de fréquences et d'amplitudes variables, à l'aide des transformations de Fourier. Le log du spectre de puissance (amplitudes) est tracé en fonction du log des longueurs d'ondes (fréquences). Les travaux de Berry et Lewis (Berry et Lewis, 1980) ont montré que la pente de la courbe (Figure I.8) ainsi tracée peut être reliée à la dimension fractale par :

$$D = 0,5(5 - |pente|) \quad (12)$$

La dimension fractale des discontinuités a fait l'objet de nombreuses études et on pourra se référer à (Lopez et Schmittbuhl, 1998; Mourot et al., 2006) quant au lien entre les propriétés de rupture et de rugosité. D'autres applications dans le cas des joints rocheux sont développées dans (Gentier, 1986 ; Legrain, 2007).

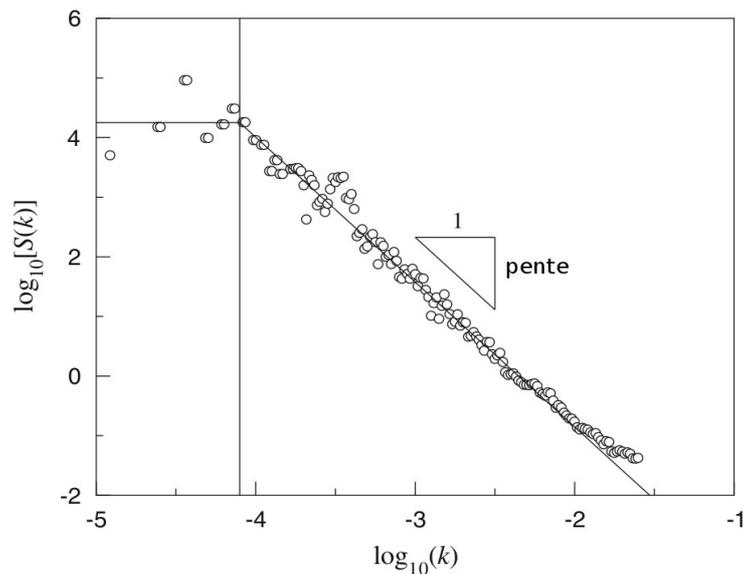


Figure 1.8 : Représentation log-log de la puissance spectrale d'un profil de rugosité d'une discontinuité dans le mortier d'après Mourot et al. (2006).

Cette première partie de la bibliographie expose l'étendue et la variété des travaux relatifs à la rugosité d'une discontinuité, tant au niveau des appareils de mesure que des outils mathématiques utilisés pour la caractériser. Certaines méthodes et notions de cette « boîte à outils » sont utilisées dans la partie expérimentale. Après avoir défini une discontinuité au travers de la caractérisation de sa rugosité, l'étude bibliographique s'intéresse à son comportement mécanique, sous sollicitation normale puis tangentielle, selon un point de vue expérimental.

2. EXPÉRIMENTATIONS DU COMPORTEMENT MÉCANIQUE

Cette étude bibliographique présente les travaux portant sur le comportement mécanique d'une discontinuité sous sollicitation normale puis sous une sollicitation tangentielle appliqué au génie civil. Les deux premières parties décrivent des approches expérimentales différentes relatives à la refermeture de fissure. Dans un premier temps, l'aspect *mécanique à la rupture* est appréhendé à travers l'essai uni-axial cyclique, cette approche mettant en avant l'ouverture et la fermeture de fissures « jeunes ». Dans un second temps, la problématique de l'emboîtement de joint dans le domaine de la *mécanique des roches* est présentée. Enfin, une dernière partie présentera de l'essai de cisaillement direct.

2.1. Ouverture et refermeture d'une fissure « jeune »

En génie civil, l'introduction de la mécanique à la rupture dans les calculs de structure a nécessité une meilleure compréhension du comportement non-linéaire de certains matériaux tel que le béton. L'essai mécanique le plus adapté est l'essai de traction uni-axiale car il fournit directement l'évolution de la résistance d'une section fracturée en fonction de l'ouverture de fissure (Casanova, 1995). Après un exposé des différentes approches expérimentales, des résultats d'essais cycliques illustrant l'ouverture et la fermeture de fissure sont présentés.

a) Essai de traction uni-axiale

• Géométrie des éprouvettes

La définition d'un essai de traction uni-axiale est simple : sollicitation opposée de deux faces parallèles d'une éprouvette (Figure I.9). Pour autant, la réalisation de l'essai est plus complexe : le maintien de la sollicitation uni-axiale est difficile lors de la fissuration. De plus, afin d'étudier la propagation de la fissure, il est nécessaire de connaître la localisation de la macro-fissure pour pouvoir mesurer son ouverture (ou sa fermeture). Deux configurations d'éprouvette existent afin de provoquer la fissuration dans la zone de mesure.

La première configuration consiste à utiliser une éprouvette de section variable (Figure I.10) en forme « d'os ». La zone centrale réduite localise la fissuration. (Lim et al., 1987 ; Mansur et al., 1986). Cette géométrie est directement inspirée de la norme EN ISO 6892-1 (NF EN ISO 6892-1, 2009) sur les aciers et fonctionne très bien pour des matériaux homogènes. Dans la mesure où elle est correctement choisie, cette géométrie permet d'obtenir une répartition homogène des contraintes dans toute l'éprouvette et ainsi de mesurer la résistance en traction du matériau. Cependant, pour un matériau hétérogène tel que le béton (ou une roche), la localisation de la fissure forcée par le rétrécissement de la section n'est pas obligatoirement vérifiée et la rupture peut se produire en dehors de la zone de mesure. En outre, la réalisation de ces éprouvettes en forme « d'os » nécessite l'usinage de coffrages particuliers et une attention particulière lors de la mise en œuvre du béton frais. Cette configuration est impossible à mettre en place pour des roches.

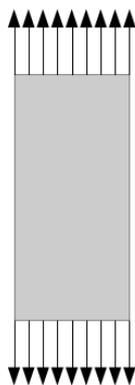


Figure I.9 : Éprouvette normale de traction directe.

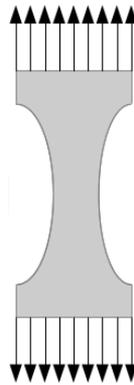


Figure I.10 : Éprouvette à section variable de traction directe.



Figure I.11 : Éprouvette entaillée de traction directe.

La seconde configuration consiste à réaliser une éprouvette de forme parallélépipédique (Cornelissen et al., 1986 ; Harrouche, 1989 ; Labuz et al., 1985) ou cylindrique (Casanova, 1995 ; Rossi et al., 1994 ; Toutlemonde, 1994). Dans ce dernier cas, la localisation de la fissuration est obtenue par le biais d'entailles réalisées à mi-hauteur de part et d'autre de l'échantillon (Figure I.11). Ces entailles sont réalisées sur toute la profondeur de l'échantillon pour une longueur variant de un vingtième à un quart de sa largeur. L'épaisseur de 5 mm en moyenne correspond à l'épaisseur de la lame de la scie. Ces entailles, dites primaires, ont pour rôle de concentrer les macro-fissures entre elles du fait de la réduction de section. Afin de guider la propagation de la fissure et d'éviter le phénomène d'overlapping, un trait de scie peut être réalisé sur une profondeur de 5 mm entre les deux entailles primaires (Akita et al., 2003). L'inconvénient de cette configuration réside dans le fait que les entailles

Chapitre 1 : Étude bibliographique

entraînent des concentrations de contraintes induisant une rupture prématurée de l'échantillon, et donc une sous-estimation de la résistance en traction. Afin de pallier cette erreur, un essai sur un échantillon non-entaillé est nécessaire afin de connaître la valeur réelle.

- *Mode de fixation*

Le contrôle de la répartition des contraintes dans l'échantillon localise sa fissuration. Il est lui-même gouverné par la forme de l'éprouvette mais également par la transmission des efforts de la presse à l'échantillon. Cette interface peut être une fixation mécanique (Labuz et al., 1985), un scellement chimique (Casanova, 1995 ; Cornelissen et al., 1986 ; Reinhardt, 1984), ou un couplage des deux systèmes (Akita et al., 2003).

Le mode de fixation mécanique s'appuie sur le principe de l'essai de traction pour les aciers (NF EN ISO 6892-1, 2009). Les extrémités de l'échantillon sont placées dans des mors qui serrent l'échantillon de plus en plus fort durant l'essai de traction direct (force de traction toujours croissante). Cette méthode possède l'avantage de ne pas contaminer l'échantillon avec de la colle, mais à l'image de l'éprouvette en « os », sa mise en place nécessite une grande précision pour obtenir une transmission uniforme des contraintes. Dans le cas contraire, la rupture se produit au niveau des mors. De plus, dans le cas d'un chargement cyclique, cette approche n'est pas envisageable car le chargement évolue au cours de l'essai : traction puis compression.

La méthode du scellement chimique consiste à fixer l'échantillon sur les plateaux de la presse à l'aide d'une colle bi-composante à prise rapide. Cette approche a l'inconvénient de 'salir' les extrémités de l'échantillon mais présente l'avantage d'être plus simple à mettre en œuvre que la précédente.

La dernière approche consiste à combiner les deux systèmes. Dans les travaux d'Akita (Akita et al., 2003), la fixation mécanique n'est pas réalisée avec des mors, mais avec l'encastrement d'une vis aux extrémités de l'échantillon. Ce montage permet d'assurer un haut taux de réussite.

- *Conditions aux limites*

Les conditions aux limites représentent les liaisons mécaniques induites par les interfaces de fixation entre l'échantillon et le banc d'essai. Elles doivent garantir l'alignement entre les sollicitations du vérin de la presse et les contraintes dans l'échantillon. Une excentricité du chargement entraîne une diminution de l'effort de traction (Zhou, 1988) (ou de compression) dans l'échantillon. Ce phénomène est atténué lorsque le matériau étudié est hétérogène, à l'image du béton (van Mier et van Vliet, 2002). En outre, la technologie actuelle permet de rendre cette excentricité induite par le montage, négligeable, comparativement à celle issue de l'hétérogénéité du matériau. Cependant, au cours de l'essai, lorsque la fissuration se localise, elle n'est pas uniforme sur l'ensemble de la section de l'échantillon. Elle entraîne une rotation de l'échantillon, et donc une dissymétrie de la réponse et une diminution de l'effort de traction. Afin de réduire ce phénomène, des protocoles permettant d'ajuster la sollicitation en repositionnant l'échantillon au cours de l'essai ont été mis en place (Akita et al., 2003). Ils mettent en avant l'importance du choix des conditions aux limites. Ces dernières sont imposées physiquement par deux plateaux fixés sur l'échantillon et la presse, encastres sous forme d'une liaison encastrement ou d'une liaison rotule. Il a été calculé que l'énergie de fissuration diminue de 40 % pour deux liaisons rotules par rapport à un encastrement double (Vervuurt et al., 1995). L'analyse de simulations numériques réalisées avec un modèle « lattice » a montré que cette dernière configuration augmente la densité de fissure. L'essai

numérique a l'avantage d'avoir des conditions aux limites définies parfaitement. Ainsi, dans le cadre d'une éprouvette entaillée, le départ de la fissuration se fait de part et d'autre de l'éprouvette pour un double encastrement, alors que la double rotule favorise la propagation de la fissure du côté où elle aura débuté, ce qui explique la différence constatée dans les mesures de l'énergie de fissuration. L'encastrement n'étant pas expérimentalement simple à réaliser (nécessité d'une rigidité infinie du montage : bâti et piston), une dernière configuration a été envisagée en couplant les deux précédentes : le plateau inférieur encasté et le plateau supérieur rotulé (Cattaneo et al., 2009). Dans tous les cas, il est important de bien identifier les différents degrés de liberté de l'assemblage (bâti et système de fixation et échantillon) car ils jouent un rôle important dans la redistribution des contraintes dans l'échantillon, et donc dans la localisation et la propagation de la fissure.

b) Essai de traction/compression cyclique

Le paragraphe précédent se concentrait sur les approches expérimentales de l'essai de traction directe. Les mêmes remarques sont à prendre en compte pour un essai cyclique de traction/compression. Cet essai est moins courant dans la littérature que l'essai direct car à l'image de ce dernier, l'approche cyclique accentue les difficultés présentées précédemment : le chargement n'est pas monotone. Les résultats présentés par la suite sont essentiellement issus des travaux de Reinhardt (Reinhardt, 1984). À noter que d'autres travaux se sont intéressés au comportement uni-axial cyclique d'un béton en adoptant un dispositif qui évite la localisation des déformations .

- *Montage expérimental*

Les campagnes expérimentales menées dans les années 1980 à l'Université de Delft ont été réalisées afin de mieux comprendre le comportement mécanique du béton au-delà de la déformation au pic de contrainte.

Les échantillons sont de forme parallélépipédique 250 mm × 60 mm × 50 mm. Les essais sont réalisés sur des échantillons parallélépipédiques collés à des plateaux en acier, eux-mêmes fixés à la machine. Le plateau inférieur est directement encasté à la structure et le vérin est fixé au plateau supérieur. La vitesse de déplacement imposée est de 0,8 $\mu\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$. Un système de roulement à billes guide le plateau supérieur dans le but de limiter les phénomènes d'excentricité cités précédemment. Afin de localiser la fissuration, les échantillons sont entaillés à mi-hauteur sur une profondeur de 5 mm. La contrainte est donc calculée en divisant la force appliquée à la section diminuée, soit 50 mm * 50 mm. Les déformations de l'échantillon, associées à l'ouverture de fissure, sont enregistrées au moyen de capteurs de déplacement linéaire (LVDT) et de jauges placées autour de la section réduite (Figure I.12)

Les quatre catégories d'essais (Figure I.12) sont réalisées sur deux types de bétons : l'un est issu d'une formulation classique (noté NC) avec une densité de 2,37 ; et l'autre présente une densité plus faible de 1,87 (noté LC). Le premier type de chargement (Figure I.12A) est un essai de traction directe qui permet d'obtenir la courbe enveloppe pour le matériau. Les trois autres types de chargement consistent à réaliser des cycles de déchargements/chargements après avoir dépassé le pic de contrainte obtenu lors de l'essai de traction directe. Un cycle est défini par un chargement en traction, puis un déchargement, jusqu'à une contrainte fixée. Dans le premier cas, le palier de déchargement se trouve à 10 % de la résistance en traction, notée f_t (Figure I.12B), alors que dans les deuxième et troisième cas, il se trouve respectivement à -15 % (Figure I.12C) et -100 % (Figure I.12D). Étudiant le

Chapitre 1 : Étude bibliographique

comportement d'une discontinuité sous effort normal, seuls les résultats de ce dernier protocole sont présentés lorsque la contrainte est négative.

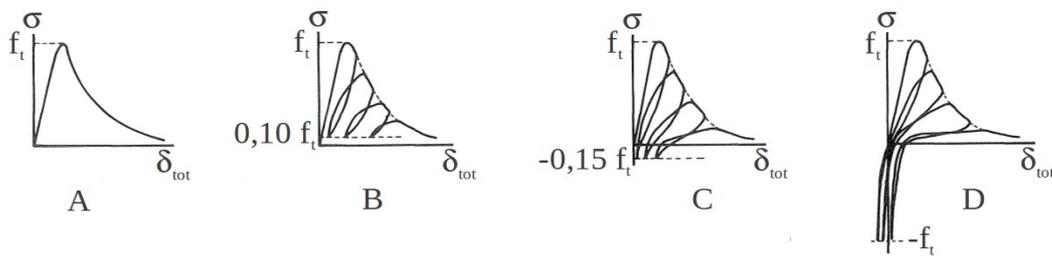


Figure I.12 : Types de chargement pour un essai de traction d'après Cornelissen et al. (1986).

• Résultats et interprétation

La courbe de contrainte/déplacement de la figure I.13 illustre le résultat typique d'un essai de traction cyclique. Pour un cycle, le chemin des contraintes du chargement ne correspond pas à celui du déchargement, formant un hystérésis en phase de traction mais également en phase de compression.

Le déplacement négatif à la fin du premier cycle, noté δ_2 correspond à la contraction élastique sous la charge négative. Au fur et à mesure des cycles, ce déplacement initialement négatif devient positif à la fin de l'essai. L'écart entre la valeur initiale et la valeur finale, δ_2^c , est appelé déplacement résiduel. Il augmente en fonction des cycles (Figure I.14).

La figure I.15 illustre la variation de la rigidité au cours d'un essai, calculée à différentes périodes d'un cycle. La courbe 6 correspond à la rigidité mesurée durant la phase de compression. Alors que la contrainte ne dépasse pas la limite élastique du matériau en compression, il y a une forte dégradation de la rigidité au cours des cycles pour atteindre 25 % de la rigidité initiale à la fin de l'essai.

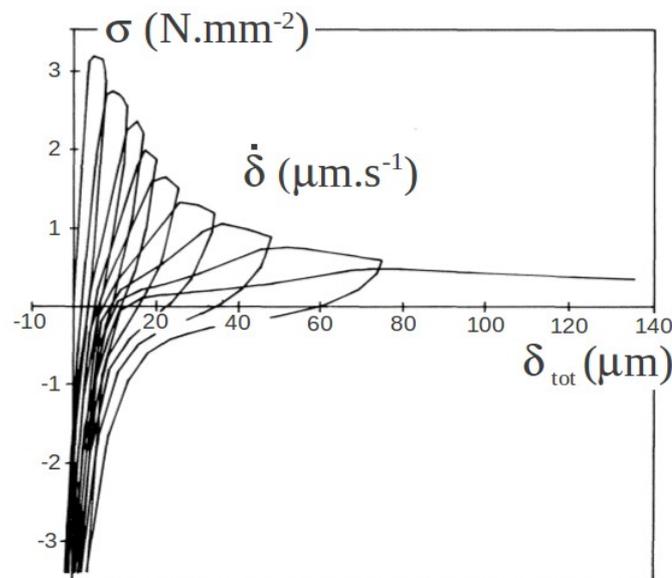


Figure I.13 : Courbe classique de contrainte normale en fonction du déplacement d'un essai de traction cyclique d'après Cornelissen et al. (1986).

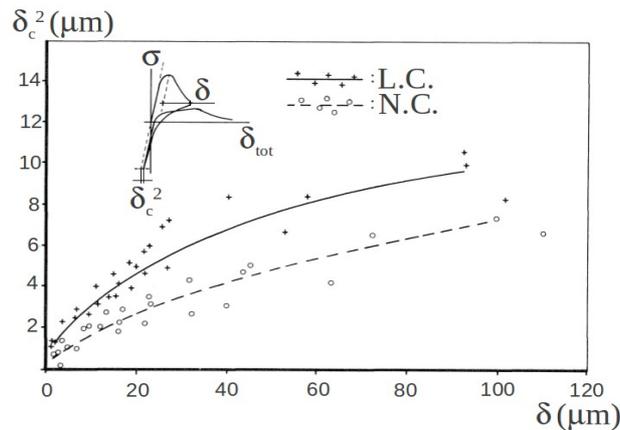


Figure I.14 : Évolution du déplacement résiduel en fonction des cycles de chargement d'après Cornelissen et al. (1986).

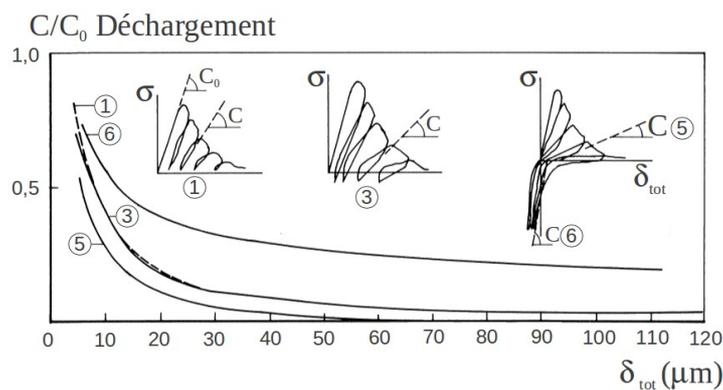


Figure I.15 : Évolution de la rigidité en fonction des cycles de chargement d'après Cornelissen et al. (1986).

Les auteurs interprètent ce comportement comme une apparition au niveau de la section réduite de micro-fissures qui s'ouvrent et se ferment durant les cycles (Figure I.16). Le matériau n'étant pas élastique parfait, des déformations irréversibles apparaissent lors de l'ouverture des micro-fissures, induisant des phénomènes de friction à la fermeture. Les faces des fissures ne correspondant pas, elles sont ré-emboîtées de force lorsque la contrainte moyenne sur la surface est négative (compression). Les déplacements résiduels augmentent au fur et à mesure des cycles car les micro-fissures se multiplient au cours de l'essai, impliquant une extension des surfaces non-correspondantes. Le nombre de micro-fissures refermées à la fin d'un cycle diminue donc pour une même contrainte au cours de l'essai. Ce phénomène entraîne aussi une diminution de la rigidité.

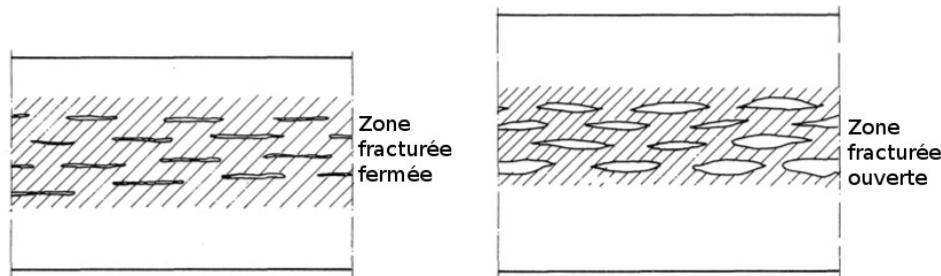


Figure I.16 : Représentation schématique des micro-fissures d'après Reinhardt (1984).

Les travaux réalisés à l'Université de Delft ont mis en avant les phénomènes de friction induits par la non-correspondance des faces des micro-fissures. Ces frottements gouvernent localement la fermeture des micro-discontinuités. Les travaux expérimentaux présentés dans le chapitre 2 ont pour objectif de confirmer ces résultats, en s'appuyant sur la corrélation d'images, et de quantifier l'énergie dissipée lors de la phase de refermeture.

2.2. Ouverture et fermeture d'un joint rocheux

Le comportement d'une discontinuité sous effort normal est traité en *mécanique des roches* à travers l'essai de fermeture de fracture. Il consiste à appliquer une force de compression perpendiculaire au plan moyen du joint. La géométrie des lèvres de la fissure ne correspondant pas en chaque point, leur contact n'est que partiel. Le chargement normal d'une discontinuité a pour but d'accroître cette surface de contact entraînant une réduction de l'espace des vides définis entre les deux surfaces rugueuses du joint. Mécaniquement, les épontes (matériaux continus de part et d'autre de la discontinuité) sont emboîtées. Cet essai permet de calculer la rigidité normale de la fracture en fonction de la contrainte appliquée. En génie civil, cette rigidité est utilisée dans le dimensionnement d'ouvrage. Après un descriptif sommaire du protocole, des résultats d'essais de fermeture de fissures issus de la littérature seront présentés. Enfin, l'étude bibliographique se concentrera sur le comportement d'une discontinuité sous effort normal cyclique.

a) Essai de fermeture d'un joint rocheux

- *Protocole expérimental*

L'essai de fermeture de fracture est comparable à un essai de compression uni-axiale, avec la réserve cependant que le matériau utilisé est parcouru par une fissure : il n'est donc pas continu. Le test se réalise classiquement sur une presse uni-axiale. Le résultat obtenu est une courbe contrainte/fermeture de joint.

La mise en œuvre des épontes nécessite une attention particulière. Afin d'avoir un effort normal qui s'applique sur la discontinuité, il est nécessaire que le plan moyen de la fissure soit horizontal. Cette précision dans la mise en place des épontes est à l'image de la gestion de l'excentricité dans l'essai de traction directe traitée précédemment.

La capacité de refermeture du joint est définie strictement comme le quotient de la variation du volume des vides sur la surface moyenne du joint. Toutefois, le volume des vides étant difficile à déterminer expérimentalement au cours de l'essai, la fermeture de joint est assimilée à la moyenne des déplacements verticaux d'une lèvre de la fissure en fonction de

Chapitre 1 : Étude bibliographique

l'autre (Cook, 1992). Ces déplacements de la fracture sont enregistrés à travers des capteurs de déplacements placés autour de la discontinuité dans la mesure du possible. A défaut, les capteurs mesurent les déformations élastiques des épontes, en sus du déplacement de la fissure. Si les capteurs sont placés sur la surface libre supérieure de l'échantillon (exemple : déplacement du piston), il est nécessaire de retrancher au déplacement enregistré le déplacement à contrainte équivalente d'un échantillon sain (Goodman, 1976), afin d'obtenir le déplacement dû uniquement à la fermeture de fissure (Figure I.17). De manière plus générale, hormis le cas de capteurs d'ouverture de fissure, les déplacements induits par la fermeture de la fracture se calculent à l'aide de l'équation suivante :

$$d_{fracture} = d_{mesuré} - \underbrace{\frac{\sigma_n \times h}{E}}_{\text{Déplacement élastique de la roche saine pour } \sigma_n} \quad (13)$$

avec :

$d_{fracture}$ (mm) : déplacements verticaux d'une lèvre de la fissure en fonction de l'autre.

$d_{mesuré}$ (mm) : déplacements verticaux mesurés par le capteur.

σ_n (MPa) : contrainte normale appliquée à l'échantillon.

h (mm) : hauteur de l'échantillon prise en compte par le capteur.

E (MPa) : module d'Young de la roche saine.

La courbe contrainte/fermeture de joint obtenue pour un essai sous contrainte normale permet de déterminer la fermeture maximale d'un joint. La pente de la courbe contrainte/déplacement représente la rigidité de l'échantillon fracturé. Ce paramètre dépend des propriétés élastiques du matériau sain, mais également de la position et de l'étendue des surfaces en contact (Cook, 1992).

- *Analyse de la courbe expérimentale de chargement*

La figure I.17 illustre les résultats d'un essai de compression sur une roche saine (courbe A) et de deux essais de fermeture réalisés sur des joints rocheux (Goodman, 1976).

La courbe A représente le comportement élastique classique d'une roche. Cette courbe permet par la suite de déterminer la fermeture du joint pour les échantillons discontinus.

La courbe B montre le comportement d'un joint dont les surfaces rugueuses ont été replacées dans la position de pré-fracturation : ce joint est dit « *frais* » ou « *jeune* ». Les pics et les creux formant la rugosité des lèvres du joint étaient donc visuellement complémentaires.

Pour la courbe C, les surfaces rugueuses du joint ont subi chacune une rotation différente par rapport à leur position afin que leur pics et leurs creux ne correspondent plus. L'espace des vides est donc plus important pour l'échantillon (C).

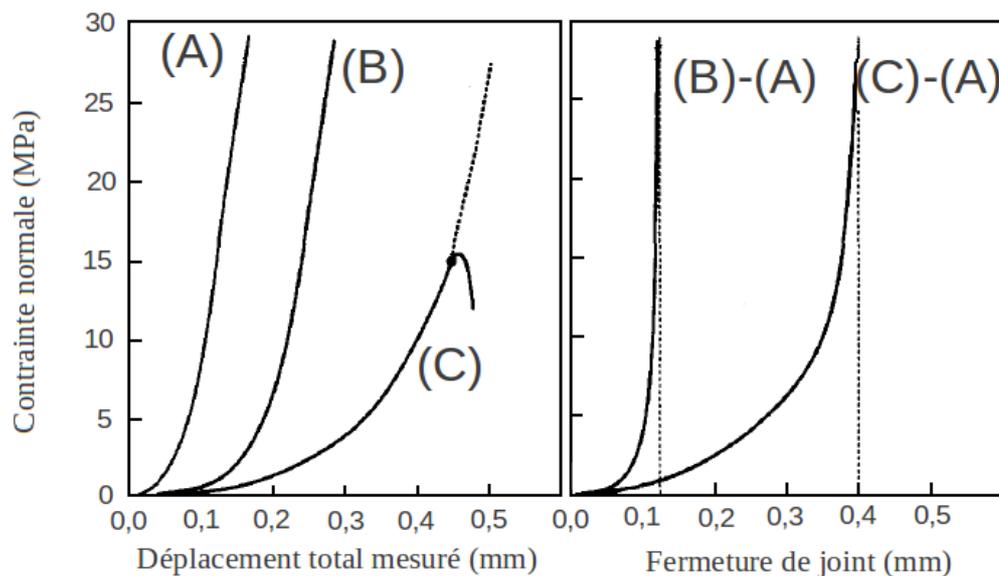


Figure I.17 : Obtention de la courbe de fermeture de fissure par soustraction du déplacement de la roche intacte correspondante d'après Goodman (1976).

Le comportement de l'échantillon B montre que, lorsque le joint a atteint sa fermeture maximale, son comportement est assimilable à celui de l'échantillon sain A. Sa rigidité tend à être égale à celle de l'échantillon A. Pour une rugosité identique, l'évolution de la fermeture maximale d'un joint est inversement proportionnelle à l'augmentation de la résistance en compression de la roche saine (Comité français de mécanique des roches, 2000). Au-delà de la fermeture maximale, l'emboîtement est optimal mais l'aire de contact entre les deux épontes n'est jamais égale à 100 % de la surface (Marache, 2002).

Le comportement de l'échantillon non-emboîté C montre une fermeture de joint maximale approximativement quatre fois supérieure à celle de l'échantillon B. La rigidité de ce dernier est cependant supérieure à celle de l'échantillon C. Le comportement fortement non-linéaire du joint non-emboîté est expliqué par Goodman (Goodman, 1976) comme le résultat de déformations inélastiques (broyage, écrasement...) au niveau des aspérités en contact qui ne seront pas compensées lors du déchargement. Suite à l'essai, l'étude des surfaces rugueuses de C a montré que seules 10 % des surfaces rugueuses étaient endommagées. Cela implique une surface de contact dix fois inférieure à la surface de l'échantillon sain, induisant localement le dépassement de la contrainte élastique. Par exemple, pour l'échantillon sain, toute la surface reprend la force F_{15} nécessaire pour obtenir 15 MPa : le matériau ne dépasse pas sa limite élastique. Cependant, pour le joint C, seulement 10 % de la surface initiale reprend cette même force F_{15} , générant dans cette section de contact une contrainte de 150 MPa. Ce résultat explique ainsi les déformations inélastiques locales.

L'analyse des courbes révèle l'importance de l'espace des vides et des surfaces en contact dans le comportement d'un joint rocheux sous un effort normal. Leur répartition gouverne la transmission des contraintes normales d'une éponte à l'autre induisant localement des dépassements de la contrainte élastique du matériau. Cela entraîne des déformations inélastiques même si la force appliquée est inférieure à la limite élastique du matériau sain.

- Analyse de la courbe expérimentale de chargement/déchargement

La figure I.18 présente une courbe expérimentale typique d'un essai de déformation normale de la fracture pour un cycle de charge-décharge.

L'hystérésis la caractérisant est assimilable, d'un point de vue mécanique, à celle constatée en première partie sur les essais de traction cyclique. En effet, pour un déplacement donné, la contrainte lors du chargement en compression est plus importante que celle lors de la décharge, créant ainsi une fermeture résiduelle irréversible à la fin de l'essai. Cette dernière diminue en fonction du nombre de cycles (voir paragraphe suivant).

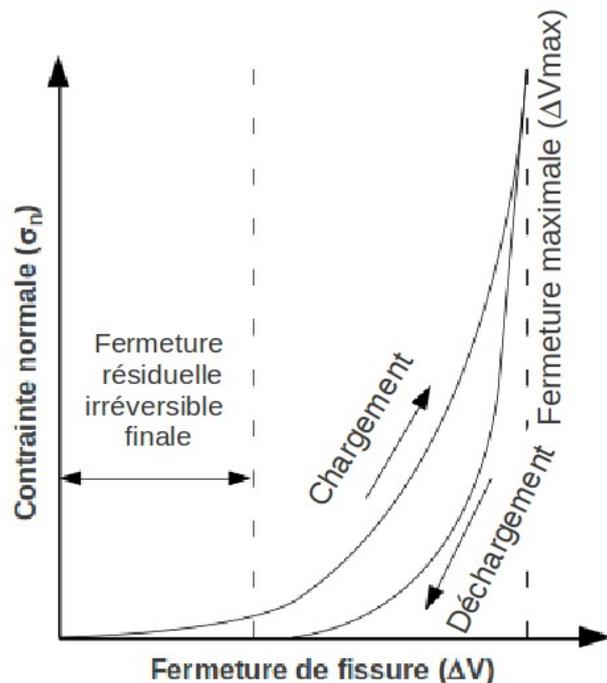


Figure I.18 : Courbe expérimentale d'un cycle de chargement/déchargement d'après Gentier (1986).

b) Essai cyclique d'ouverture/fermeture d'une fracture rocheuse

- Évolution comportementale

Le paragraphe précédent a mis en avant l'existence d'une fermeture résiduelle irréversible à la suite d'un cycle de charge/décharge lors d'un essai de déformation normale de la fracture. Cette fermeture traduit un tassement du joint qui s'explique par une diminution du volume des vides accompagnée d'une augmentation de la surface de contact. Des essais cycliques de fermeture de fissures sur roche ont été réalisés par Bandis (Bandis et al., 1983) afin d'observer l'évolution du comportement du joint sous des cycles de chargement/déchargement.

Les courbes contraintes/déplacements de la figure I.19 sont issues d'essais de compression cyclique réalisés sur un échantillon sain (courbe de gauche) puis sur un échantillon possédant un joint frais, et enfin sur un échantillon avec un joint dit *endommagé*. Dans ce dernier cas, le terme *endommagé* signifie que les surfaces rugueuses de chaque lèvres sont usées par le temps, ce qui implique que leurs géométries ne correspondent plus. Le volume de vide de ce joint est alors plus important que celui du joint frais défini précédemment.

L'analyse des courbes indique, pour les deux types de joint, un changement de comportement au fur et à mesure des cycles. Tout d'abord, les courbes des échantillons avec un joint ne retrouvent pas leur position initiale après le premier cycle, contrairement à l'échantillon sain. Cette différence se traduit physiquement par une réduction de hauteur de l'échantillon. Les échantillons discontinus se *tassent*. Cette perte de hauteur tend à se réduire

Chapitre 1 : Étude bibliographique

avec les cycles suivants. Ensuite, l'analyse précédente a également montré que, plus la contrainte normale augmente, plus la rigidité du joint tend vers celle de l'échantillon sain. Ce comportement est accéléré par les cycles et en particulier pour le joint endommagé. Les échantillons discontinus tendent à se comporter comme l'échantillon sain. Les cycles ont pour effet d'accélérer ce comportement, traduisant ainsi une diminution de l'espace des vides au niveau du joint à chaque phase de compression.

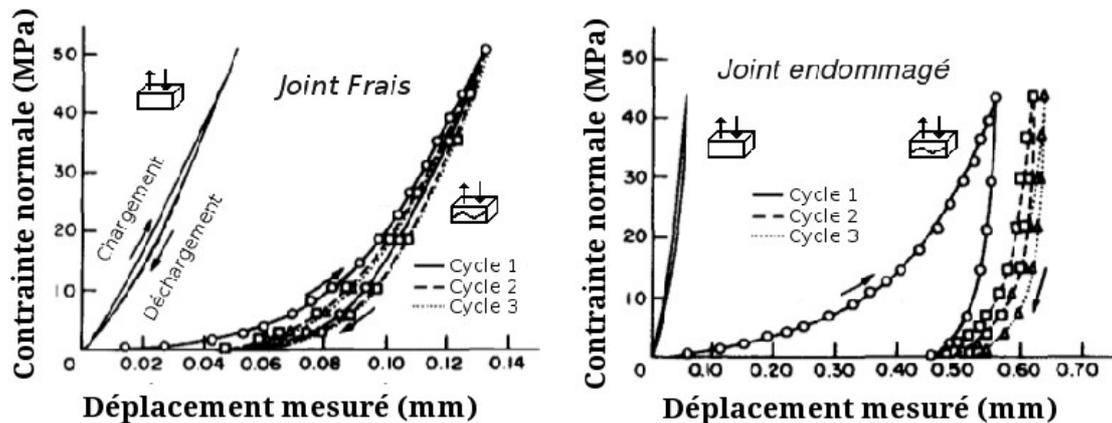


Figure I.19 : Courbes contrainte-déplacement total sous chargement cyclique pour un échantillon sain, un joint rocheux frais et un joint endommagé d'après Bandis et al. (1983).

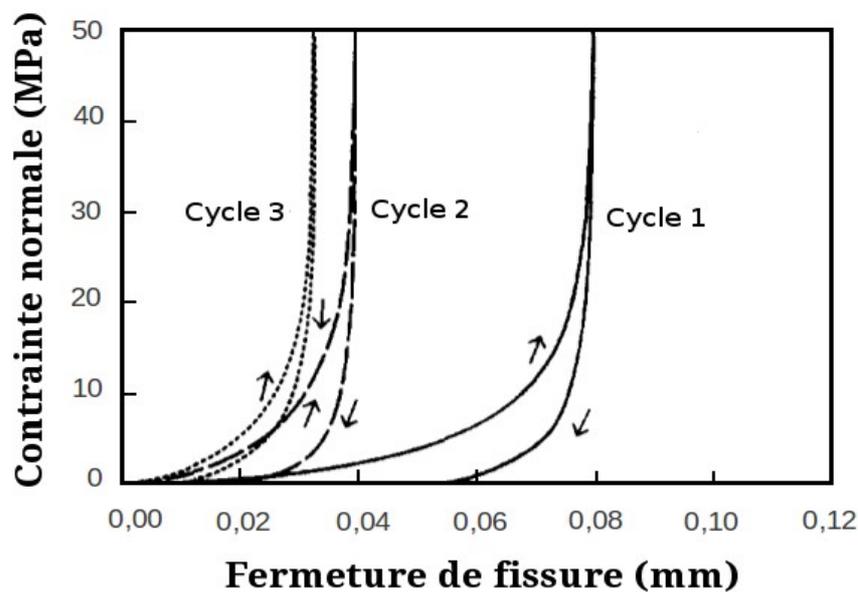


Figure I.20 : Cycle de fermeture d'un joint frais d'après Bandis et al. (1983).

La figure I.20 représente l'évolution de la fermeture de fissure au cours des cycles. Les déplacements de la fissure sont obtenus en soustrayant les déplacements de l'échantillon sain aux déplacements totaux mesurés pour les échantillons discontinus. Le chargement cyclique a pour effet de diminuer l'hystérésis formée lors d'un cycle de charge/décharge. Ce changement de comportement implique une diminution de la fermeture maximale : valant 0,08 mm à la fin du premier chargement, elle est seulement égale à 0,03 mm à la fin du dernier chargement. La

deuxième modification porte sur la fermeture résiduelle irréversible définie précédemment qui tend vers 0 en fonction du nombre de cycles. Égale à 0,05 mm lors du premier cycle, elle ne vaut plus que 0,01 mm au dernier cycle. L'évolution de ces paramètres illustre l'optimisation de l'emboîtement : la fissure se ferme plus rapidement et l'espace des vides final représenté par la fermeture résiduelle tend à être nul. Le prolongement de l'essai à plus de trois cycles apporte une stabilité des résultats avec une superposition des courbes. Barton et ses collaborateurs (Barton et al., 1986) suggèrent que le premier cycle a pour rôle de replacer le joint dans sa position optimale, et que son comportement par la suite (cycles 2 et 3) serait assimilable à son comportement en conditions *in situ*. Il est à noter que la figure I.20 représente l'optimisation de l'emboîtement d'un joint *frais* dont les surfaces rugueuses devraient correspondre. L'essai cyclique montre clairement que l'emboîtement initial, malgré la correspondance des rugosités, n'est pas l'emboîtement optimum. L'effet des cycles sur l'emboîtement est d'autant plus important si les surfaces ne coïncident pas initialement.

- *Protocole d'optimisation*

Suite à ce constat, et afin de pouvoir étudier précisément le comportement de la fracture et non la remise en place des épontes, un protocole expérimental a été développé par Gentier (Gentier, 1986) pour obtenir un emboîtement optimal. Celui-ci est défini par la minimisation de la surface des vides laquelle est étroitement liée à la fermeture résiduelle irréversible. En effet, lorsque cette dernière devient négligeable, le comportement de la fissure devient réversible (Marache, 2002).

Le protocole mis en place pour obtenir ce résultat consiste, dans un premier temps, à réaliser une précharge jusqu'à une contrainte permettant d'obtenir la fermeture initiale durant laquelle la rigidité normale du joint reste faible. Ensuite, trois cycles de charge/décharge sont réalisés en augmentant la contrainte normale maximale lors de chaque cycle. Les décharges se font jusqu'à la contrainte de précharge, sauf pour le dernier cycle où la contrainte diminue jusqu'à zéro pour observer la déformation résiduelle irréversible (Figure I.21). Lorsque cette dernière est négligeable, le joint a atteint son emboîtement optimal. En pratique, il est recommandé de réaliser trois séries de trois cycles.

Les travaux expérimentaux présentés ici mettent en avant l'influence de la géométrie des lèvres de fissure dans le comportement normal d'un joint. Leur emboîtement, caractérisé par le volume des vides définis entre les deux surfaces rugueuses, doit être optimisé par des cycles de préchargement afin d'étudier uniquement le comportement du joint. Cette phase peut entraîner localement des

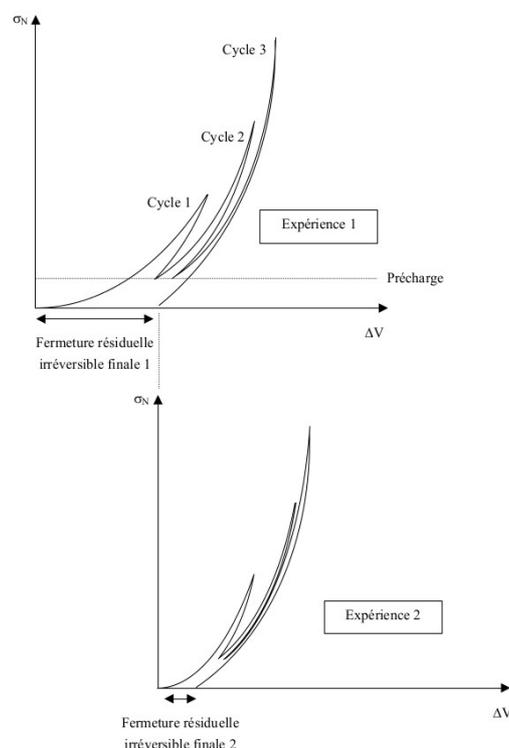


Figure I.21 : Protocole d'optimisation de l'emboîtement d'après Gentier (1986).

déformations inélastiques des aspérités, même si la sollicitation normale globale ne dépasse pas la contrainte élastique. Ce phénomène est atténué, mais visible, pour des joints frais dont les lèvres correspondent visuellement.

Pour conclure, le comportement mécanique d'une fracture sous charge normale a été étudié de manière séparée par deux communautés scientifiques : celle du génie civil et celle de la mécanique des roches. La première se concentre sur la refermeture de la micro-aspérité issue de la fissuration du béton alors que la seconde étudie le ré-emboîtement de profils rocheux non correspondant. Dans les deux cas, l'analyse du comportement mécanique non linéaire de la discontinuité dans le géomatériau a mis en avant des phénomènes de friction entre les aspérités. Afin de confirmer l'unicité de ce mécanisme entre les deux communautés scientifiques, une comparaison sur la refermeture d'un joint rocheux et d'une fissure dans le béton est réalisée dans le chapitre expérimentation.

2.3. Cisaillement direct d'une discontinuité

Dans le domaine de la *mécanique des roches*, et de manière plus globale dans celui du *génie civil*, l'essai de cisaillement permet d'étudier la stabilité d'une discontinuité, qu'elle soit dans un béton, dans une roche, ou à l'interface de ces deux matériaux. Principalement utilisé pour étudier la stabilité d'un massif rocheux, cet essai est également réalisé dans le cadre d'étude de barrage poids ou d'excavation souterraine. Dans ces derniers cas, le joint existant est généralement carotté et, si des précautions n'ont pas été prises au préalable, il est difficile de replacer la discontinuité dans son état de contrainte initial. Il est à noter que cette « pré-étape » de l'essai de cisaillement ne sera pas abordée par la suite dans la mesure où les essais réalisés portent sur des fractures rocheuses artificielles. Cette partie se concentre sur l'apport de l'essai de cisaillement direct dans la compréhension du comportement d'une discontinuité sous sollicitation tangentielle. En complément de la présentation du dispositif expérimental, une analyse des courbes expérimentales est proposée.

a) Dispositif expérimental

Le principe général de l'essai de cisaillement est d'appliquer un chargement normal et d'imposer une sollicitation tangentielle sur l'éponte supérieure, tandis que l'éponte inférieure est encastrée (Figure I.22). Les données recueillies sont la force normale et la force tangentielle appliquées à l'éponte supérieure et ses déplacements normal et tangentiel. À partir de ces données, l'opérateur peut construire les courbes de contrainte et de dilataance décrites dans le paragraphe suivant.

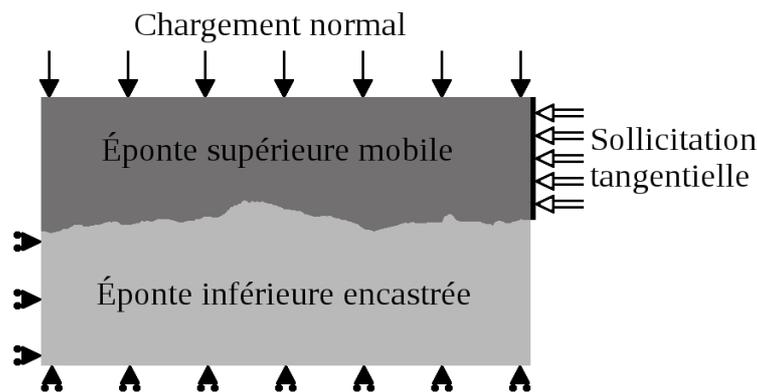


Figure I.22 : Schéma 2D du principe de l'essai de cisaillement direct.

Il est intéressant de constater, d'une part, que l'essai peut être réalisé sur des joints issus soit d'un même matériau, soit d'une interface entre deux matériaux, ou sur des joints possédant une cohésion initiale et, d'autre part, qu'il existe trois principaux dispositifs en fonction du cas que l'on souhaite étudier (Rousseau, 2010) :

- Force Normale Constante (FNC) (étude de la stabilité d'un massif ou d'un barrage)
- Contrainte Normale Constante (CNC) (étude de la stabilité d'un massif ou d'un barrage)
- Rigidité (noté K) Normale Constante (KNC) (étude de la stabilité des parois lors d'une excavation souterraine)

Néanmoins, il est important de garder à l'esprit que l'on mesure des forces et qu'il est nécessaire d'évaluer la surface en contact pour déterminer les contraintes moyennes. Cette surface n'étant pas évidente à mesurer lors de l'essai, elle peut être déterminée comme l'évolution de la surface d'intersection entre deux disques représentant les surfaces rugueuses. Cette aire modélisant le contact est une majoration de la zone de contact réelle. Cependant, cette approximation permet de prendre en compte l'avancement de l'éponte supérieure. Elle est utilisée pour la réalisation de l'essai de cisaillement direct à contrainte normale constante. Pour information, des essais de cisaillement cyclique ont aussi été développés afin d'étudier le comportement d'un joint soumis à des efforts sismiques (Armand, 2000 ; Belem, 1997 ; Fox et al., 1998 ; Hsiung et al., 1995 ; Huang et al., 1993).

La campagne expérimentale de ce travail doctoral a été menée sur un bâti de cisaillement à force normale constante (Rousseau, 2010). La particularité de ce montage réside dans le fait que le cisaillement se déroule sur un plan vertical, contrairement au montage classique pour lequel l'effort tangentiel est réalisé sur le plan horizontal. Une description du montage est proposée dans le chapitre 2.

b) Résultats et analyse du comportement

• Principe

Les résultats de l'essai de cisaillement se traduisent par l'obtention de deux courbes : la courbe de contrainte, qui représente la contrainte tangentielle en fonction du déplacement tangentiel, et la courbe de dilatance (Figure I.23, notation : ΔU_p déplacement tangentiel au pic ; ΔU_r le déplacement tangentiel à la contrainte tangentielle résiduelle ; τ_p la contrainte tangentielle au pic ; τ_r la contrainte tangentielle résiduelle).

Chapitre 1 : Étude bibliographique

Les travaux d'Archambault et de ces collaborateurs (Archambault et al., 1996) ont mis en évidence cinq phases permettant de décrire le comportement d'un joint rocheux au cisaillement à l'aide des courbes citées précédemment.

- Phase I : les aspérités se ré-emboîtent, augmentant ainsi la surface de contact avant de glisser. La courbe de dilatance illustre ce repositionnement par une phase de contractance (la courbe de dilatance décroît et ses valeurs sont négatives) qui peut être importante si le protocole décrit dans le paragraphe 2.2b n'est pas appliqué. Parallèlement, les aspérités initialement en contact emmagasinent de l'énergie sous forme de déformations élastiques. Cela se traduit au début de la courbe de contrainte par une linéarité pour laquelle la rigidité tangentielle du joint K_s est déterminée. Il est à noter ici que, suivant les points mesurés, cette raideur englobe plusieurs raideurs : celle du joint mais aussi celles liées au matériau et au montage. Cette linéarité disparaît avec l'apparition des glissements.
- Phase II : Les aspérités glissent les unes sur les autres entraînant une diminution de la surface de contact, ce qui induit une forte non-linéarité sur la courbe de contrainte et une augmentation de la dilatance.
- Phase III : Les aspérités prépondérantes se rompent en raison d'un dépassement de la contrainte de résistance, localement. En effet, à forces imposées identiques, la surface de contact diminue, entraînant alors une augmentation de la contrainte au niveau des zones de contact. Cela se traduit sur la courbe de contrainte tangentielle par un pic qui coïncide sur la courbe de dilatance avec la valeur maximale de l'angle de dilatance « i ». Ce pic caractérise la résistance en cisaillement et n'apparaît pas pour des joints lisses. Cette phase initie les dégradations prépondérantes de la surface.
- Phase IV : Les aspérités continuent à rompre et le matériau arraché est broyé. La chute de contraintes illustre ces phénomènes sur la courbe de contrainte. La vitesse d'ouverture de fissure (pente de la courbe de dilatance = taux de dilatance) diminue également puisque les aspérités sont rompues.
- Phase V : la surface rugueuse a un comportement assimilable à une surface lisse : les aspérités ont été détruites. La contrainte tangentielle tend à être constante : cette valeur est appelée contrainte résiduelle. La dilatance tend également à devenir constante, l'ouverture du joint n'évolue plus. Cette phase est atteinte plus rapidement pour un joint lisse.

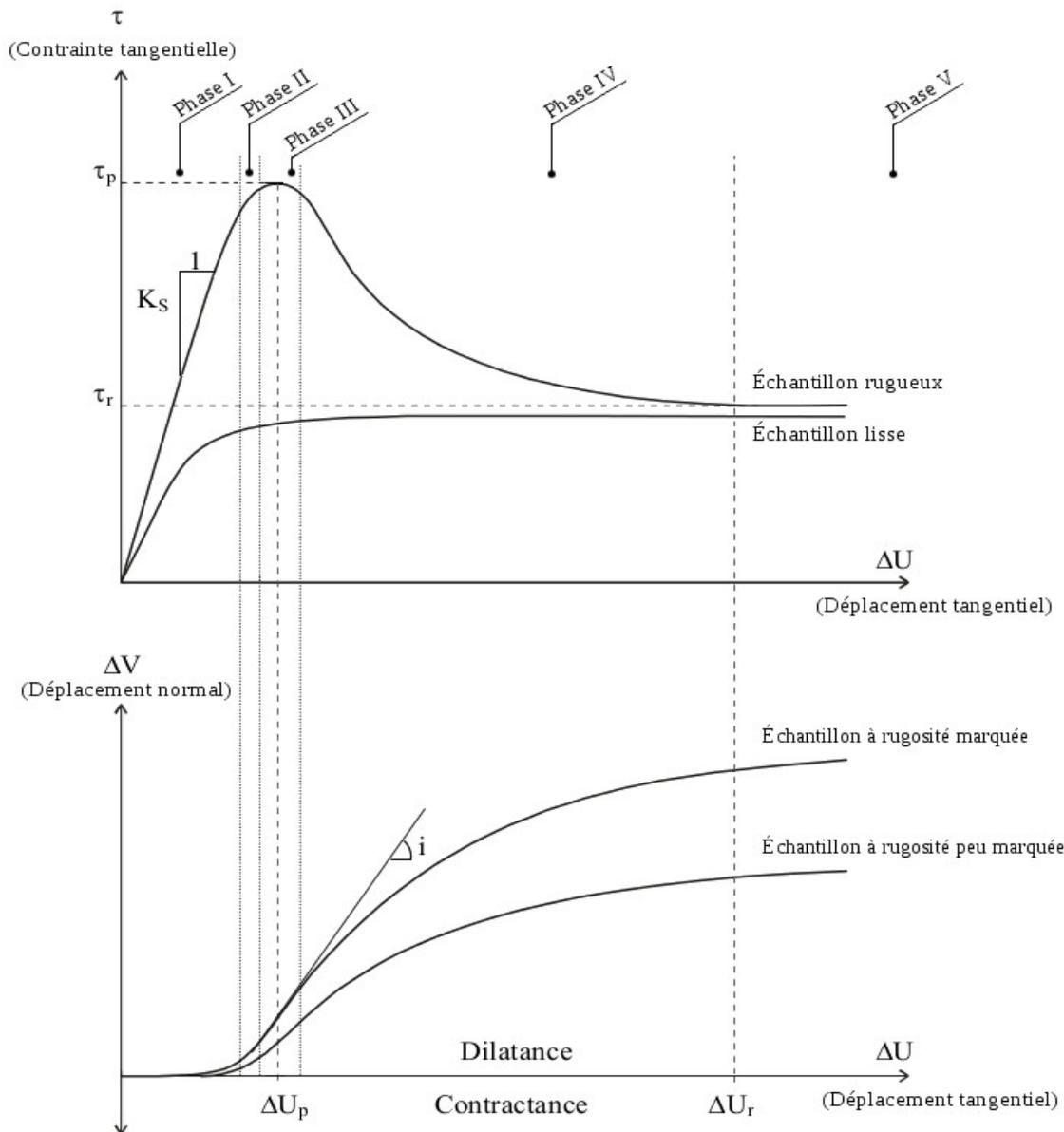


Figure I.23 : Courbes expérimentales types d'un essai de cisaillement direct d'après Flamand (2000), modifié.

Ces phases avaient été initialement décrites dans les travaux de Xu et De Freitas (Xu et De Freitas, 1990) sur des continuités aux aspérités régulières (en dents de scie). Ces auteurs avaient cependant inclus la phase initiale et la phase du chargement normal afin d'observer la contractance issue uniquement de la phase de compression. Il est à souligner aussi que, lors du cisaillement, des échauffements dus aux frottements apparaissent dans les zones les plus sollicitées. Les travaux de Sirieix (Sirieix et al., 1995) ont montré que cette déperdition de chaleur était dépendante de la contrainte normale et de la vitesse de déplacement tangential.

- Paramètres d'influences

Le résultat d'un essai de cisaillement direct peut être influencé par différents paramètres. Tout d'abord, la valeur de la contrainte normale imposée influence le comportement d'un joint rocheux au cisaillement. Les travaux de Engelder et Scholz (Engelder et Scholz, 1976) prouvent que l'augmentation de la contrainte normale entraîne un accroissement, à la fois de la résistance au cisaillement, et de la contrainte résiduelle. La figure I.24 illustre les conséquences d'une augmentation de la contrainte normale sur la dilatance (Lopez, 2000) : plus la contrainte de compression est importante, moins la fissure s'ouvre. Enfin, d'après Flamand (Flamand, 2000), l'effet des aspérités sur le comportement au cisaillement d'un joint est d'autant plus important que la contrainte normale est faible car le glissement entre les aspérités est plus important avant leur rupture.

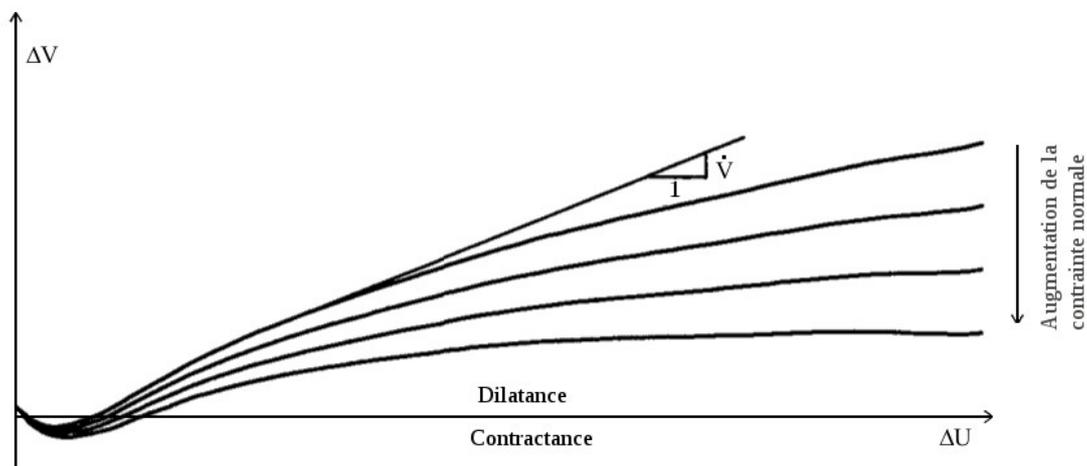


Figure I.24 : Influence de la contrainte normale sur la courbe de dilatance d'après Lopez (2000).

La résistance du matériau composant les épontes joue également un rôle dans le comportement au cisaillement. Le pic étant induit par la rupture des aspérités prépondérantes, si ces dernières possèdent une meilleure résistance, la rupture sera retardée et la résistance au cisaillement augmentera (Flamand, 2000).

L'interface entre deux épontes est l'espace entre deux surfaces rugueuses qui ne correspondent pas. Cet espace est généralement considéré comme du « vide », mais il peut être rempli d'eau ou de matériau de remplissage. Cette interface est un paramètre important dans le comportement d'un joint au cisaillement. Comme pour le cas de l'essai de refermeture de fissure (voir partie 2.2), si l'interface est composée de vide, plus son volume sera important, plus la phase de contractance sera grande. S'agissant des effets de l'eau et des matériaux de remplissage, le lecteur pourra consulter les travaux de (Barton, 1973 ; Goodman, 1976 ; Lama et al., 1978) pour de plus amples informations. L'eau a pour effet de lubrifier les surfaces en contact et diminue donc la résistance. L'effet du matériau de remplissage dépend de sa nature : il peut diminuer la résistance ou créer une cohésion initiale du joint si il est sous forme recristallisé.

L'effet d'échelle modifie le comportement au cisaillement d'un joint. Les travaux de (Bandis, 1980 ; Bandis et al., 1981) exposent que la résistance au cisaillement et le taux de dilatance maximum sont inversement proportionnels à la taille de l'échantillon, alors que le déplacement tangentiel au pic est proportionnel. Ces résultats ont été partiellement confirmés

par les travaux de (Hencher et al., 1993). Les résultats de (Ohnishi et al., 1993) sont quant à eux en contradiction avec ceux de Bandis et Barton. Malgré cette incertitude sur les résultats de Barton, de nombreux travaux d'ingénierie s'appuient sur eux.

Cette seconde partie de la bibliographie a consisté à exposer les différentes approches expérimentales afin d'étudier le comportement d'une discontinuité dans le béton, puis dans la roche. La présentation des différents travaux a mis en évidence l'importance de la géométrie des surfaces rugueuses d'une discontinuité et notamment leur correspondance. En effet, en matière de déformations inélastiques dans la fissure « jeune », de ré-embôtement d'un joint rocheux, ou de phase de contractance pour l'essai de cisaillement, l'aspect géométrique de la rugosité semble jouer un rôle important dans le comportement mécanique d'une discontinuité. Afin de modéliser le comportement mécanique d'une discontinuité, il est donc primordial de prendre en compte la géométrie de la fissure.

3. MODÉLISATION DU COMPORTEMENT MÉCANIQUE

La modélisation du comportement mécanique d'une discontinuité est fréquemment abordé dans la littérature, et plus particulièrement dans le cadre de la *mécanique des roches* où elle intervient directement dans des problématiques de dimensionnement, de stabilité, etc (Jing, 2003). Ainsi, différents types de modèles existent. Il en est fait une présentation non-exhaustive dans cette partie.

3.1. Modèles empiriques

a) Modèles de refermeture de fissure

Les modèles empiriques de refermeture de fissure se basent, par définition, sur des résultats expérimentaux. Le principe est de formuler une équation mathématique capable de décrire le comportement illustré par les courbes classiques des différents essais expérimentaux relatés précédemment.

Dans le cas de l'essai refermeture de fissure, la relation entre la contrainte normale et le déplacement normal est fortement non-linéaire, et les outils mathématiques capables de la décrire se résument à des fonctions hyperboliques ou logarithmiques. Le Tableau I.3 est une chronologie des expressions les plus usitées où Δd_N est le déplacement normal, σ_N la contrainte normale et, σ_{N_0} la contrainte normale de préchargement.

Ces modèles présentent l'avantage de permettre une compréhension rapide et simple du comportement sous effort normal d'une fracture. L'utilisation de formules mathématiques avec un nombre réduit de paramètres font que ces modèles sont les plus utilisés dans les problématiques de génie civil, particulièrement dans le cas de sollicitations non complexes. Les formules empiriques peuvent aussi être implantées dans des codes de calcul, comme par exemple UDEC, développé par (Itasca, 2002).

Chapitre 1 : Étude bibliographique

Auteur	Formule empirique	Paramètres
Shehata, 1971	$\Delta d_N = \frac{\log(\sigma_{N_i}) - \log(\sigma_{N_{i+1}})}{C} \quad (14)$	$\sigma_{N_i}, \sigma_{N_{i+1}}$: contraintes à i et $i+1$ C : module d'élasticité du joint
Goodman, 1974	$\sigma_N = \left(\frac{\Delta d_N}{\Delta d_{N,max} - \Delta d_N} \right) \sigma_{N_0} + \sigma_{N_0} \quad (15)$	
Goodman, 1976	$\sigma_N = A * \sigma_{N_0} \left(\frac{\Delta d_N}{\Delta d_{N,max} - \Delta d_N} \right)^t + \sigma_{N_0} \quad (16)$	A, t : constantes liées au matériau $\Delta d_{N,max}$: ouverture maximale
Detournay, 1979	$\sigma_N = (\sigma_{N_0} + a)(e^{b * \Delta d_N} - 1) + \sigma_{N_0} \quad (17)$	a, b : constantes
Bandis, 1980	$\sigma_N = \left(\frac{\Delta d_N}{a - b * \Delta d_N} \right) \quad (18)$	a, b : constantes liées au matériau
Brown et Scholz, 1986	$\Delta d_N = C + B * \ln(\sigma_N) \quad (19)$	C, B : constantes liées au matériau calculées à partir de la rugosité du joint

Tableau I.3 : Modèles empiriques, d'après Marache (2002).

L'utilisation de ces modèles est cependant limitée. Les courbes calculées mathématiquement sont ajustées aux courbes expérimentales au travers de constantes propres aux matériaux. Le but final est d'obtenir une loi de comportement généralisable aux joints dont les paramètres d'entrées sont uniquement liés aux caractéristiques intrinsèques du matériau de la discontinuité étudiée. Cette approche apparaît justifiée pour les matériaux continus et homogènes. Mais, tel qu'exposé aux paragraphes précédents, la géométrie de la fissure joue un rôle prépondérant dans le comportement normal d'une fracture. Or, ce paramètre n'est pas pris en compte dans la majorité des expressions, sauf celle proposée par Brown et Scholtz (Brown et Scholz, 1986). Il est à noter qu'il existe aussi des modèles semi-empiriques qui prennent en compte la rugosité. Elle est associée à la théorie de Hertz définie par la suite afin de déterminer la zone de contact. La surface rugueuse est définie généralement de manière statistique par une distribution suivant une loi de puissance (Swan, 1983), une loi gaussienne ou une khi-carré (Brown et Scholz, 1986). Le modèle Tsang et Witherspoon (Tsang et Witherspoon, 1981) peut être cité comme modèle semi-empirique dans la mesure où il nécessite l'introduction de paramètres déterminés expérimentalement. Les auteurs associent un modèle de vides basé sur celui de Waksh avec un modèle d'aspérités (Gangi, 1978). Le résultat est une diminution de la longueur moyenne des vides et une augmentation de l'aire de contact. Toutefois, ces modèles ne prennent pas en compte les principes de la thermodynamique pouvant induire un non respect de la seconde loi lors de chargements complexes (Litewka et Wriggers, 2002). En effet, des phénomènes de frottements ont été mis en avant expérimentalement. Ils provoquent des déperditions thermiques au niveau des zones de contact qui ne sont pas représentées dans la formule. Enfin, la validité de chaque modèle est construite sur une base de données plus ou moins vérifiables et comparables d'un modèle à l'autre. Afin de prendre en compte ces limites, des modèles théoriques ont été développés.

b) Critères de rupture au cisaillement

Historiquement, dans le cadre du cisaillement, les critères de rupture ont été les premières expressions analytiques développées afin de déterminer la résistance au cisaillement (contrainte maximale). Par la suite, les modèles de cisaillement se sont basés dessus. Les principaux critères sont présentés ci-dessous.

- *Critère bilinéaire de Patton*

Le travail expérimental de Patton, portant sur des rugosités régulières, lui a permis de mettre en évidence l'influence de l'inclinaison des aspérités (i) et de leur nombre sur la résistance au cisaillement d'un joint artificiel. Le critère que cet auteur propose couple deux modes de rupture en fonction de la contrainte normale appliquée (équations (20) et (21)). La contrainte de transition représente la contrainte normale pour laquelle les aspérités sont rapidement aplanies, impliquant une dilatance quasi nulle.

$$\text{si } \sigma'_n < \sigma'_T \quad \rightarrow \quad \tau_p = \sigma_n \tan(\varphi_\mu + i) \quad (20)$$

$$\text{si } \sigma'_n \geq \sigma'_T \quad \rightarrow \quad \tau_p = C_a + \sigma_n \tan(\varphi_r) \quad (21)$$

Avec :

τ_p = contrainte de cisaillement au pic (MPa)

σ_n = contrainte normale (MPa)

φ_μ = angle de frottement entre deux surfaces de roches polies, planes ($^\circ$)

φ_r = angle de frottement résiduel ($^\circ$)

i = angle de dilatance résiduelle ($^\circ$)

C_a = cohésion apparente de la discontinuité (MPa)

σ_T = contrainte de transition capable de maintenir une dilatance nulle (MPa)

Le critère de Patton (Patton, 1966) a l'avantage de prendre en compte la taille, la forme, et le nombre d'aspérités. Cependant, ces travaux ne portaient pas sur des profils de rugosités réels pour lesquels les aspérités sont réparties de manière aléatoire avec des géométries différentes.

- *Critère de Ladanyi Archambault*

Ce critère, appuyé sur les travaux de Rowe (Rowe, 1962 ; Rowe et al., 1964), relie la résistance au cisaillement au pic à la résistance des aspérités, l'angle de dilatance à la rupture et la surface des aspérités détruites durant le cisaillement (Formule 22).

La difficulté de cette méthode consiste à déterminer le taux de dilatance à la rupture et, particulièrement, la portion d'aire cisailée. Afin de remédier à ce problème, les auteurs ont mis en place deux relations empiriques permettant de les déterminer (Formules 23 et 24).

Chapitre 1 : Étude bibliographique

$$\tau_p = \frac{\sigma_n(1 - a_s)(\dot{\nu} + \tan(\varphi_u)) + a_s * S_r}{1 - (1 - a_s) \dot{\nu} \tan(\varphi_f)} \quad (22)$$

Avec :

τ_p = contrainte de cisaillement au pic (MPa)

σ_n = contrainte normale (MPa)

a_s = Portion d'aire des aspérités cisailées (–)

φ_u = Angle de frottement entre deux surfaces de roches polies, planes (°)

φ_f = angle de frottement à la rupture totale des épontes (°)

$\dot{\nu}$ = taux de dilatance à la rupture (–)

S_r = résistance au cisaillement de la matrice rocheuse des aspérités (–)

$$a_s = 1 - \left(1 - \frac{\sigma_n}{\sigma_T}\right)^L \quad (23)$$

$$\dot{\nu} = \left(1 - \frac{\sigma_n}{\sigma_T}\right)^K \tan(i_0) \quad (24)$$

Les paramètres empiriques L et K dépendent du matériau, ils sont en général compris entre 1,5 et 4 (Belem, 1997 ; Fardin, 2003), i_0 représente l'angle des aspérités (°) et σ_T la contrainte de transition (MPa) dont la valeur est généralement égale à la résistance de la roche en compression. La détermination de ces paramètres de manière expérimentale reste une limite de ce critère.

• Critère de Barton

Ce critère développé par Barton (Barton, 1973, 1976) avec l'aide de Choubey (Barton et Choubey, 1977) est basé sur une relation empirique extraite de résultats d'essais réalisés sur des joints rocheux. L'équation (25) est inspirée de celle de Patton ; cependant l'angle de dilatance varie selon la contrainte normale appliquée.

La valeur de la résistance au cisaillement est fondée sur des paramètres empiriques JRC et JCS déterminés généralement par observation du profil de rugosité pour le premier et de l'étude de l'altération de la surface rugueuse cisailée pour le second. La subjectivité énoncée précédemment sur la détermination du JRC influe sur le résultat, limitant ainsi cette approche.

$$\tau = \sigma_n \tan [JRC \log\left(\frac{JCS}{\sigma_n}\right) + \varphi_b] \quad (25)$$

Avec :

σ_n = Contrainte normale (MPa)

JRC = Joint Roughness Coefficient

JCS = Joint Compression Strength (MPa)

φ_b = Angle de frottement de la roche étudiée (°)

Pour conclure cet aperçu des méthodes de calcul déterminant les résistances au cisaillement de la fracture, il faut savoir qu'il existe de nombreux modèles représentant le comportement au cisaillement des joints. Certains modèles se fondent sur les critères cités précédemment : ils peuvent être linéaires ou non et rendre compte de la dégradation des aspérités ou non. Ces modèles sont généralement empiriques ou basés sur des critères empiriques. N'étant pas utilisés par la suite, ces modèles ne seront pas développés d'avantage dans ce paragraphe. Cependant, le lecteur pourra trouver de plus amples informations dans les travaux de Flamand, Marache, Rousseau (Flamand, 2000 ; Marache, 2002 ; Rousseau, 2010).

3.2. Modèles analytiques de contact

Les modèles présentés dans cette section se fondent sur la théorie de contact. De manière simpliste, ils résolvent le contact induit par la rugosité des deux profils et observent ensuite ses répercussions sur le comportement du matériau. Ainsi, la rugosité devient un paramètre pour résoudre le problème de contact à l'aide de la théorie de Hertz.

a) Notion de contact et la théorie de Hertz

Pour comprendre le contact rugueux, il est nécessaire de se représenter le cas, plus simple, du contact lisse. Hertz fut le premier à travailler sur la mécanique du contact de corps déformables. Il développa (Hertz, 1881, 1882) une relation liant la contrainte au déplacement entre deux corps convexes élastiques parfaitement lisses en contact et soumis à un effort normal au niveau de leur interface. Les travaux de Hertz furent étendus au contact de deux sphères par Mindlin et Deresiewicz (Mindlin et Deresiewicz, 1953).

Hypothèses :

- Les corps en contact sont élastiques, isotropes et homogènes.
- Les surfaces sont continues et non conformes.
- Il n'y a pas de frottement à l'interface.
- Les déformations sont petites.
- Le contact est non-adhésif, seulement élastique.

Principe :

Sous ces conditions, la mise en contact de deux corps par un chargement entraîne une distribution de pressions à leur interface. Si les hypothèses précédentes sont vérifiées, alors la théorie de Hertz permet de déterminer la surface de contact et la répartition des pressions. La zone de contact est de forme elliptique, dans le cas général, de forme circulaire pour un contact sphère/sphère, et de forme linéique pour un contact cylindre/cylindre. Le maximum de la distribution de pression est appelé « pression de Hertz », noté p_0 . Cette sollicitation surfacique engendre des champs de contraintes à l'intérieur du matériau. Pour un effort normal et un facteur de Poisson de l'ordre de 0,4, l'étude de la répartition de ces contraintes, déterminée par photoélasticimétrie, montre que la contrainte maximale ne se situe pas en surface mais à l'intérieur du matériau dans l'axe de chargement (Inglebert et al., 2011). Cette profondeur est fonction de la largeur de contact. L'intensité de la contrainte maximale en ce point, appelé point de Hertz, est traditionnellement évaluée en cisaillement et est égale à $0,31 \cdot p_0$. Si cette contrainte dépasse la contrainte élastique fixée par le critère de Tresca ou de Von Mises, c'est au point de Hertz que le matériau commencera à plastifier. Les travaux de Lanaro (Lanaro, 2000) ont abouti à un modèle basé sur les équations de Hertz mais en y introduisant une déformation plastique. Il permet ainsi de modéliser le comportement d'un joint en charge/décharge.

Cette première approche du contact est très vite limitée par les hypothèses restrictives citées précédemment, en particulier par la représentation des surfaces en contact. Toutes les surfaces sont rugueuses à l'échelle microscopique (Baber et Ciavarella, 2000) et l'effet de cette rugosité n'est pas pris en considération dans la théorie de Hertz ; néanmoins, elle reste à la base de nombreux modèles qui étudient le contact rugueux. Les premiers travaux incorporant les effets des aspérités ont été réalisés par Bowden et Tabor (Bowden et Tabor, 2001), Archard (Archard, 1957), Greenwood et Williamson (Greenwood et Williamson, 1966), Greenwood et Tripp (Greenwood et Tripp, 1970). Aujourd'hui, les modèles analytiques traitant du contact rugueux peuvent être classés en deux catégories : ceux qui ont une approche statistique de la rugosité (Ciavarella et al., 2006 ; Majumdar et Bhushan, 1990 ; Persson et al., 2005 ; Yang et Komvopoulos, 2005) et ceux qui utilisent une représentation fractale des aspérités (Brown et Scholz, 1986 ; Buczkowski et Kleiber, 2009 ; Bush et al., 1975 ; Carbone, 2009 ; Greenwood, 2006 ; Greenwood et Williamson, 1966 ; McCool et Gassel, 1981 ; Misra, 1997).

b) Modèles statistiques

Le principe de ces méthodes consiste à reproduire la surface rugueuse réelle par une surface dite 'numérique' décrite au moyen d'outils statistiques. Pour cela, des paramètres géométriques, tels que la hauteur des aspérités, leur rayon de courbure ou encore leur pente, sont définis comme un écart à un plan moyen. Leur distribution tend à suivre une loi de densité de probabilité. Cette méthode a été initiée par les travaux de Longuet-Higgins (Longuet-Higgins, 1956 ; Longuet-Higgins, 1957) puis par Nayak (Nayak, 1973). Pour une surface rugueuse issue d'une distribution de hauteurs suivant une loi normale (surface aléatoire gaussienne), les travaux ont prouvé que les hauteurs des aspérités et les rayons de courbure d'une surface étaient corrélés, contrairement aux pentes des aspérités qui sont statistiquement indépendantes des surfaces aléatoires gaussiennes.

Les travaux de Greenwood, dans les années 1960, furent les premiers à utiliser une distribution statistique des surfaces pour déterminer les aspérités en contact. Cette approche considère que les aspérités sont en contact uniquement à leur sommet. Aussi, cela revient à restreindre l'étude au contact entre une surface rugueuse et une surface plane (Greenwood et Williamson, 1966). Supposant que ces surfaces de contact répondent aux hypothèses de Hertz, la théorie de ce dernier est utilisée afin d'obtenir l'état de contrainte et l'évolution des surfaces en contact. Récemment, cette approche a été affinée (Carbone, 2009 ; Greenwood, 2006) en utilisant la distribution des hauteurs des aspérités et la distribution de leur rayons de courbure obtenues par l'analyse statistique de Nayak. L'auteur prend donc en compte l'effet d'échelle à travers une fonction de densité de puissance spectrale. L'aspect fractal de la rugosité étant abordé ultérieurement, il ne sera pas développé dans cette partie.

L'utilisation de ce type de modèles pour des discontinuités rugueuses réelles amène cependant à se poser des questions au sujet de l'échantillonnage de la surface. G. Zavarise et M. Paggi (Paggi et Zavarise, 2011) prennent l'exemple d'un double échantillonnage : le premier est réalisé par un profilomètre mécanique, le second est issu d'une numérisation avec un profilomètre laser à trois dimensions. Les données expérimentales obtenues sont les courbes de hauteurs assimilables à des fonctions continues. Afin de pouvoir appliquer une analyse statistique, les données expérimentales sont échantillonnées en intervalle discret. En raison du manque de normalisation à ce sujet, une première discussion peut être engagée sur la pertinence du choix de la « population » implantée dans le modèle statistique. Par exemple, le choix de la restitution des données expérimentales en 2D ou 3D peut avoir une influence sur le profil « statistique » en résultant. En effet, les sommets du profil 2D ne correspondent

Chapitre 1 : Étude bibliographique

pas obligatoirement avec ceux issus de la restitution 3D. En outre, le calcul des paramètres statistiques est dépendant de l'intervalle d'échantillonnage (longueur de discrétisation). Ces paramètres statistiques étant utilisés comme variables d'entrée primaires pour le modèle de contact micro-mécanique, il en résulte que les prévisions de contact dépendent aussi de la discrétisation (Paggi et Zavarise, 2011).

Un modèle statistique alternatif a été développé par Brown et Scholz (Brown et Scholz, 1986) dans lequel le contact entre deux surfaces rugueuses est défini à travers deux points quelconques des surfaces. Cette hypothèse permet la prise en compte des contacts inclinés et donc l'orientation des aspérités (Misra, 1997 ; Misra 1999). De plus, il définit la topographie composite, obtenue par la somme des hauteurs de chaque surface, comme le paramètre des hauteurs des aspérités en contact (Brown et Scholz, 1986). Dans ce type de modèle statistique, les paramètres sont la hauteur des aspérités en contact, leur rayon de courbure, et leur orientation, calculés sur le profil composite. Dans une première parution (Misra et Huang, 2012a) l'auteur suppose que ces trois paramètres sont statistiquement indépendants. Cette hypothèse, qui devra être vérifiée dans un papier futur, lui permet de prendre en compte plus aisément les efforts tangentiels induits par l'inclinaison des contacts.

En conclusion, l'approche statistique du problème de contact rugueux a pour avantage de modéliser localement l'effet des aspérités (orientation), même les plus petites. Cependant, la dépendance de la discrétisation n'est pas totalement levée.

c) Modèles fractals

L'approche fractale, contrairement à l'approche statistique, a pour but de supprimer cette dépendance à l'échelle d'observation. En effet, le principe de la description fractale d'une surface rugueuse est la description des aspérités à toutes les échelles à l'aide, par exemple, des fonctions de Weierstrass-Mandelbrot (Mandelbrot, 1967).

Archard (Archard, 1957) est un pionnier dans ce domaine avec son concept de « protubérance upon protubérance ». Pour lui, toutes les aspérités sont formées d'autres aspérités plus petites, elles-mêmes formées d'aspérités encore plus petites ... ce raisonnement se poursuivant jusqu'à l'échelle atomique. Son modèle illustre le concept de manière simple en représentant la rugosité par des demi-sphères dont les rayons ont une distribution uniforme. Il représente, dans un premier temps, le contact entre une sphère rugueuse (composée d'autre demi-sphère ayant un rayon inférieur) et une surface plane rigide, puis, dans un second temps, le contact entre une surface nominale rugueuse et une surface plane rigide. Dans ces deux cas, l'auteur montre que la relation surface de contact/chargement tend à devenir linéaire en augmentant le raffinement. Cependant, le modèle d'Archard reste un modèle purement théorique car il se base sur une surface idéale qui n'est pas représentative de la réalité.

Un modèle plus avancé est proposé par Majumdar et Brushan (Majumdar et Bhushan, 1990) en 1990. Ils caractérisent la surface rugueuse par une description fractale. Ensuite, les zones de contact sont définies par la troncature entre cette surface fractale et une surface plane. Ces auteurs considèrent que la distribution des tailles des contacts peut être décrite sous forme fractale ; ils associent donc un diamètre de contact à une longueur d'onde donnée. À partir de cela, ils associent une hauteur d'aspérité à sa déformée. Ils déterminent ensuite la longueur d'onde et l'amplitude de l'aspérité déformée pour calculer sa hauteur et son rayon de courbure. La surface de chaque contact est calculée par une application de la théorie de Hertz (ou autre modèle plastique). Ce modèle fut vivement remis en question (Morag et Etsion, 2007). La principale critique cible le fait que les petites surfaces de contact se déforment

Chapitre 1 : Étude bibliographique

plastiquement, et qu'au delà d'une certaine taille dite 'seuil', le contact se déforme de manière élastique.

Dans les années 2000, les travaux Ciavarella et al. (Baber et Ciavarella, 2000) ont résolu le problème de contact entre une surface fractale 2D de type Weierstrass-Mandelbrot et une surface rigide plane. Reprenant l'idée d'Achart sur l'imbrication des aspérités, le modèle se différencie en modélisant la déformation de la surface de contact par le modèle Westergaard (Westergaard, 1939). Une extension de modèle (Ciavarella et al., 2004) permet de calculer la rigidité et la résistance du contact afin d'étudier le relâchement. Ces travaux ont conclu que, pour les grandes échelles incluses dans le modèle par les mathématiques fractales, la surface de contact tend vers zéro. Ce résultat est caractéristique de la description de la surface de Weierstrass-Mandelbrot.

Plus récemment, Jackson et Strator (Jackson et Streator, 2006) ont proposé un modèle prenant en compte l'effet multi-échelle du contact via une description de la surface par la méthode des transformées de Fourier. Le principe du modèle se base sur l'identification des aspérités par leur densité et leur rayon, suivant l'échelle de discrétisation et l'effet des aspérités supérieures. Des modèles sphériques élastiques, sinusoïdales élastiques, et sphériques élasto-plastiques, sont utilisés pour déterminer la déformation des aspérités à chaque échelle. Les extensions apportées à ce modèle sont nombreuses dans la littérature (Gao et al., 2006 ; Jackson et al., 2008a, 2008b ; Krithivasan et Jackson, 2007). Cependant, ce modèle, à l'image des précédents, considère l'évolution de la surface de contact au travers des aspérités en contact, lesquelles sont représentées par des demi-sphères ou des sinusoïdes à chaque échelle de discrétisation empêchant de considérer les efforts tangentiels.

Le modèle de Persson (Persson, 2001) traite le contact à travers la diffusion de la contrainte de contact. Il décrit la répartition de la pression de contact en fonction de l'échelle d'observation. L'augmentation de la pression de contact sur des échelles successives est décrite avec une équation différentielle de type diffusion (ODE). Partant du principe des transformées de Fourier rapides (Stanley et Kato, 1997) et des travaux de Willner (Willner, 2004) et de Warren et Krajcinovic (Warren et Krajcinovic, 1996), les travaux de Persson (Persson, 2001 ; Persson et al., 2005) et l'approche numérique de Yan ne prennent pas en compte le concept d'aspérités.

Cette succincte présentation relative aux principales approches du contact par la méthode fractale a mis en évidence l'importance de l'échelle de discrétisation qui n'est pas prise en compte dans les modèles statistiques. Cependant, ces modèles ne tiennent pas compte de l'inclinaison potentielle du contact (Misra et Huang, 2012b) et des phénomènes de friction induits par les efforts tangentiels issus de l'inclinaison des aspérités.

d) Autres modèles

Parmi les autres modèles analytiques basés sur la théorie du contact ayant pour but de traiter le comportement non linéaire d'une fissure sous charge normale, le modèle à dents confinées, développé par Gentier (Gentier, 1986), peut être cité. Il débute d'un constat expérimental : si on ramène l'effort exercé sur le joint à la surface des aspérités en contact, la contrainte calculée est souvent supérieure à la résistance en compression du matériau, alors qu'aucune dégradation n'est à noter. L'interprétation de ce résultat aboutit à un confinement des aspérités en contact (Marache, 2002). Le modèle développé par Gentier, issu du modèle de Billiaux et Feuga (Billiaux et Feuga, 1982), prend en compte ce confinement en représentant le joint par des dents de hauteur variable à partir d'une surface de référence.

Chapitre 1 : Étude bibliographique

Certaines de ces dents sont en contact avec une surface plane et rigide. Les aspérités en contact sont entourées d'autres aspérités qui exercent un confinement sur les premières. Un comportement élastique linéaire est attribué aux aspérités avec le critère de rupture de Hoek et Brown (Hoek et Brown, 1982), permettant de prendre en compte la rupture des dents. Cette modélisation permet un meilleur ajustement des courbes expérimentales avec une représentation satisfaisante du comportement post-rupture des aspérités pour des fortes contraintes. Cependant, ce modèle n'est pas satisfaisant pour de faibles contraintes (Marache, 2002).

Le modèle de Hopkins (Hopkins, 2000 ; Hopkins 1991 ; Marache, 2002) représente également la rugosité par l'intermédiaire de dents, néanmoins il travaille sur la fracture composite représentant la discontinuité comme une surface rugueuse en contact avec une surface plane rigide. La surface rugueuse est issue de la différence de hauteur entre les deux profils (hauteur de vides) (Marache, 2002). Deux approches sont développées : une appuyée sur la théorie de Hertz (Cook, 1992) et une autre basée sur le principe de superposition en élasticité linéaire (Timoshenko et Goodier, 1951). L'intérêt de ce dernier modèle est l'association des déformations de l'aspérité avec celle des autres aspérités qui l'entoure.

Les différentes approches analytiques présentées ont confirmé l'importance du rôle de la rugosité dans le comportement sous effort normal d'une discontinuité. En effet, la rugosité contrôle le contact qui garantit le prolongement du comportement mécanique de part et d'autre de la discontinuité. Ces différents modèles ont mis en lumière l'importance de l'orientation des aspérités, laquelle n'est pas toujours prise en compte (problématique des contraintes tangentielles), mais également celle de l'échelle à laquelle on les représente.

3.3. Modèles numériques

a) Généralités sur les différents modèles

De manière générale, les modèles numériques se classent en deux catégories : les modèles discontinus ou continus. La première approche consiste à représenter le domaine du problème par un système composé d'un nombre fini d'éléments. Le comportement de chaque élément est indépendamment résolu (s'il n'est pas connu au-préalable). Le comportement global du système est obtenu à travers la représentation de toutes les interactions possibles induites par les différents comportements de chaque élément. La méthode des éléments discrets (MED), l'Analyse des déformations discontinues (ADD), ou encore la méthode des particules agglomérées (MPA), sont les principaux modèles utilisés dans le cadre des approches discontinues. La seconde approche exige une subdivision (discrétisation) du domaine du problème en un nombre fini de sous-domaines (éléments), dont le comportement est approché par des descriptions mathématiques simples avec des degrés de liberté finis. Chaque élément doit satisfaire, d'une part, le problème initial, et d'autre part, la condition de continuité appliquée à chacune des interfaces la reliant aux éléments adjacents. Il s'agit de l'approximation d'un système continu avec d'infinis degrés de liberté par un système discret avec des degrés de liberté finis. L'hypothèse induite par l'approche continue implique que tous les éléments issus du problème initial ne peuvent être séparés. En d'autres termes, si un élément « i » comporte initialement trois éléments adjacents, ces trois mêmes éléments formeront son voisinage à la fin de la résolution du problème ; contrairement à la méthode discontinue où chaque élément est libre de modifier son voisinage dans la mesure du respect des interactions. La méthode des différences finies (MDF), la méthode des éléments finis (MEF), ou encore la méthode des éléments frontières (MEFr), sont les principaux modèles

Chapitre 1 : Étude bibliographique

utilisés dans le cadre des méthodes continues. La méthode des éléments finis étendue (MEF-X) se base sur la MEF mais présente l'avantage de permettre un «déchirement» des éléments. Il est à noter également que des modèles hybrides issus des deux approches existent.

L'approche numérique du problème du comportement des discontinuités étant traité par la suite sous le code de calcul aux éléments finis Cast3M, cette bibliographie se concentrera sur ce type de modélisation. Les différentes méthodes citées précédemment sont détaillées de manière complète dans les travaux de Jing (Jing, 2003).

Il est considéré par la suite que le lecteur est familier à la méthode des éléments finis. La modélisation du comportement mécanique d'une discontinuité consiste à représenter, d'une part, le comportement du matériau des épontes et, d'autre part, la gestion du contact entre les surfaces rugueuses. Après une introduction aux modèles de comportements élasto-plastiques endommageables, les méthodes de résolution du contact via la méthode des éléments finis seront présentées.

b) Modèles de comportement

Cette section n'a pas vocation à faire un état de l'Art dans le domaine des modèles de comportement, mais plutôt d'exposer les bases nécessaires à la compréhension du modèle utilisé par la suite. La théorie plastique sera développée préalablement à l'introduction de la théorie de l'endommagement. Cette partie a été rédigée à l'aide de l'ouvrage « Mécanique des matériaux solides » (Lemaitre et al., 2009).

- *Modèles élasto-plastiques : critères Tridimensionnels de la limite élastique*

La théorie de la plasticité est utilisée pour l'étude des déformations irréversibles indépendantes du temps induites par les mouvements de dislocation au sein du matériau. Tresca fut le premier à l'évoquer en 1864 avec le critère de cisaillement maximal, puis Saint-Venant et Lévy, en 1871, avec la loi d'écoulement isotrope. Ce n'est qu'en 1950 que cette théorie a suscité de l'intérêt pour les calculs de structure à travers la formulation simplifiée de l'écrouissage cinétique de Prager, fondement de la plupart des théories actuelles.

Historiquement, la plasticité fut initialement appliquée aux métaux et aux alliages, mais à l'heure actuelle, elle est également utilisée pour modéliser le comportement des sols et des roches à de basse température (inférieure au quart de leur température de fusion). Elle ne représente pas l'endommagement. Son domaine d'étude est donc limité à des déformations égales à la moitié ou aux trois-quarts de la déformation à la rupture. Pour les géomatériaux, cette limite représente l'apparition de surfaces de glissement et, pour le béton, la création de micro-fissures.

Les paragraphes suivants présentent les critères existants, décrivant le passage du comportement élastique au comportement plastique. Ces critères sont représentés mathématiquement par une fonction seuil notée f .

$$f = |\sigma| - \sigma_y < 0 \quad \text{Domaine élastique} \quad (26a)$$

$$f = |\sigma| - \sigma_y > 0 \quad \text{Domaine plastique} \quad (26b)$$

Avec :

σ = Contrainte appliquée (MPa)

$|\sigma_y|$ = Contrainte seuil (MPa)

Critère de Von Mises

Les déformations plastiques ont pour origine la dislocation (glissements, cisaillements) des liens entre les cristaux à l'échelle microscopique. Elles sont gouvernées par les contraintes tangentielles. Pour Von Mises, le comportement du matériau devient plastique lorsque l'énergie de distorsion élastique (ou énergie élastique de cisaillement), notée w_{eD} atteint une valeur seuil notée w_y . À partir de la formulation de l'énergie de déformation élastique, qui est la somme de l'énergie de déformation isostatique (w_{eH}) avec celle des distorsions (w_{eD}), la fonction seuil associée au critère de Von Mises est obtenue:

$$f(\sigma) = \sigma_{eq} - \sigma_y \quad \text{avec} \quad \sigma_{eq} = \sqrt{\frac{3}{2} \sigma' : \sigma'} \quad (27)$$

Avec :

σ_{eq} = Contrainte équivalente (MPa)

σ_y = Contrainte seuil (MPa)

Dans le plan des contraintes principales ($\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$), la contrainte équivalente est calculée à l'aide de :

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\frac{1}{2} * [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} \quad (28)$$

D'un point de vue géométrique (Figure I.25), la frontière de plasticité est représentée par un cylindre de base circulaire axé sur la trisectrice du repère. Son rayon est de $\sqrt{\frac{2}{3}} * \sigma_y$.

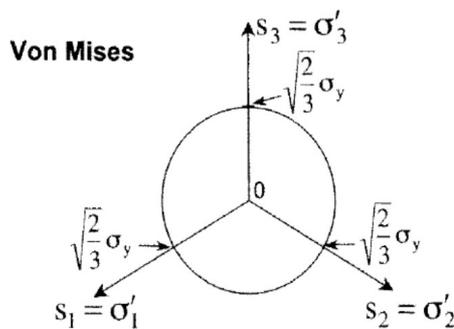


Figure I.25 : Représentation géométrique du critère de Von Mises d'après Lemaitre et al. (2009).

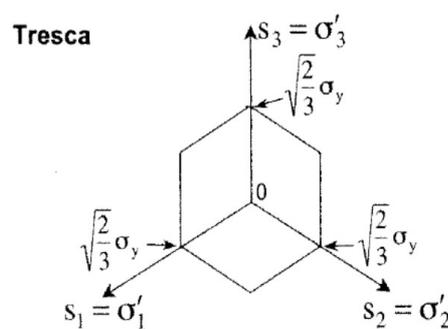


Figure I.26 : Représentation géométrique du critère de Tresca d'après Lemaitre et al. (2009).

Critère de Tresca

Tresca considère que le matériau se plastifie lorsque la contrainte de cisaillement maximum, τ_{max} , dans une direction donnée, atteint une valeur critique τ_y , calculé par :

$$\tau_{max} = \frac{1}{2} \max_{i \neq j} (\sigma_i - \sigma_j) \quad (29) \quad \text{Avec : } \sigma_i (i=1,2,3) = \text{contraintes principales}$$

$$\sigma_j (i=1,2,3) = \text{contraintes principales}$$

Chapitre 1 : Étude bibliographique

La représentation géométrique dans le plan des contraintes principales de ce critère est un prisme (Figure I.26) à base hexagonale dont l'axe est la trisectrice du repère. Il est inscrit dans le cylindre de Von Mises.

Remarque : les résultats expérimentaux oscillent entre les deux critères précédents. Des études sur les polycristaux ont conduit à des critères empiriques permettant la transition d'un critère à l'autre.

Critère de Mohr-Coulomb

Le critère de Mohr-Coulomb, utilisé pour les sols ou les matériaux granulaires, est un critère de résistance. Dans le cadre de la plasticité, il est formulé à travers la fonction :

$$f(\sigma) = \sigma_i - \sigma_j + (\sigma_i + \sigma_j)\sin(\varphi) - 2C * \cos(\varphi) \quad (30)$$

Avec :

σ_i = maximum des contraintes principales (MPa)

σ_j = minimum des contraintes principales (MPa)

φ = angle de frottement interne ($^\circ$)

C = cohésion (MPa)

Dans l'espace des contraintes principales, la frontière de plasticité est délimitée par une pyramide hexagonale (Figure I.27) qui admet les trois plans bissecteurs aux axes comme plans de symétrie, et dont l'axe principal est la trisectrice du repère. Le critère de Mohr Coulomb est aussi représenté dans le repère (σ, τ) (Figure I.28) où il est caractérisé par une droite d'équation : $\tau = C + \sigma \tan(\varphi)$.

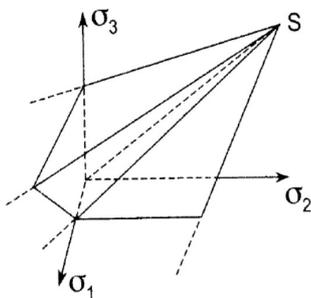


Figure I.27 : Représentation géométrique du critère de Mohr-Coulomb d'après Lemaitre et al. (2009).

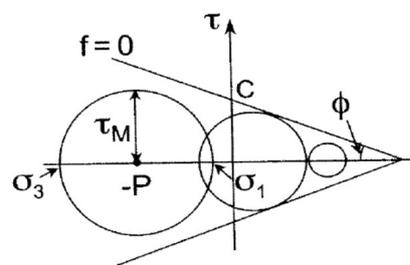


Figure I.28 : Représentation géométrique du critère de Mohr-Coulomb dans le repère (σ, τ) d'après Lemaitre et al. (2009).

Critère de Drücker-Prager

Utilisé pour les sols et les roches, le critère de Drücker-Prager est comparable au critère de Mohr-Coulomb, à la seule différence qu'il est plus régulier et ainsi mieux adapté aux calculs aux éléments finis. Il est également inspiré du critère de Von Mises, pour la contrainte équivalente. Ce critère est approprié à tout matériau dont le comportement plastique est influencé par la pression hydrostatique.

Chapitre 1 : Étude bibliographique

La fonction seuil associée est :

$$f(\boldsymbol{\sigma}) = \sigma_{eq} + \sigma_h \tan(\beta) - d \quad (31)$$

Avec :

σ_{eq} = contrainte équivalente (MPa) (voir formule (27))

σ_h = contrainte hydrostatique (MPa)

β = angle de frottement ($^\circ$)

d = paramètre ($^\circ$)

Le choix de β et d est important car ils vont déterminer la régularité du critère. Si ce dernier est convenable, la représentation de la limite élastique/plastique du matériau dans le plan des contraintes principales est un cône de révolution (Figure I.29), dont l'axe principal est la trisectrice du repère. Celui-ci est inscrit dans la pyramide hexagonale du critère de Mohr-Coulomb.

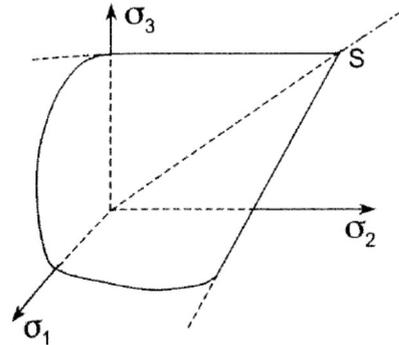


Figure I.29 : Représentation géométrique du critère de Drucker-Prager d'après Lemaitre et al.(2009).

- Modèles d'endommagement :

Généralités :

Physiquement, l'endommagement est la détérioration progressive du matériau avant la rupture. Cette théorie correspond à la modélisation des effets des micro-fissures et des micro-cavités entraînant une perte de raideur élastique.

La mécanique de l'endommagement modélise donc les processus microscopiques de dégradation du matériau sain jusqu'à la création de fissures macroscopiques. Elle complète la loi de comportement élasto-plastique du matériau, et intervient lorsque la déformation de ce dernier atteint la moitié (ou les trois quarts) de sa déformation à la rupture (Figure I.30).

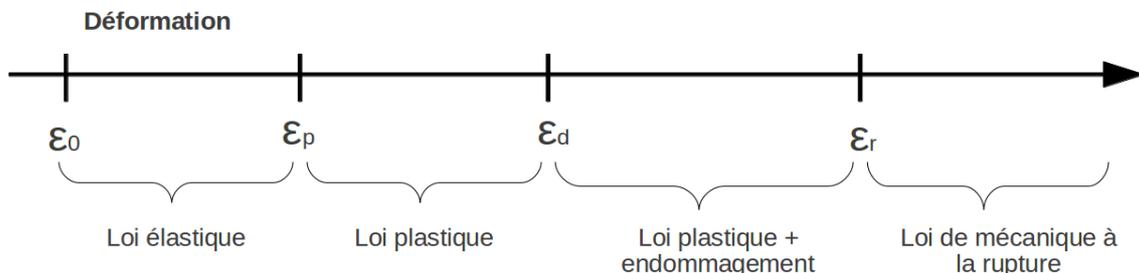


Figure I.30 : Schéma récapitulatif des lois de comportement, avec $\varepsilon_0 = 0$, ε_p = Déformation élastique limite, $\varepsilon_d = \frac{1}{2} \varepsilon_r$ ou $\frac{3}{4} \varepsilon_r$, ε_r = déformation à la rupture.

Chapitre 1 : Étude bibliographique

L'étude de l'endommagement se déroule à l'échelle microscopique ou macroscopique. Dans le premier cas, un micro-modèle est réalisé à partir de la mesure de la densité de micro-fissures ou de celle des micro-cavités. À l'aide d'une des techniques d'homogénéisation mathématiques, l'élément est intégré sur son volume macroscopique. La difficulté de cette méthode réside dans le fait de trouver une variable macroscopique d'endommagement et une loi d'évolution facilement utilisables dans les calculs de mécanique des milieux continus. Le second cas consiste à représenter l'endommagement directement à l'échelle macroscopique par des mesures physiques globales, par un endommagement lié à la durée de vie résiduelle du matériau, ou encore, par des mesures mécaniques globales. Dans cette dernière hypothèse, les caractéristiques d'élasticité et de plasticité du matériau, au travers de l'utilisation de la notion de contrainte effective (au sens de la mécanique à la rupture), sont modifiées. Notre modèle étant basé sur cette théorie, nous développerons uniquement les modèles de cette approche de l'endommagement.

Définitions de l'endommagement et de la contrainte effective

Illustré dans le paragraphe précédent, la mécanique de l'endommagement représente l'effet des micro-fissures et des micro-cavités sur le comportement du matériau. Dans le cas simple d'un chargement uni-dimensionnel, la contrainte usuelle est définie par la force F appliquée sur une surface S . Toutefois, si l'on suppose que cette surface est endommagée, c'est à dire que des micro-fissures ou micro-cavités sont présentes, l'aire sur laquelle s'applique la force F n'est plus S , mais $S - S_d$. (S_d =surface des micro-détériorations). La contrainte effective (notée $\tilde{\sigma}$) est donc le rapport de la force F appliquée à la surface du matériau diminuée de la surface des micro-détériorations.

$$\tilde{\sigma} = \frac{F}{S - S_d} = \frac{F}{S * (1 - \frac{S_d}{S})} = \frac{\sigma}{1 - \frac{S_d}{S}} \quad (32)$$

Soit la variable d'endommagement : $D = \frac{S_d}{S}$, la contrainte effective s'exprime :

$$\tilde{\sigma} = \frac{\sigma}{1 - D} \quad (33)$$

Pour le cas plus complexe d'un endommagement anisotrope, la contrainte effective est définie à l'aide d'un tenseur d'ordre 4.

L'objet de l'énoncé suivant n'étant pas d'expliquer à nouveau les différentes méthodes modélisant l'endommagement, il se cantonne donc à une succincte revue des modèles capables de représenter l'endommagement. Des informations complémentaires sont exposées dans les travaux de Stéphanie Fichant (Fichant, 1996 ; Fichant et al., 1997). Selon cette auteure, les modèles macroscopiques peuvent être séparés en deux catégories.

La première catégorie consiste à choisir la forme d'endommagement D et d'en déduire une relation contrainte/déformation à l'aide de la contrainte effective. La principale difficulté de cette méthode est de trouver le bon tenseur d'endommagement qui conservera la symétrie du tenseur des contraintes.

La seconde catégorie a pour principe de faire le chemin inverse pour éviter ce problème, ce qui implique que l'on déduise le tenseur d'endommagement de la relation contrainte/déformation. Notre modèle se situe dans cette dernière catégorie. Il utilise plus

précisément la méthode des microplans.

Cette méthode, dont l'idée originale est attribuée à Taylor (Taylor, 1938), consiste à discrétiser les lois de comportements suivant un certain nombre de microplans définis par une normale n . On obtient ainsi pour chaque direction une relation uni-axiale reliant les composantes du vecteur déformation avec celles du vecteur contrainte. Un microplan est donc un plan arbitraire sur lequel on applique les équations d'état et les lois de comportement (Figure I.31). La détermination des contraintes macroscopiques se fait par une relation de type travail virtuel, statique, ou cinétique. La première hypothèse suppose que l'on considère les contraintes du microplan comme les projections du tenseur des contraintes sur ce plan. La relation cinétique, quant à elle, fonctionne suivant le même principe mais avec les déformations. Cette dernière, développée par Bazant (Bazant et Desai, 1984), garantit la stabilité du système dans son comportement adoucissant.

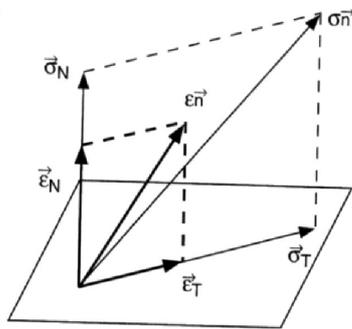


Figure I.31 : Contraintes déformations sur un microplan d'après Fichant (1996).

$$\sigma \cdot \vec{n} = T(\vec{n})$$

$$\sigma_n = T(\vec{n}) \cdot \vec{n}$$

$$\sigma_\tau = T(\vec{n}) \cdot \vec{t}$$

Cette approche, initialement utilisée pour les matériaux métalliques, a été généralisée dans les années 1980 par Bazant, aux matériaux hétérogènes fragiles comme le béton et la roche. Son avantage réside dans la prise en compte de la rupture en traction mais également du comportement tri-axial. Les travaux de Stéphanie Fichant ont consisté à réduire le nombre de variables qui apparaissent lorsqu'on multiplie les phénomènes représentés en sus d'identifier ces variables au niveau expérimental.

Évolution de l'endommagement

L'évolution de l'endommagement représente l'augmentation des micro-détériorations (micro-fissures et micro-cavités), impliquant donc une croissance de la surface endommagée S_D . Cette dernière suit le second principe de la thermodynamique : la différence entre la variation de l'énergie interne (ΔU) et celle de l'énergie libre (ΔF) doit rester positive. La variation de l'énergie interne est égale à la somme du travail W et de la chaleur Q échangée avec l'extérieur. À l'image de l'enthalpie, qui est une énergie associée à une variation de température, la variation de l'énergie libre est liée à la variation du travail. Physiquement, cette différence, appelée taux de dissipation, est une perte d'énergie par dégagement de chaleur, donc irréversible. En formulant cela par des équations, le taux de dissipation est égal à :

$$\dot{\phi} = \sigma_{ij} \dot{\epsilon}_{ij} - \rho \dot{\Psi} = \sigma_{ij} \dot{\epsilon}_{ij} - \sigma_{ij} \dot{\epsilon}_{ij} |_{endo = cts} \quad (34)$$

Chapitre 1 : Étude bibliographique

Appliquons le principe du travail virtuel à l'équation (34) pour passer à l'échelle macroscopique :

$$\dot{\phi} = \frac{3}{8\pi} \int_{\Omega} [d(\vec{n}) \vec{\sigma}_{ij} \cdot n_j \cdot \varepsilon_{ij} \cdot n_j] d\Omega \quad (35)$$

Suite à la relation (35) et en connaissant le comportement de notre matériau, l'on peut dire que cette intégrale sera toujours positive, ce qui implique que le second principe de la thermodynamique sera toujours validé. Le taux de dissipation étant toujours positif, il peut en être déduit que les variables d'endommagement seront ainsi astreintes à croître. Cette évolution est contrôlée par une surface seuil notée f (Fichant, 1996).

$$f(\vec{n}) = \vec{n} \varepsilon \vec{n} - \varepsilon_{d0} - K(d(\vec{n})) = 0 \quad (36)$$

où ε_{d0} est la déformation à la rupture en traction.

L'évolution de la surface d'endommagement est définie dans les travaux de Feenstra (Feenstra, 1993). Une fois intégrée, la loi s'écrit :

$$d_i = 1 - \frac{\varepsilon_{d0}}{\vec{n} \varepsilon \vec{n}} \exp([B_t(\varepsilon_{d0} - \vec{n} \varepsilon \vec{n})]) \quad (37)$$

Cette dernière formulation permet d'établir que l'endommagement est défini par rapport aux extensions (ie : déformations perpendiculaires aux faces portées par le vecteur normal \vec{n}) (Mazars, 1984). Il doit être remarqué que l'endommagement apparaît lorsque la déformation normale atteint la limite en traction. Enfin, il est à noter que cette loi d'endommagement possède une énergie finie de fissuration notée G_f ($J.m^{-2}$).

c) Approche du contact/frottement

La figure I.32 illustre le problème de contact/frottement. Soit deux solides S_1 et S_2 pouvant entrer en contact frottant, la zone résultant de ce contact a pour vecteur normal \vec{n} , et pour vecteur tangentiel, \vec{t} . Soit d le déplacement projeté sur \vec{n} représentant la distance signée entre S_1 et S_2 et p la force de réaction issue du contact portée par \vec{n} (ou force de contact).

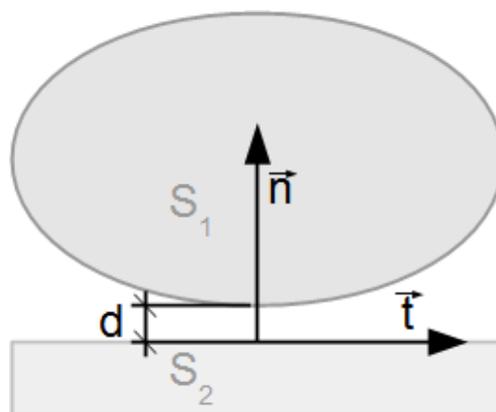


Figure I.32 : Schématisation du problème du contact.

Chapitre 1 : Étude bibliographique

Alors les trois conditions de contact, dites de Hertz-Signorini-Moreau (Abbas, 2013), s'écrivent :

- Condition géométrique (Signorini/Hertz) : Impénétrabilité de la matière

$$d \geq 0 \Leftrightarrow \begin{cases} g > 0 \Rightarrow \text{pas de contact} \\ g = 0 \Rightarrow \text{contact} \end{cases} \quad \text{Les solides ne peuvent pas pénétrer l'un dans l'autre.}$$

- Condition mécanique (Signorini/Hertz) : Intensité

$$p \geq 0 \Leftrightarrow \begin{cases} p > 0 \Rightarrow \text{contact} \\ p = 0 \Rightarrow \text{pas de contact} \end{cases} \quad \text{Les solides n'exercent aucune attraction l'un sur l'autre.}$$

- Condition énergétique (Moreau) : Complémentarité/Exclusion

$$d \cdot p = 0 \Leftrightarrow \begin{cases} p = 0 \Rightarrow \text{décollement} \\ g = 0 \Rightarrow \text{contact} \end{cases} \quad \text{Sans contact, la force de réaction est nulle.}$$

Il est à remarquer que la deuxième condition implique que l'adhésion ne soit pas pris en compte. La troisième condition permet de résoudre facilement le problème de contact unilatéral par des techniques classiques d'optimisation sous contraintes (Conditions de Kuhn & Tecker). La loi de contact de Signorini s'écrit donc :

$$d \geq 0 \quad (38)$$

$$p \geq 0 \quad (39)$$

$$d \cdot p = 0 \quad (40)$$

Au niveau du frottement, il existe deux critères le traitant : celui de Tresca et celui de Coulomb. Ce dernier étant le plus utilisé et implémenté dans Cast3M, il est détaillé par la suite (Figure I.33).

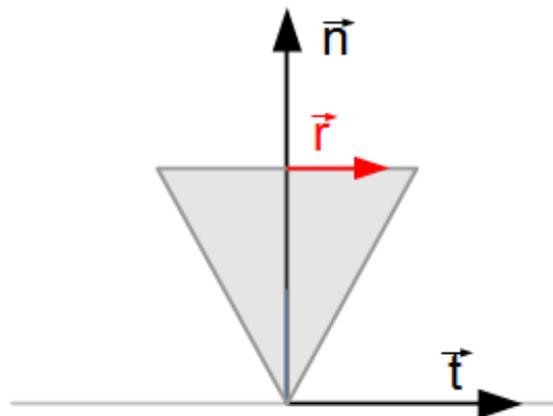


Figure I.33 : Schématisation du critère de glissement de Coulomb.

Soit \vec{r} la force tangentielle issue de la projection de la résultante de la réaction de contact sur \vec{t} . On note r sa norme. Il y a glissement lorsque \vec{r} appartient au cône déterminé par l'angle de frottement. La direction de glissement, notée \vec{u}_t dans le cas en deux dimensions, est portée par \vec{t} . En trois dimensions, elle est colinéaire à la normale au disque de rayon $r = \mu \cdot p$. À l'image d'un critère de plasticité (problème d'optimisation non linéaire), la direction de cisaillement se traduit par une expression utilisant les multiplicateurs de Lagrange, notés λ : $\vec{u}_t = \lambda \cdot \vec{r}$.

Chapitre 1 : Étude bibliographique

Ainsi, le système d'équations et d'inéquations du contact/frottement de Coulomb (lois de Signorini-Coulomb) s'écrit :

$$d \geq 0 \quad (38)$$

$$p \geq 0 \quad (39)$$

$$d \cdot p = 0 \quad (40)$$

$$r - \mu \cdot p \leq 0 \quad (41)$$

$$\vec{u}_t = \lambda \cdot \vec{r} \quad (42)$$

$$\lambda \cdot (r - \mu \cdot p) = 0 \quad (43)$$

$$\lambda \geq 0 \quad (44)$$

La résolution de ce problème à l'aide des éléments finis peut s'envisager de deux manières : soit par une méthode comportementale, soit par une méthode cinématique (Verpeaux, 2013). La première consiste à écrire les conditions de contact/frottement sous forme de contraintes et de déformations à l'aide d'éléments joints. Cette méthode est intéressante si elle est associée à un matériau physique afin de déterminer les raideurs normales et tangentielles nécessaires à la définition de la loi de comportement régissant ces éléments. Pour s'affranchir de cette condition, la seconde méthode a été utilisée par la suite. Elle décrit cinématiquement les conditions aux nœuds en termes de déplacements et d'efforts. Dans les deux cas, la résolution du problème de contact frottement via les éléments finis se décompose en deux étapes :

- la phase géométrique d'appariement
- la phase de résolution mécanique

Les fondements des algorithmes principaux associés à ces deux phases sont maintenant développés.

• Méthodes d'appariement

La première étape dans la gestion du contact/frottement est la détermination précise des zones susceptibles d'entrer en contact. Cette phase, dite d'appariement, consiste à « relier » les différents maillages entre eux à travers un maillage de contact créée dans les zones de contact potentiel. Il existe trois types d'appariement : l'appariement nodal (nœud-nœud), l'appariement nœud-segment, et l'appariement segment-segment.

Appariement nodal

L'appariement nodal (NTN) (Figure I.34) est historiquement la première approche développée afin de résoudre les problèmes de contact par la méthode des éléments finis (Francavilla et Zienkiewicz, 1975 ; Hughes et al., 1976). Son principe est d'apparier les nœuds de la surface Ω_1 avec les nœuds de la surface Ω_2 . De manière générale, cette première étape revient à chercher le nœud de la surface Ω_2 le plus proche de celui de la surface Ω_1 à travers la projection de ce dernier sur la surface Ω_2 . Ensuite, l'algorithme impose que le déplacement relatif entre les nœuds, projeté sur la normale du nœud de la surface B_1 , noté « d_t », soit inférieur au jeu initial « d ».

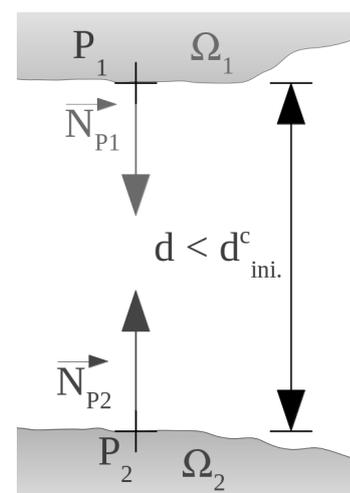


Figure I.34 : Schématisation de l'appariement type nodal.

Chapitre 1 : Étude bibliographique

Cette méthode se limite à des maillages compatibles (ie : les nœuds se font face), à des petits glissements (ie : les nœuds doivent rester en face), et à des surfaces relativement planes (les normales des nœuds appariées sont colinéaires).

Appariement nœud-segment

Afin d'outrepasser ces limites, l'appariement nœud-segment (NTS) (Figure I.25) a été développé à la fin des années 1970 (Hallquist, 1979 ; Hughes et al., 1976). Depuis quarante ans, de nombreuses améliorations ont été apportées à cette approche (Hallquist et al., 1985; Wriggers et al., 1990; Zavarise et De Lorenzis, 2009) faisant d'elle la méthode la plus utilisée dans les codes de calcul. L'appariement nœud-segment n'accorde pas la même importance aux deux surfaces. Une surface sera nommée maître et la seconde esclave. Ainsi, par rapport à la méthode nodale qui associe un nœud avec un nœud, cette méthode associe un nœud esclave noté S, avec un segment maître, noté [12] entre P_{11} et P_{12} . Le principe est d'imposer que le déplacement relatif entre S et sa projection sur [12], noté « d_i », soit inférieur au jeu initial « d ». Dans le cas en trois dimensions, la projection se fait sur la surface de l'élément maître le plus proche.

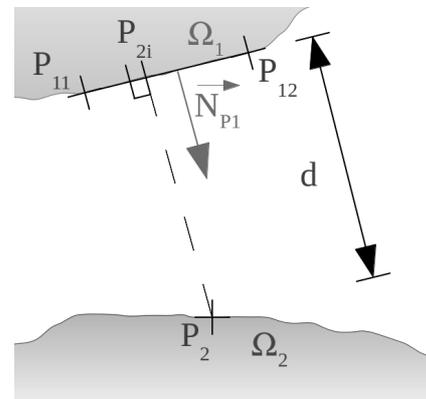


Figure I.35 : Schématisation de l'appariement type nœud-segment .

La principale limite de cette approche réside dans le fait que les conditions de non-pénétration s'appliquent sur la surface maître. Si un algorithme « une passe » est utilisé, alors des nœuds de la surface maître peuvent pénétrer au travers d'un segment esclave et la condition d'inter-pénétrabilité ne sera donc pas respectée. Ce défaut est estompé en appliquant un algorithme « deux passes » qui inverse les rôles des surfaces afin d'appliquer la condition d'inter-pénétrabilité aux deux surfaces. Néanmoins, cette méthode ne satisfait pas le « patch test » pour des éléments d'ordre élevé (ex. : quadratique). En outre, pour des surfaces très rugueuses, l'algorithme produit des oscillations de la pression de contact consécutives au changement de direction de la normale lorsque le nœud esclave passe d'un segment maître au segment maître adjacent. Si l'algorithme ne traite pas particulièrement les projections aux limites du domaine, cela peut également entraîner des sauts de pression de contact (Puso et Laursen, 2004).

Appariement segment-segment

La dernière approche de l'appariement, appelée méthode segment-segment (STS), ou encore élément « mortar », a été initiée par les travaux de Simo (Simo et al., 1984) dans le but de supprimer les inconvénients précédemment évoqués. La formulation STS diffère de la formulation NTS au niveau de l'évaluation des intégrales de contact. Dans la méthode NTS, les forces de contact sont introduites de manière discrète aux nœuds qui sont utilisés comme points de collocation pour l'intégration sur le segment. A l'inverse, les formulations STS introduisent une interpolation de la contrainte de contact et évaluent les intégrales de contact à l'aide de formules de quadrature numérique. Cette approche suscite un grand intérêt depuis une dizaine d'années et semble être l'approche d'avenir en matière d'appariement. Toutefois, cet algorithme n'étant pas implémenté dans Cast3M, il ne sera pas développé ; une description plus complète de la méthode peut être trouvée dans Cichoz (Cichosz et Bischoff, 2011).

• Méthodes de résolution

La seconde étape du problème de contact/frottement est la résolution du système des équations classiques de la mécanique auxquelles les équations et inéquations du contact/frottement sont juxtaposées. L'implémentation des conditions de contacts/frottements a deux conséquences dans la résolution du problème mécanique : d'une part, les réactions de contact/frottement aux interfaces en contact modifient l'équilibre du système, et d'autre part, celles-ci nécessitent une application de lois supplémentaires afin de les calculer.

Dans le cadre du contact seul, c'est à dire en ne prenant pas en compte les réactions tangentielles, la résolution du problème est analogue à un problème d'optimisation sous contraintes où les conditions de Signorini sont équivalentes aux conditions d'optimalité de Karush, Kuhn et Tuck (Minoux, 2008). L'énergie de déformation du solide sujet au contact est la fonctionnelle à minimiser. Trois familles de méthode de résolutions existent (Verpeaux, 2013) : les méthodes d'élimination, de pénalisation, ou de dualisation. Les deux dernières sont les plus utilisées. Il est à noter que la méthode d'élimination ne sera pas traitée ici car elle est peu utilisée dans les problématiques de contact, seules les deux autres sont donc décrites ci-dessous. Enfin, une présentation d'approche hybride conclura ces développements (Roques, 2007) dans le cadre de la résolution du contact seul, mais également pour le contact/frottement.

Méthodes de pénalisation

Les *méthodes de pénalisation* ont pour objectif de régulariser les inégalités de contact afin d'obtenir un problème d'optimisation sans contraintes (Roques, 2007).

La première méthode est dite « méthode de pénalisation extérieure » (Wriggers, 2006). Il s'agit de la méthode la plus utilisée dans les codes de calculs commerciaux en raison de sa robustesse, même si elle autorise une pénétration minimale entre les solides. Son principe consiste à modifier la matrice de rigidité avec un terme pénalisant, ce qui nécessite une étude paramétrique pour valider les résultats.

La seconde méthode est dite « méthode de pénalisation interne » ou encore « méthode barrière » (Oden et Kim, 1982) car elle impose une force de contact empêchant le contact entre les deux points. Cette méthode reste très peu utilisée dans les problèmes de contact.

Méthodes de dualisation

Les *méthodes de dualisation* résolvent le problème d'optimisation sous contraintes en lui adjoignant des multiplicateurs de Lagrange (Abbas, 2013).

La « méthode des contraintes actives » a pour principe de formuler des hypothèses sur l'état des liaisons afin de transformer les inégalités en égalités. La résolution du nouveau système doit vérifier les hypothèses initiales. Dans le cas contraire, une liaison est ôtée ou ajoutée avant de refaire le calcul. Dans l'hypothèse de problèmes de contact élastique, cette approche assure la convergence pour un temps fini (nombre de liaisons possibles) pour chaque itération de Newton. En revanche, pour un comportement non-linéaire (plasticité), ou pour le cas des grands déplacements, plusieurs itérations de Newton sont nécessaires afin d'atteindre l'équilibre. Le calcul peut donc devenir très long avec un nombre élevé de points.

La « méthode Lagrangienne » est une variante de la méthode des contraintes actives. Le principe est identique à celui de la « méthode des contraintes actives », à la différence que, dans le cas d'un ensemble trop grand, la phase de vérification de l'ensemble des liaisons est faite à la fin du processus et non liaison par liaison. Le nombre de liaisons actives d'une itération de Newton à l'autre est également conservé (plasticité), mais il est effacé lors d'une ré-actualisation de la géométrie (grands déplacements). Enfin, les liaisons initialement actives

Chapitre 1 : Étude bibliographique

au début des itérations de Newton sont évaluées sur la base du jeu précédent. L'avantage de cette approche est sa simplicité de résolution, toutefois, elle est très coûteuse en temps de calcul en raison de l'augmentation du nombre d'inconnues. Enfin, des difficultés de factorisation peuvent apparaître si la matrice de rigidité n'est pas définie positive.

Méthodes hybrides ou mixtes

Les *méthodes hybrides* sont utilisées afin d'améliorer la capacité de convergence dans le cadre du contact seul, et permettent également de résoudre les problèmes de contact/frottement. Elles consistent à coupler deux des méthodes citées précédemment.

La « méthode du Lagrangien perturbé » (Wriggers, 2006) (pénalisation extérieure puis méthode Lagrangienne) a pour but de palier le problème de la méthode Lagrangienne énoncé précédemment en modifiant les contraintes de contact par un terme de pénalité.

La « méthode du Lagrangien augmenté » (Laursen, 2002) (méthode Lagrangienne puis pénalisation extérieure) résout le problème de non-pénétration par la méthode du Lagrangien. Le problème devenu sans contrainte est résolu avec une méthode pénalisation.

La « méthode totalement pénalisée » (Abbas, 2013) utilise une méthode de pénalisation pour la résolution du contact et une autre pour le frottement.

La « méthode totalement dualisée » ou « double Lagrangiens » applique deux fois la méthode Lagrangienne, pour résoudre le contact puis le frottement.

La méthode « double Lagrangiens » a l'avantage de traiter indépendamment le problème de contact (dont la convergence est assurée) et le problème de frottement. En outre, elle ne nécessite pas d'introduire un paramètre à définir. Étant la méthode implémentée dans Cast3M, elle fera l'objet d'une description plus approfondie dans le chapitre 3.

Cette troisième partie de la bibliographie a exposé et mis en avant la variété des méthodes permettant de prédire le comportement mécanique d'une discontinuité. L'essentiel à retenir, une fois de plus, est l'importance de la rugosité. En effet, qu'elle soit considérée comme une donnée d'entrée du modèle ou une inconnue, il est nécessaire de la représenter pour être au plus près de la réalité. L'aspect mécanique de la problématique ayant été traité, la bibliographie s'intéresse maintenant au processus de dégradation chimique.

4. DÉGRADATION CHIMIQUE

Dans un environnement naturel, les discontinuités des géomatériaux fracturés, tels que la roche et le béton, sont soumises à des efforts mécaniques (normaux et/ou tangentiels), mais peuvent également être sollicitées simultanément de manières thermique, hydrique, chimique, etc. Dans le cadre de ces travaux, seul le couplage chemo-mécanique a été envisagé et, plus particulièrement, au travers de la modification du comportement mécanique résultant de l'évolution de la rugosité d'un joint par une attaque acide. La résolution du problème mécanique trouve de nombreuses applications dans les 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... Couplées à l'écoulement d'un fluide réactif, l'étude de problèmes de fuite de réservoirs naturels (réservoirs géologiques) ou anthropiques (centrales nucléaires, barrages...) peut alors être considérée.

Cette dernière partie bibliographique met en lumière les phénomènes de dissolution dans le cadre de l'écoulement d'un fluide acide dans une discontinuité géologique. Une approche microscopique est tout d'abord détaillée afin d'interpréter, dans un second temps, l'évolution des propriétés macroscopiques du géomatériau soumis à une attaque acide.

4.1. Attaque acide à l'échelle du minéral

L'attaque acide se traduit au niveau microscopique par la dissolution et la précipitation des minéraux du géomatériau au contact du fluide. D'un point de vue physique, la dissolution peut être divisée en cinq étapes (Luquot, 2008) :

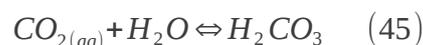
- 1- Transport des réactifs vers la surface minérale
- 2- Adsorption des réactifs à la surface
- 3- Réaction chimique de surface
- 4- Désorption des produits de la surface
- 5- Transports des produits loin de la surface minérale

Dans le cadre de ces travaux, le géomatériau étant composé essentiellement de calcite et de quartz, seuls les mécanismes liés à ces minéraux seront développés. Afin de justifier l'approche chemo-mécanique dans le cadre du stockage géologique de CO₂, l'acidification du géofluide est initialement présentée.

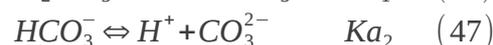
a) Acidification du géofluide

Les eaux souterraines proviennent de l'infiltration des eaux pluviales dans les sols. Ces dernières sont légèrement acides du fait de leur teneur en CO₂ dissout provenant de l'atmosphère. Une fois dans un aquifère, les eaux peuvent être stockées ou suivre l'hydrologie régionale. Dans les deux cas, elles se chargent en ions présents naturellement dans le milieu qui lui conféreront ses propriétés physiques et chimiques. La composition des eaux souterraines dépend de la nature minéralogique de l'aquifère traversé mais aussi de ses propriétés pétrographiques, telles que la perméabilité qui dimensionne la vitesse d'écoulement (ou de percolation) et le temps de renouvellement de l'eau par les infiltrations. La composition minéralogique du géofluide varie donc suivant les sites. De plus, il est couramment admis que l'eau des nappes de très grandes profondeurs (> 300 m) est salée. Cette eau saumâtre est due à une forte concentration de NaCl, gouvernée elle-même par les conditions de température et de pression et par l'histoire géologique du site. Il est à noter que la proximité de l'océan peut aussi fortement influencer la concentration de sel dans l'eau.

Dans le contexte du stockage géologique de CO₂, la présence de cette eau saumâtre entraîne la dissolution du dioxyde de carbone injecté. Cette réaction conduit à la formation de l'acide carbonique suivant l'équilibre :



Ce diacide se dissocie ensuite suivant les équilibres entre les différentes espèces ioniques (ions bicarbonates et ions carbonates) comme le résumant les équations suivantes :



Ces équilibres sont régis par la loi d'action des masses afin de libérer des ions hydrogènes (H⁺) à l'origine de dissolution des minéraux (calcite et quartz).

$$Ka_1 = \frac{[HCO_3^-][H^+]}{[CO_2]_{aq}} \quad \text{et} \quad Ka_2 = \frac{[CO_3^{2-}][H^+]}{[HCO_3^-]} \quad (48)$$

Chapitre 1 : Étude bibliographique

Les valeurs des constantes K_{a1} et K_{a2} sont indiquées dans le tableau suivant en fonction de températures :

Température [°C]	0	25	80
K_{a1}	$2,63.10^{-7}$	$4,27.10^{-7}$	$4.79.10^{-7}$
K_{a2}	$2.34.10^{-11}$	$4.68.10^{-11}$	$7.59.10^{-11}$

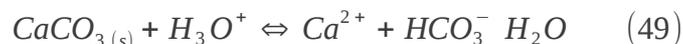
Tableau I.4 : Influence de la température sur les valeurs de K_{a1} et K_{a2} .

Pour conclure, les travaux de Kaszuba (Kaszuba et al., 2003 ; Kaszuba et al. ; 2005, Kaszuba et al., 2006) se placent dans des conditions de site de stockage géologique de CO_2 , à une pression de 200 MPa et une température 200°C. L'injection de CO_2 supercritique dans un géofluide induit une diminution du pH de 8 à 5,8. Cette acidification du géofluide obtenue après plusieurs centaines d'heures se répercute sur la minéralogie des roches qu'il traverse. Le milieu agressif étant défini, l'étude va porter maintenant sur les mécanismes réactionnels induits par cette acidification du géofluide au niveau des minéraux.

b) Attaque acide de la calcite

La calcite, principalement composée de carbonate de calcium $CaCO_3$, possède un système cristallin triclinique et un système réticulaire rhomboédrique. De densité moyenne de 2,71 et de dureté 3 sur l'échelle de Mohs, elle est de couleur incolore à transparent. Principal constituant des roches calcaires ainsi que des roches métamorphiques d'origine sédimentaire, elle est le minéral le plus répandu sur terre après le quartz. Sa solubilité dans l'eau pure est de l'ordre de 15 à 20 $mg.l^{-1}$ (Schwarzenbach et Chapuis, 2006).

La réaction de dissolution de la calcite en milieu acide est décrite par l'équilibre suivant :



Dans le cadre du stockage géologique de CO_2 , l'évolution de la perméabilité d'une roche de couverture argileuse a été étudiée dans les travaux d'Andreani (Andreani et al., 2008). Ils montrent l'influence sur les minéraux d'un écoulement d'eau chargée en CO_2 dans une fissure. La roche étudiée est composée de 45 % de minéraux argileux, de 25 % de calcite, de 25 % de quartz, de 2 % de sidérite et de 3 % de pyrite. L'expérience a été menée à une température de 25°C, pour une pression partielle de CO_2 égale 0,12 MPa. Le protocole expérimental consistait à alterner un écoulement d'eau chargée en CO_2 et un écoulement gazeux de CO_2 . Même si cet auteur ne se place pas dans des conditions de stockage géologique ($P_{confinement} < P_{in situ} = 40$ MPa) et que la roche étudiée n'est pas comparable à celle qui fait l'objet des travaux présentés ci-après, son analyse est éclairante sur les mécanismes de dissolution de la calcite.

L'analyse du fluide de sortie, suite au premier écoulement d'eau saumâtre chargée en CO_2 , relate une augmentation brutale de la concentration d'ions calcium Ca^{2+} au début de l'expérience, liée à la dissolution de la calcite directement en contact avec le fluide percolant. Cette concentration décroît ensuite pour tendre asymptotiquement vers la concentration de la solution initiale : l'auteur en déduit que les ions sont libérés en continu pendant les 280 heures de l'expérience et proviennent des grains de calcite contenus dans la matrice argileuse, accessible aux ions acides par diffusion à travers la porosité de la roche. Le volume total de calcite dissout est de 0,038 cm^3 en 280 heures, ce qui, en le ramenant au volume initial de calcite, correspond à 15,5 % de perte pour la roche.

Chapitre 1 : Étude bibliographique

La calcite réagit donc à un environnement acide dans des conditions de laboratoire. Mais qu'en est-il en conditions *in-situ* ? En sus de l'acidité du géofluide, d'autres paramètres influencent la dissolution de la calcite comme la température, la salinité (teneur en NaCl) et la pression.

L'étude de Parry (Parry, 1998) (Figure I.36A) démontre que, pour une pression et une concentration en NaCl constantes, la solubilité décroît fortement entre 100°C et 300°C. Pour une pression partielle en CO₂ de 1,2 MPa et une salinité de 1,0 m, la solubilité initiale était de 8.10^{-3} mol.kg⁻¹ de fluide, alors qu'à 300°C, elle chute à $1,5.10^{-3}$ mol.kg⁻¹, tendance confirmée par les travaux de Lui (Liu et al., 2003). La Figure I.36B montre l'influence de la salinité sur la solubilité à pression totale constante de 100 MPa et à pression partielle de CO₂ de 1 MPa. La pression à laquelle est injectée le CO₂ impacte également la solubilité de la calcite, ce qui joue donc un rôle dans la dissolution du minéral. La Figure I.36C met en évidence que, plus il y a de CO₂ dans le fluide, plus la solubilité de la calcite est importante à température et salinité constantes. En conclusion, la solubilité de la calcite croît avec la salinité et la pression partielle de CO₂ mais décroît lorsque la température augmente.

Le Tableau I.5 récapitule quelques données numériques quantifiant l'influence des paramètres environnementaux sur la solubilité de la calcite.

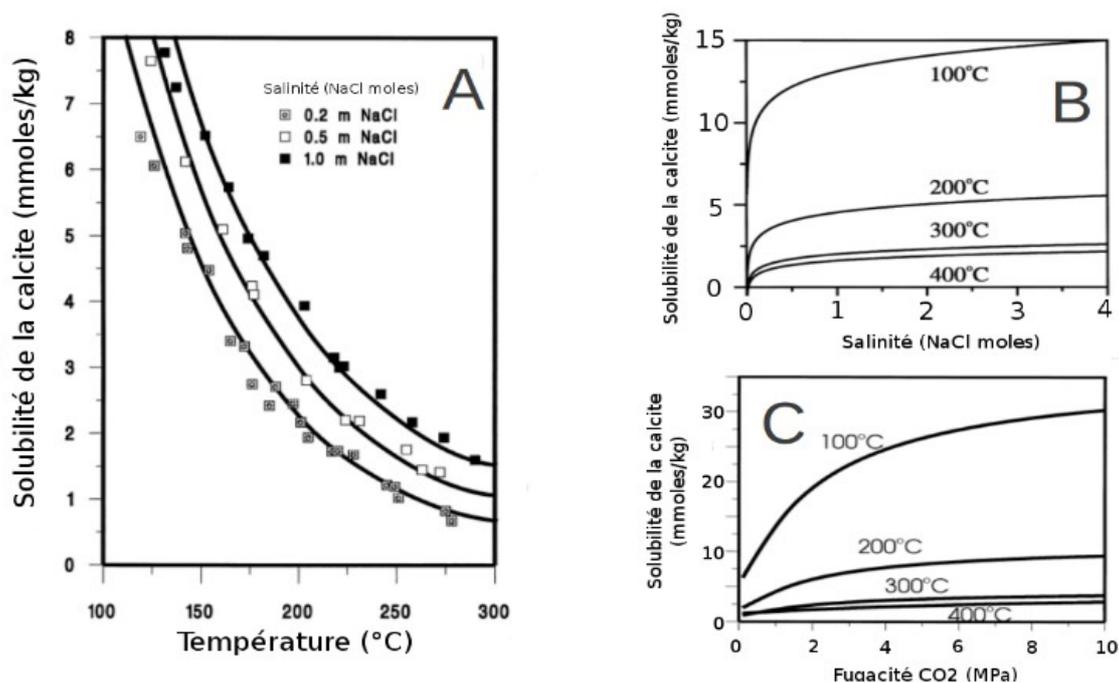


Figure I.36 : Influences de la température, de la salinité, et de la pression du CO₂ sur la solubilité de la calcite d'après Parry (1998).

Température (°C)	Salinité (m)	p _{CO2} (MPa)	Solubilité (·10 ⁻³ mol.kg ⁻¹)		Différence de solubilité (10 ⁻³ mol.kg ⁻¹)	Volume de pores (cm ³ .kg ⁻¹)
			Avant	Après		
<i>Augmentation de la température</i>						
De 100 à 150	1	1	13,6	7,4	6,2	0,23
De 150 à 200	1	1	7,4	4,3	3,1	0,11
De 200 à 250	1	1	4,3	2,6	1,7	0,06
De 250 à 300	1	1	2,6	1,7	0,9	0,03
<i>Diminution de la salinité</i>						
100	De 4 à 2	1	15	14,4	0,6	0,02
100	De 2 à 0,2	1	14,4	11,2	3,2	0,12
200	De 4 à 2	1	6,1	5,0	1,1	0,04
200	De 2 à 0,2	1	5,0	2,8	2,2	0,08
<i>Diminution de p_{CO2}</i>						
100	1	De 10 à 1	30,3	13,61,01 mm	16,7	0,62
100	1	De 1 à 0,1	13,6	6,2	7,4	0,27
200	1	De 10 à 1	9,4	4,3	5,1	0,19
200	1	De 1 à 0,1	4,3	2,0	2,3	0,08
300	1	De 10 à 1	3,8	1,7	2,1	0,08
300	1	De 1 à 0,1	1,7	0,9	0,8	0,03

Tableau I.5 : Influences de l'augmentation de la température, de la diminution de la salinité, et de la diminution de la pression partielle de CO₂, d'après Parry (1998).

Les travaux de Parry (Parry, 1998) portent par ailleurs sur la cristallisation de sels de calcium dans des discontinuités géologiques en fonction de différentes conditions *in situ*. Suite aux remarques formulées sur l'évolution de la solubilité, l'auteur exclut la possibilité que la reprécipitation de la calcite soit conditionnée par le refroidissement du fluide remontant dans la fissure. Selon lui, les veines blanches observées sont composées de précipité de CaCl₂, sel combinant les ions Ca²⁺ issus de la dissolution de la calcite et des chlorures contenus dans l'eau saumâtre. La recristallisation de calcite peut être induite soit par la décompression du géofluide relâchant du CO₂ sous forme gazeuse, ce qui en diminue la teneur en solution, soit par un réchauffement du géofluide (Reed, 1982).

c) Actions de l'acide sur le quartz

Le quartz, principalement composé d'oxyde de silice noté SiO₂, change de forme cristalline en fonction de la température. Pour une température inférieure à 573 °C, il possède un système cristallin triclinique et un système réticulaire hexagonal (quartz-α). Au delà de cette température, il cristallise sous un système cristallin hexagonal et un système réticulaire hexagonal (quartz-β). De densité moyenne 2,65 et de dureté 7 sur l'échelle de Mohs, il est de couleur transparente à l'état pur. Minéral le plus commun de la croûte terrestre, il est insoluble dans l'eau pure (Schwarzenbach et Chapuis, 2006).

Chapitre 1 : Étude bibliographique

La solubilité du quartz est donc nulle dans l'eau, néanmoins des études montrent que ce minéral peut être partiellement lixivié (Figure I.37) en solution acide. Si l'on se réfère aux travaux d'Andreani (Andreani et al., 2008), les analyses du fluide sortant indiquent une augmentation de la quantité d'ions silicium. Cette dissolution est toutefois 100 fois moins importante que celle de la calcite. L'auteur constate que la concentration en ions silicium croît durant les 280 heures du premier écoulement : la roche est donc attaquée en continu. Durant l'essai, le volume d'ions silicium lixivié correspond à $4,4 \cdot 10^{-4} \text{ cm}^3$ de quartz, soit environ 100 fois plus que pour la calcite.

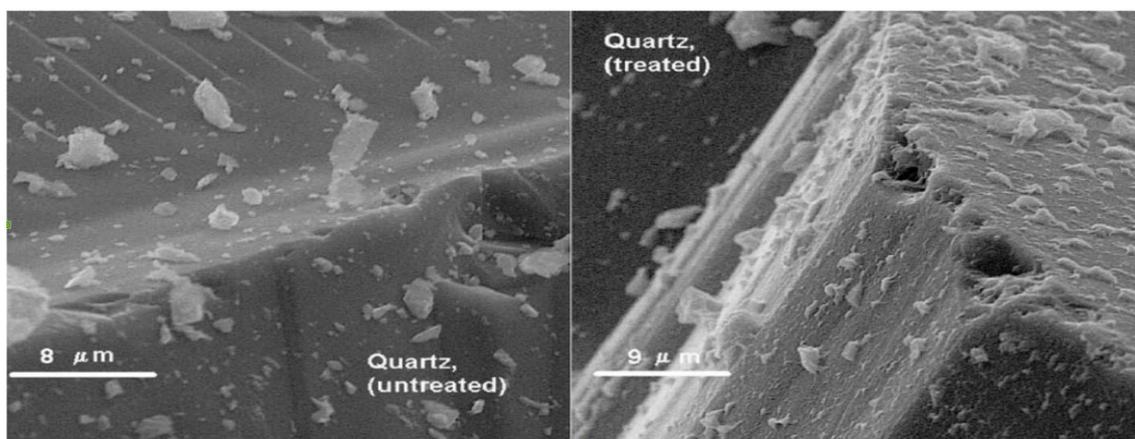


Figure I.37 : Visualisation de l'attaque chimique sur les angles du cristal de quartz par microscope à balayage électronique d'après Kaszuba et al. (2003).

La solubilité du quartz augmente avec la température à pression constante pour atteindre son maximum à 300°C. Au delà de cette température, elle diminue (Figure I.38A) (Liu et al., 2003). D'après la figure I.38B, la solubilité du quartz dépend aussi de la salinité et de la densité du fluide au contact (Parry, 1998). Enfin, l'influence de la pression est caractérisée par les données consignées dans le Tableau I.6 : à température constante, la solubilité augmente avec la pression.

Une baisse de la température, de la pression ou de la salinité, induit une recristallisation du quartz (Parry, 1998). Ainsi, un géofluide remontant à travers une faille peut entraîner la réprécipitation de quartz.

Température (°C)	P _{totale} (MPa)		Solubilité (10 ⁻³ mol.kg ⁻¹)		Évolution de la solubilité (10 ⁻³ mol.kg ⁻¹)	Volume de pores (cm ³)
	min	max	min	max		
285	120	210	12,43	16,1	3,67	0,084
295	145	265	14,62	10,45	5,83	0,132
305	170	272	17,08	22,68	5,6	0,127
325	210	274	22,57	26,88	4,31	0,098

Tableau I.6 : Évolution de la solubilité du quartz en fonction de la pression à température constanted'après Parry (1998)

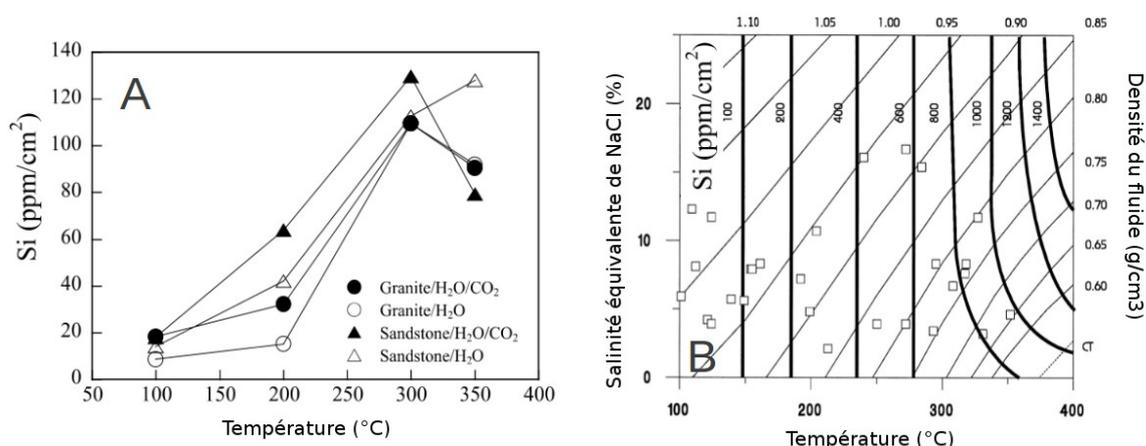


Figure 1.38 : Influence des paramètres sur la solubilité du quartz d'après (A) Liu et al (2003). et (B) Parry (1998).

L'injection de CO_2 génère donc une diminution du pH des eaux souterraines par dissolution du dioxyde de carbone dans l'eau de la formation géologique. Cette acidification entraîne la dissolution des minéraux (calcite et quartz) au contact du géofluide. Les dissolutions minérales sont conditionnées par la température, la pression totale, la pression partielle en CO_2 , la salinité et la composition du géofluide. D'après les données qui ont été récoltées au cours de cette étude bibliographique, l'acidification du géofluide pourrait être évaluée par une baisse de pH à une valeur 5,8, pour un site stockage caractérisé par les conditions suivantes : P_{totale} de 200 MPa, température de 200 °C, eau saumâtre concentrée à 1 mol.l⁻¹ de NaCl et injection de CO_2 sous forme supercritique ($p_{\text{CO}_2} \approx 10$ MPa) (Kaszuba et al., 2006). La solubilité de la calcite est alors égale à $9,4 \cdot 10^{-3}$ mol.l⁻¹ et celle du quartz à $1,6 \cdot 10^{-3}$ mol.l⁻¹.

La perte de matière issue de la dissolution minérale se localise en surface, mais touche également le cœur du matériau, entraînant une modification des propriétés macroscopiques de la roche.

4.2. Attaque acide à l'échelle macroscopique

La dissolution ou la précipitation des minéraux induite par une dégradation chimique agit directement sur la porosité du matériau, ce qui implique des modifications des propriétés surfaciques mais également volumiques du joint rocheux.

a) Évolution de la porosité

L'évolution de la porosité dépend des réactions chimiques citées précédemment : ouverture en cas de dissolution ou au contraire tapissage des pores, et fermeture en cas de réprécipitation. La littérature sur ce sujet est abondante, que ce soit pour les roches carbonatées (Bemer et Lombard, 2009 ; Egermann et al., 2006) ou les roches siliceuses (Andreani et al., 2008 ; Ellis, 1959).

Dans le cas de roches carbonatées, une augmentation de la porosité en raison de la forte dissolution de la calcite se produit. Le Tableau I.7 résume les valeurs obtenues lors des travaux de d'Egermann (Egermann et al., 2006). Le protocole consiste à mesurer la porosité et la perméabilité à l'eau d'échantillons, avant et après leurs dégradations répétées, à l'aide d'un acide retardateur. De nouvelles mesures sont prises avant chaque début de cycle d'attaque. La

Chapitre 1 : Étude bibliographique

porosité du calcaire compact augmente de 3,5 points suite à la dégradation chimique, celle du calcaire granuleux croît de 2,2 points.

Ce constat peut également être fait pour les roches siliceuses lorsque le pourcentage de calcite est suffisant pour influencer la porosité et déchausser les grains de quartz. Dans les travaux d'Andreani (Andreani et al., 2008), la porosité du matériau de part et d'autre de la fissure par laquelle le fluide est injecté évolue de 0,07 % à 0,32 % à la fin des cycles. Cependant, le mécanisme de reprécipitation peut provoquer l'effet inverse. En effet, le dépôt d'un matériau secondaire suite à sa recristallisation tapisse les pores existantes (Pruess, 2003).

La perméabilité, notée k , est la capacité d'un matériau à laisser passer un fluide (liquide ou gaz) sous un gradient de pression. Expérimentalement, l'échantillon est soumis à une différence de pression et le débit de fluide le traversant par perméation est évalué. Cette mesure est apparente puisque conditionnée par la viscosité du fluide, les dimensions de l'échantillon, le gradient de pression, et notamment les interactions physico-chimiques entre le matériau et le fluide. Pour comparaison, la perméabilité apparente est corrigée de ces différents facteurs pour donner la perméabilité intrinsèque k_i exprimée en m^2 ou encore en Darcy ($1 \text{ Darcy} = 0,98.10^{-12} m^2$). L'évolution de la perméabilité est corrélée à celle de la porosité, et plus particulièrement la porosité connectée percolante.

De nombreuses études portant sur le thème du transport réactif en présence de CO_2 ont été réalisées sur des roches siliceuses (Ross et al., 1982) et sur des roches carbonatées (Grigg et Svec, 2003; Svec et Grigg, 2001). L'écoulement d'eau saumâtre enrichie en CO_2 dans des calcaires provoque une ouverture de porosité et une augmentation de la perméabilité intrinsèque à l'eau (Tableau 6) (Egermann et al., 2006), confirmant la relation entre ces deux grandeurs. L'arrangement granulaire influence ce transport : le calcaire granuleux, initialement moins compact et donc plus poreux, présente une plus grande perméabilité à l'eau initiale et est plus sensible à l'attaque chimique, confirmée par l'augmentation relative de ce paramètre Δk_w .

Type d'échantillon	Φ^0 (%)	k_w^0 (m^2)	Φ^{final} (%)	k_w^{final} (m^2)	Δk_w (%)
Calcaire compact	24,3	$2,86.10^{-12}$	27,8	$2,97.10^{-12}$	3,85
Calcaire granuleux	28,8	$142,1.10^{-12}$	31	$167,58.10^{-12}$	17,93

Tableau I.7 : Évolution de la porosité et de la perméabilité à l'eau (Egermann et al., 2006).

b) Influence de l'évolution de la porosité sur les propriétés volumiques

L'évolution des propriétés géomécaniques de la roche en fonction de l'environnement acide est également gouvernée par les mécanismes réactionnels des minéraux. Des études expérimentales (Bemer et Lombard, 2009 ; Egermann et al., 2006 ; Ojala, 2011) illustrent que les évolutions du module d'élasticité isostatique, du module de cisaillement, de la résistance à la compression et de la résistance à la traction indirecte, sont liées à l'évolution de la porosité générée par l'attaque chimique. De manière générale, il est constaté que la valeur de ces paramètres diminue avec l'augmentation de la porosité. Cela s'explique mécaniquement par une augmentation des vides impliquant une diminution de la surface résistante. À l'échelle macroscopique et d'un point de vue mécanique, une analogie peut être faite entre l'attaque chimique et la notion d'endommagement mécanique. La Figure I.39 représente l'évolution des trois premiers paramètres en fonction de la porosité irréversible induite par l'attaque chimique. Les figures I.40 et I.41 illustrent la variation de la résistance à la traction indirecte pour un grès et une craie. Ces échantillons sont immergés durant une semaine dans un bain d'eau

Chapitre 1 : Étude bibliographique

saumâtre (3,5 % NaCl), saturé en CO₂ à 80°C et à une pression de pores de 25 MPa, se plaçant ainsi dans les conditions d'un réservoir géologique. La composition minéralogique pour le grès est de 70 % de quartz et de 30 % de feldspath, et pour la craie de 98 % de calcite et 2 % de quartz. La diminution de la résistance en traction indirecte pour la craie est plus marquée que pour le grès composé à 70 % de quartz. Cette différence de comportement est à relier directement avec la composition chimique : le grès étant composé principalement de quartz, l'augmentation de la porosité induit par le géofluide est moins importante que pour la craie, il est donc chimiquement moins endommagé.

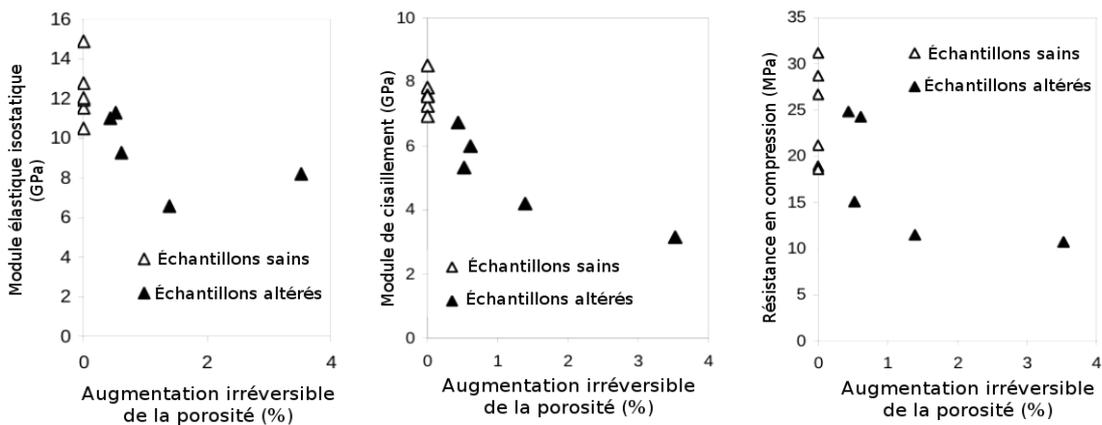


Figure I.39 : Évolution du module élastique isostatique, du module de cisaillement et de la résistance à la compression d'un calcaire d'après Egermann et al. (2006).

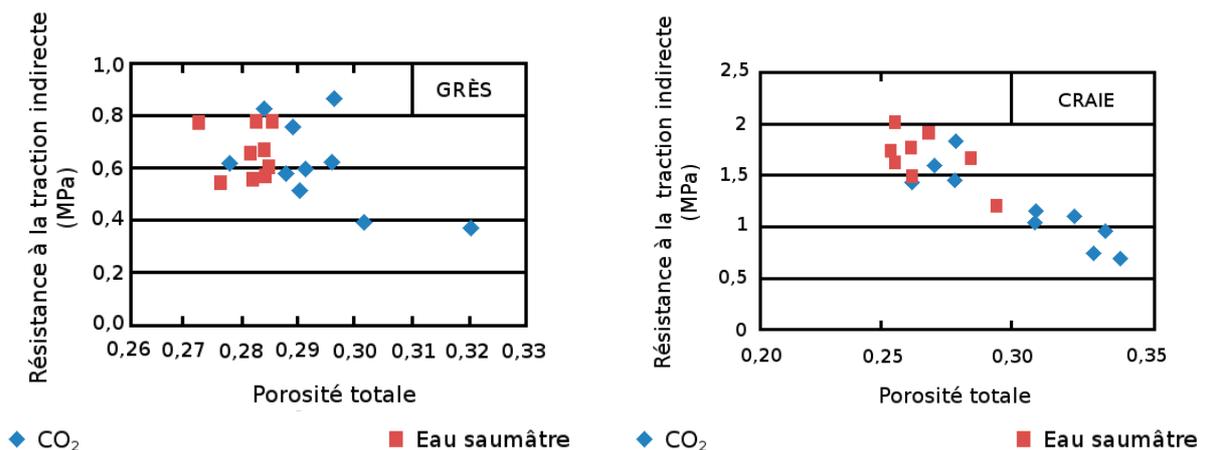


Figure I.40 : Évolution de la résistance en traction indirecte d'un grès en fonction de la porosité totale d'après Ojala (2011).

Figure I.41 : Évolution de la résistance en traction indirecte d'une craie en fonction de la porosité totale d'après Ojala (2011).

c) Influence sur l'état de surface

D'un point de vue mécanique, la partie précédente a mis en avant l'importance de la

Chapitre 1 : Étude bibliographique

rugosité dans le comportement d'une discontinuité.

Les travaux de Gouze et de ses collaborateurs (Gouze et al., 2003) étudient l'effet d'un écoulement acide dans une discontinuité rocheuse. Ils mettent en exergue l'importance de l'ouverture initiale (emboîtement) de la fissure et de sa rugosité (tortuosité), puisque influençant l'écoulement du fluide réactif et donc la dissolution du matériau (Figure I.42). Les trois sections des échantillons S1 et S2 représentent l'évolution du profil de la fissure au cours de l'écoulement : elles sont obtenues par tomographie à l'instant initial avant l'écoulement, pendant, et à la fin de l'écoulement. Sous ces profils, les photos des lèvres des fissures montrent la modification de la rugosité au cours de l'essai.

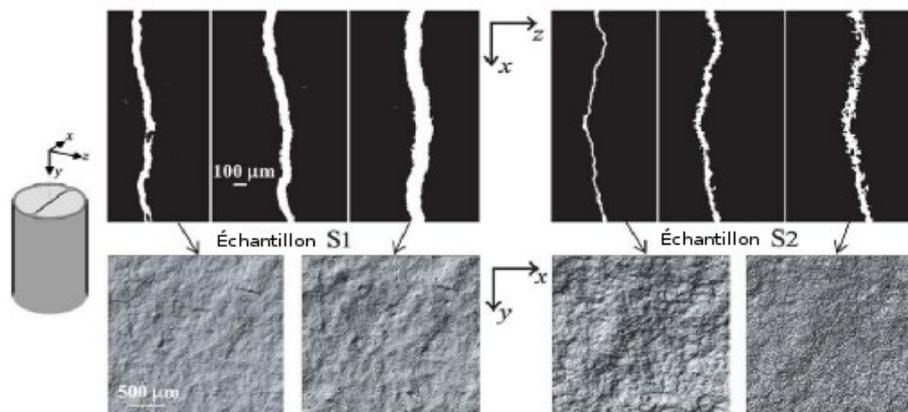


Figure I.42 : Évolution de l'ouverture de fissure en fonction d'une tortuosité imposée à l'écoulement d'après Gouze et al.(2003).

La figure I.43 schématise les cycles d'écoulement de fluide acide dans une fissure :

- F = CO_2 dissout dans de l'eau saumâtre,
- G = injection de CO_2 sous forme gazeuse (représentatif d'un site d'injection/stockage de CO_2 en profondeur).

L'ouverture de fissure résultante est de l'ordre de 10 μm à la fin de quatre cycles.

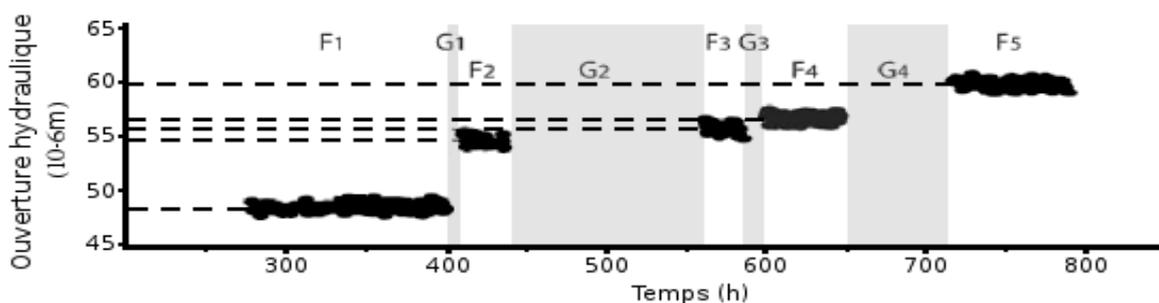


Figure I.43 : Évolution de l'ouverture de la fissure durant des cycles d'écoulement d'acide d'après Andréani et al (2008).

Ces essais permettent d'interpréter la modification du cortège minéralogique (inclusions de calcite et de quartz dans une matrice argileuse) lors d'un écoulement acide, et l'influence de la composition de la roche sur le transport diffus. La surface rugueuse de l'échantillon testé est photographiée avant et après essai (respectivement A et B sur la figure I.44) : on note une modification de la surface rugueuse. Le dosage du fluide dégradant en

Chapitre 1 : Étude bibliographique

sortie d'échantillon, couplé à l'analyse élémentaire par microscopie de la surface perpendiculaire au plan moyen de la fissure, conduit à la schématisation de la phénoménologie de l'écoulement acide lors des différentes phases d'un cycle. La calcite étant plus sensible à l'attaque acide que le quartz, son front de dissolution sera plus profond que celui de la silice. Au niveau des lèvres de la fissure, la calcite se dissout, puis la silice, engendrant la décohésion de la matrice argileuse, ces trois mécanismes étant à l'origine de la modification de la rugosité à différentes échelles.

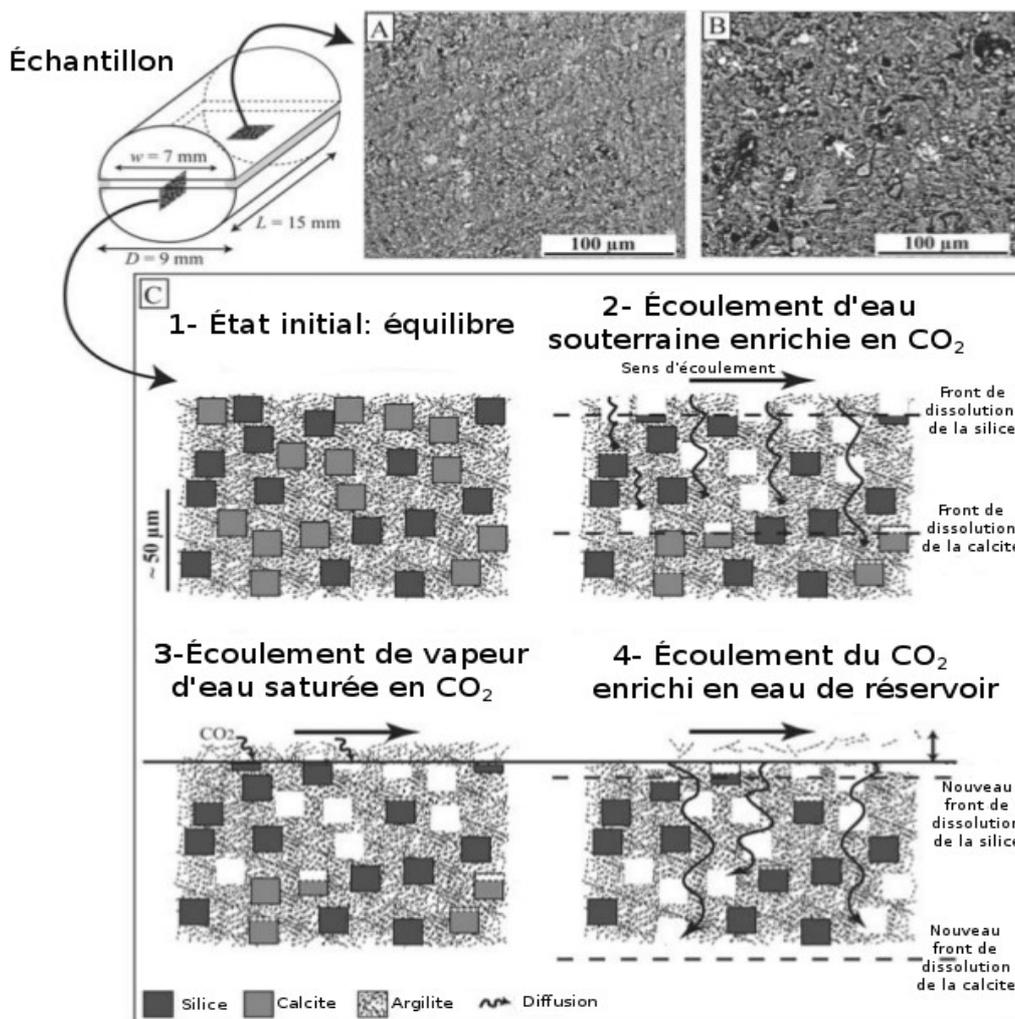


Figure I.44 : A) Image initiale de la rugosité de la surface, B) Image de la rugosité à la fin des cycles, C) Schéma des principes de dégradations minérales induites par les écoulements d'après Andréani et al.(2008).

Cette quatrième et dernière partie de la bibliographie traitait du volet chimique de la problématique. Il a été montré que la dissolution des minéraux à l'échelle microscopique a des répercussions sur la porosité du matériau à l'échelle macroscopique, induisant des modifications sur les propriétés mécaniques et sur le transport du matériau. D'un point de vue surfacique, les phénomènes de dissolution entraînent une modification de la rugosité des profils composant la discontinuité.

SYNTHÈSE DE L'ÉTUDE BIBLIOGRAPHIE

Une discontinuité dans un géomatériau est caractérisée de manière surfacique par la géométrie de la rugosité des deux profils qui la composent, et de manière volumique au travers du comportement du matériau des épontes. Afin d'étudier le comportement chemo-mécanique d'une discontinuité, l'étude bibliographique s'axait autour de quatre points.

La première partie a traité de l'aspect surfacique du problème en présentant les appareils de mesure et les outils mathématiques nécessaires à la caractérisation de la rugosité.

La deuxième partie a exposé les techniques expérimentales développées dans le but d'étudier le comportement mécanique d'une discontinuité sous effort normal, ou tangentiel, dans les géomatériaux, tels que du béton ou de la roche. Cette étude a mis en avant l'importance de la rugosité dans le comportement mécanique d'une discontinuité.

La troisième partie a présenté les différentes approches de la modélisation du comportement mécanique d'une discontinuité. La rugosité de part et d'autre du joint gouverne le contact des lèvres de la discontinuité dans la prédiction du comportement d'un joint. Cette géométrie des surfaces peut être considérée comme une donnée d'entrée du modèle ou une inconnue, mais il est nécessaire de la représenter pour prédire au mieux un comportement réel.

Enfin, la quatrième partie a relaté le plus fidèlement possible les modifications minéralogiques des roches attaquées et les répercussions sur la porosité macroscopique engendrant des modifications sur les propriétés surfaciques et volumiques des roches.

L'étude du comportement d'une discontinuité est donc une problématique ayant des applications multiples dans le domaine industriel. De ce fait, elle fait appel à de multiples disciplines scientifiques et fait l'objet de nombreux travaux de recherches, tel que cette bibliographie a pu l'illustrer.

Cet état de l'art souligne cependant un manque de connaissances et de données expérimentales au sujet des déformations inélastiques (ou déplacements irréversibles) lors de sollicitations normales cycliques du matériau. Une meilleure compréhension des mécanismes de fermeture de fissure (frottement) permettrait une modélisation plus aboutie du comportement mécanique des discontinuités.

Par ailleurs, l'étude bibliographique a mis en lumière l'importance de la rugosité dans le comportement mécanique d'une discontinuité et l'impact d'une attaque acide sur ce paramètre géométrique. Toutefois, l'approche expérimentale du comportement d'une discontinuité sous efforts couplés mécaniques et chimiques n'est pas relaté dans la littérature. Ceci permettrait pourtant d'étudier les mécanismes à petite échelle (laboratoire), ce qui est une recherche nécessaire avant de répondre aux problématiques à grand échelle des sites de stockage à travers la modélisation.

Enfin, l'étude bibliographie a permis de constater que les modélisations du contact/frottement avec des modèles de comportements élasto-plastiques étaient abondantes dans le domaine numérique. Cependant, l'approche privilégiant le modèle d'endommagement est beaucoup plus limitée alors que ce type de modèle est capable de représenter le comportement quasi-fragile et continu d'un géomatériau, tel que la roche ou le béton.

Chapitre 1 : Étude bibliographique

Le programme du travail doctoral a choisi d'intégrer une partie expérimentale complétée par une étude numérique afin de répondre aux trois besoins énoncés précédemment :

- Essais de traction/compression cyclique sur du béton pour préciser la refermeture de fissure.
- Essais de cisaillement direct sur des joints rocheux dégradés chimiquement, évaluant l'influence de la dégradation chimique sur le comportement mécanique.
- Modélisation numérique du contact/frottement au travers d'un modèle élasto-plastique endommageable continu couplé avec une résolution discrète du problème de contact, dans le cadre de l'étude du comportement mécanique d'une discontinuité dégradée chimiquement.

RÉFÉRENCES

Abbas, M. (2013), Formulation discrète du contact-frottement dans le code Aster, Rapport EDF, 60 p.

Akita, H., Koide, H., Tomon, M., et Sohn, D. (2003), *A practical method for uniaxial tension test of concrete*, Mater. Struct., vol. 36, p. 365–371.

Andreani, M., Gouze, P., Luquot, L., et Jouanna, P. (2008), *Changes in seal capacity of fractured claystone caprocks induced by dissolved and gaseous CO₂ seepage*, Geophys. Res. Lett. 35, vol 14.

Anon, (1977), *The description of rock masses for engineering purposes: Report by the Geological Society Engineering Group Working Party*, Q. J. Eng. Geol. Hydrogeol., vol. 10, p. 355–388.

Archambault, G., Flamand, R., Gentier, S., Riss, J., et Sirieix, C. (1996), *Joint Shear Behaviour Revised On the Basis of Morphology 3D Modeling And Shear Displacement*, 2nd North American Rock Mechanics Symposium, Montréal, Québec, Canada.

Archard, J.F.,(1957), *Elastic Deformation and the Laws of Friction*, Proc. R. Soc. Lond. Ser. Math. Phys. Sci., vol. 243, p. 190–205.

Armand, G. (2000), Contribution à la caractérisation en laboratoire et à la modélisation constitutive du comportement mécanique d'un joint rocheux, Thèse spécialité mécanique, Université Joseph Fourier, Grenoble I, 459 p.

Baber, J.R., et Ciavarella, M. (2000), *Contact mechanics*, Int. J. Solids Struct., p 29–43.

Bandis, S. (1980), Experimental studies of scale effects on shear strength, and deformation of rock joints, PhD. University of Leeds, 540 p.

Bandis, S., Lumsden, A.C., et Barton, N.R. (1981), *Experimental studies of scale effects on the shear behaviour of rock joints*, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geomech., Abstr., vol. 18, p. 1–21.

Bandis, S.C., Lumsden, A.C., et Barton, N.R. (1983), *Fundamentals of rock joint deformation*, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geomech, Abstr., vol. 20, p. 249–268.

Barton, N. (1973),. *Review of a new shear-strength criterion for rock joints*, Eng. Geol., vol. 7, p. 287–332.

Barton, N. (1976), *The shear strength of rock and rock joints*, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geomech., Abstr., vol. 13, p. 255–279.

Barton, N., et Choubey, V. (1977), *The shear strength of rock joints in theory and practice*, Rock Mech., vol. 10, p. 1–54.

Barton, N., Lien, R., et Lunde, J. (1974), *Engineering classification of rock masses for the design of tunnel support*, Rock Mech., vol. 6, p. 189–236.

Chapitre 1 : Étude bibliographique

Barton, N., Bandis, S., et Bakhtar, K. (1986), *Strength, deformation and conductivity coupling of rock joints*, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geomech., Abstr., vol. 162.

Bazant, Z.P., et Desai, C. (1984), *Microplan model for strain-controlled inelastic behavior*, In *Mechanic of Engineering Materials*, (Chichester, NY), p. 45–59.

Beckmann, P., et Spizzichino, A. (1987), *The scattering of electromagnetic waves from rough surfaces* (Norwood, MA: Artech House).

Belem, T. (1997), *Morphologie et comportement mécanique des discontinuités rocheuses*, Thèse spécialité Génie Civil Hydrosystème, géotechnique, Institut National Polytechnique de Lorraine, 368 p.

Bemer, E., et Lombard, J.M. (2009), *From Injectivity to Integrity Studies of CO₂ Geological Storage: Chemical Alteration Effects on Carbonates Petrophysical and Geomechanical Properties*, Oil Gas Sci. Technol. – Rev. L’Institut Fr. Pétrole, vol. 65, p. 445–459.

Berry, M.V., et Lewis, Z.V. (1980), *On the Weierstrass-Mandelbrot Fractal Function*, Proc. R. Soc. Lond. Ser. Math. Phys. Sci., vol. 370, p. 459–484.

Billiaux, D., et Feuga, B. (1982), *Calcul des perméabilités dans un milieu fissuré à partir de l’état de contrainte*, rapport BRGM.

Bowden, F.P., et Tabor, D. (2001), *The Friction and Lubrication of Solids*, Oxford University Press, Livre, p. 374.

Brown, S.R., et Scholz, C.H. (1986), *Closure of rock joints*, J. Geophys. Res. , vol. 91, p. 4939-4950.

Buczowski, R., et Kleiber, M. (2009), *Statistical Models of Rough Surfaces for Finite Element 3D-Contact Analysis*, Arch. Comput. Methods Eng., vol. 16, p. 399–424.

Bush, A.W., Gibson, R.D., et Thomas, T.R. (1975), *The elastic contact of a rough surface*, Wear, vol. 35, p. 87–111.

Carbone, G. (2009), *A slightly corrected Greenwood and Williamson model predicts asymptotic linearity between contact area and load*, J. Mech. Phys. Solids, vol. 57, p. 1093–1102.

Carr, J.T., et Wardner, J.B. (1987), *Rock mass classification using fractal dimension*, American Rock Mechanics Association symposium, Tucson, Arizona, U.S.A..

Carrera, J., Cruz, A.E., Solares, G., De Grinberg, D.M.K., et Grinberg, A. (1994), *Image recognition on quantitative fractography*, Fracture parameters. Comput. Mater. Sci., vol. 3, p. 1–8.

Casanova, P. (1995), *Bétons renforcés de fibres métalliques : du matériau à la structure. Etude expérimentale et analyse du comportement de poutres soumises à la flexion et à l’effort tranchant*, Thèse Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, 225 p.

Chapitre 1 : Étude bibliographique

Cattaneo, S., Rosati, G., et Banthia, N. (2009), *A simple model to explain the effect of different boundary conditions in direct tensile tests*, Constr. Build. Mater., vol. 23, p. 129–137.

Chae, B., Ichikawa, Y., Jeong, G., Seo, Y., et Kim, B. (2004), *Roughness measurement of rock discontinuities using a confocal laser scanning microscope and the Fourier spectral analysis*, Eng. Geol., vol. 72, p. 181–199.

Chilès, J.-P., et Gentier, S. (1993), *Geostatistical Modelling of a Single Fracture*. In *Geostatistics Tróia '92*, A. Soares, ed. (Springer Netherlands), p. 95–108.

Ciavarella, M., Murolo, G., Demelio, G., et Barber, J.R. (2004), *Elastic contact stiffness and contact resistance for the Weierstrass profile*, J. Mech. Phys. Solids, vol. 52, p. 1247–1265.

Ciavarella, M., Delfino, V., et Demelio, V. (2006), *A new 2D asperity model with interaction for studying the contact of multiscale rough random profiles*, Wear, vol. 261, p. 556–567.

Cichosz, T., et Bischoff, M. (2011), *Consistent treatment of boundaries with mortar contact formulations using dual Lagrange multipliers*, Comput. Methods Appl. Mech. Eng., vol. 200, p. 1317–1332.

Comité français de mécanique des roches, (2000), *Manuel de mécanique des roches*, livre, Paris, Les presses de l'école des mines, 280 p.

Cook, N.G.W. (1992), *Natural joints in rock: Mechanical, hydraulic and seismic behaviour and properties under normal stress*, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geomech., Abstr., vol. 29, p. 198–223.

Cornelissen, H.A.W., Hordijk, D.A., et Reinhardt H.W. (1986), *Experimental determination of crack softening characteristic of normal weight and lightweight concrete*, HERON 31, vol. 2.

Detournay, E. (1979), *The interaction of deformation and hydraulic conductivity in rock fracture - An experimental and analytical study. Improved stress determination procedures by hydraulic fracturing.*, phd University of Minnesota,

Egermann, P., Bemer, E., et Zinsner, B. (2006), *An experimental investigation of the rock properties evolution associated to different levels of CO₂ injection like alteration processes*, In SCA2006-34, Trondheim, Norway.

Ellis, A.J. (1959), *The solubility of calcite in carbon dioxide solutions*, Am. J. Sci., vol. 257, p. 354–365.

Engelder, J.T., et Scholz, C.H. (1976), *The role of asperity indentation and ploughing in rock friction—II: Influence of relative hardness and normal load*, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geomech., Abstr., vol. 13, p. 155–163.

Falconer, K. (2004), *Fractal Geometry: Mathematical Foundations and Applications*, John Wiley & Sons, 368 p.

Chapitre 1 : Étude bibliographique

Fardin, N. (2003); *The effect of scale on the morphology, mechanics and transmissivity of single rock fractures*. Dissertation, KTH.

Feenstra, P.H. (1993), *Computational aspects of biaxial stress in plain and reinforced concrete*, Delft, Netherlands: Delft University Press.

Fichant, S. (1996). *Endommagement et anisotropie induite du béton des structures: modélisations approchées*, thèse spécialité mécanique, 111 p.

Fichant, S., Pijaudier-Cabot, G., et La Borderie, C. (1997), *Continuum damage modelling: Approximation of crack induced anisotropy.*, *Mech. Res. Commun.*, vol. 24, p. 109–114.

Flamand, R., (2000), *Validation d'une loi de comportement mécanique pour les fractures rocheuses en cisaillement*, thèse Université du Québec à Chicoutimi, 379 p.

Fox, D.J., Kaña, D.D., et Hsiung, S.M. (1998), *Influence of interface roughness on dynamic shear behavior in jointed rock*, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, vol. 35, p. 923–940.

FrancaVilla, A., et Zienkiewicz, O.C. (1975), *A note on numerical computation of elastic contact problems*, *Int. J. Numer. Methods Eng.*, vol. 9, p. 913–924.

Gangi, A.F. (1978). *Variation of whole and fractured porous rock permeability with confining pressure*, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geomech., Abstr.*, vol. 15, p. 249–257.

Gao, Y.F., Bower, A.F., Kim, K.-S., Lev, L., et Cheng, Y.T. (2006), *The behavior of an elastic–perfectly plastic sinusoidal surface under contact loading*. *Wear*, vol. 261, p. 145–154.

Gentier, S. (1986). *Morphologie et comportement hydromécanique d'une fracture naturelle dans le granite sous contrainte normale - Etude expérimentale et théorique*, thèse Spécialité Mécanique des Roches, Université Orléans.

Goodman, (1976), *Methods of geological engineering in discontinuous rocks*, USA: West Publishing CO.

Goodman, R.E. (1974). *Les propriétés mécaniques des joints*. ,3^{ième} congrès de la société internationale de mécanique des roches, Denver, vol. 1 Tome A.

Greenwood, J.A. (2006), *A simplified elliptic model of rough surface contact*, *Wear*, vol. 261, p. 191–200.

Greenwood, J.A., et Tripp, J.H. (1970), *The Contact of Two Nominally Flat Rough Surfaces*, *Proc. Inst. Mech. Eng.*, vol. 185, p. 625–633.

Greenwood, J.A., et Williamson, J.B.P. (1966), *Contact of Nominally Flat Surfaces*, *Proc. R. Soc. Lond. Ser. Math. Phys. Sci.*, vol. 295, p. 300–319.

Grigg, R.B., et Svec, R. (2003), *Co-injected CO₂-Brine Interactions with Indiana Limestone*, In SCA2003-19, German: Society of Core Analysts.

Chapitre 1 : Étude bibliographique

Hallquist, J.O. (1979), *NIKE2D: an implicit, finite-deformation, finite-element code for analyzing the static and dynamic response of two-dimensional solids*, California Univ., Livermore (USA). Lawrence Livermore Lab..

Hallquist, J.O., Goudreau, G.L., et Benson, D.J. (1985), *Sliding interfaces with contact-impact in large-scale Lagrangian computations*, *Comput. Methods Appl. Mech. Eng.*, vol. 51, p. 107–137.

Harrouche, N. (1989), *Formulation et comportement à la fissuration des bétons de fibres métalliques.*, Thèse Paris V, 143 p.

Hencher, S.R., Toy, J.P., et Lumsden, A.C. (1993), *Scale dependent shear strength of rock joints* ; Rotterdam: Pinto da Cunha.

Hertz, H. (1881), *On the contact of elastic solids*, *J. Reine Angew. Math.* p. 156–171.

Hertz, H. (1882), *On the contact of rigid elastic solids and on hardness*, *Verhandlungen Ver. Zur Befoderung Gewerbefleisses*.

Hoek, E., et Brown, E.T. (1982), *Underground Excavations in Rock*: Published for the Institution of Mining and Metallurgy by Elsevier Applied Science (E & Fn Spon).

Hopkins, D. (2000), *The implications of joint deformation in analyzing the properties and behavior of fractured rock masses, underground excavations, and faults*, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, vol. 37, p. 175–202.

Hopkins, D.L. (1991), *The Effect of Surface Roughness on Joint Stiffness, Aperture, and Acoustic Wave Propagation*, phd University of California, Berkeley, 842 p.

Hsiung, S.M., Ghosh, A., Chowdhury, A.H., et Ahola, M.P. (1995), *Laboratory investigation of rock joint dynamic behavior*, p. 483–488.

Huang, X., Haimson, B.C., Plesha, M.E., et Qiu, X. (1993), *An investigation of the mechanics of rock joints—Part I. Laboratory investigation*, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geomech., Abstr.*, vol. 30, p. 257–269.

Hughes, T.J.R., Taylor, R.L., Sackman, J.L., Curnier, A., et Kanoknukulchai, W. (1976), *A finite element method for a class of contact-impact problems*, *Comput. Methods Appl. Mech. Eng.*, vol. 8, p. 249–276.

Indraratna, B., Price, J., Ranjith, P., et Gale, W. (2002), *Some aspects of unsaturated flow in jointed rock*, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, vol. 39, p. 555–568.

Inglebert, G., Da Silva Botelho, T., et Lemaire Caron, I. (2011), *Théorie du contact de Hertz - Contacts ponctuels ou linéiques*.

ISO 13565-1,(1996), *Spécification géométrique des produits (GPS). État de surface : méthode du profil : surfaces ayant des propriétés fonctionnelles différentes suivant les niveaux. Partie 1 : filtrage et conditions générales de mesurage*.

Chapitre 1 : Étude bibliographique

ISO 13565-2, (1996), Spécification géométrique des produits (GPS). État de surface : méthode du profil : surfaces ayant des propriétés fonctionnelles différentes suivant les niveaux. Partie 2 : caractérisation des hauteurs par la courbe de taux de longueur portante.

ISO13565-3, (1998), Spécification géométrique des produits (GPS) - État de surface : méthode du profil - Surfaces ayant des propriétés fonctionnelles différentes suivant les niveaux - Partie 3 : caractérisation des hauteurs par la courbe de probabilité de matière.

Itasca ,(2002) , Version 3.1. Theory and background.

Jackson, R.L., et Streater, J.L. (2006), *A multi-scale model for contact between rough surfaces*, wear, p.1337–1347.

Jackson, R.L., Krithivasan, V., et Wilson, W.E. (2008a), *The pressure to cause complete contact between elastic–plastic sinusoidal surfaces*, Proc. Inst. Mech. Eng. Part J J. Eng. Tribol., vol. 222, p. 857–863.

Jackson, R.L., Ferguson, T.P., et Bhavnani, S.H. (2008b), *A Multiscale Model of Thermal Contact Resistance Between Rough Surfaces*, J. Heat Transf., vol. 130.

Jing, L. (2003), *A review of techniques, advances and outstanding issues in numerical modelling for rock mechanics and rock engineering*, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., vol. 40, p. 283–353.

Kaszuba, J.P., Janecky, D.R., et Snow, M.G. (2003), *Carbon dioxide reaction processes in a model brine aquifer at 200 °C and 200 bars: implications for geologic sequestration of carbon*, Appl. Geochem., vol. 18, p. 1065–1080.

Kaszuba, J.P., Janecky, D.R., et Snow, M.G. (2005), *Experimental evaluation of mixed fluid reactions between supercritical carbon dioxide and NaCl brine: Relevance to the integrity of a geologic carbon repository*, Chem. Geol., vol. 217, p. 277–293.

Kaszuba, J.P., Williams, L.L., Janecky, D.R., Hollis, W.K., et Tsimpanogiannis, I.N. ,(2006), *Immiscible CO₂-H₂O fluids in the shallow crust*, Geochem. Geophys. Geosystems, vol. 7.

Krithivasan, V., et Jackson, R.L. (2007), *An analysis of three-dimensional elasto-plastic sinusoidal contact*, Tribol. Lett., vol. 27, p. 31–43.

Labuz, J.F., Shah, S.P., et Dowding, C.H. (1985), *Experimental analysis of crack propagation in granite*, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geomech., Abstr., vol. 22, p. 85–98.

Lama, R.D., Saluja, S.S., et Vutukuri, V.S. (1978), *Handbook on mechanical properties of rocks: testing techniques and results*, Bay Village, Ohio, vol. 4.

Lanaro, F. (2000), *A random field model for surface roughness and aperture of rock fractures*, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., vol. 37, p. 1195–1210.

Larousse (2013). Définition issue dictionnaire de français.

Chapitre 1 : Étude bibliographique

Laursen, T.A. (2002). *Computational Contact and Impact Mechanics: Fundamentals of Modeling Interfacial Phenomena in Nonlinear Finite Element Analysis* (Springer).

Legrain, H. (2007). *Etude de l'influence de la rugosité sur l'écoulement de fluide dans les fissures rocheuses*, 162 p.

Lemaitre, J., Chaboche, J.-L., Benallal, A., et Desmorat, R. (2009). *Mécanique des matériaux solides - 3ème édition* (Dunod).

Lim, T.Y., Paralasivam, P., et Lee, S.L. (1987). Analytical Model for Tensile Behavior of Steel-Fiber Concrete. *Mater. J.* 84, 286–298.

Litewka, P., et Wriggers, P. (2002), *Frictional contact between 3D beams*, *Comput. Mech.*, vol. 28, p. 26–39.

Liu, L., Suto, Y., Bignall, G., Yamasaki, N., et Hashida, T. (2003), *CO₂ injection to granite and sandstone in experimental rock/hot water systems*, *Energy Convers. Manag.*, vol. 44, p. 1399–1410.

Longuet-Higgins, M.S. (1956), *The statistical analysis of a random moving surface*, *Natl. Institute Oceanogr.*, p 321–356.

Longuet-Higgins, M.S. (1957), *Statistical Properties of an Isotropic Random Surface*, *Philos. Trans. R. Soc. Lond. Ser. Math. Phys. Sci.*, vol. 250, p. 157–174.

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 de l'Université Bordeaux I et de l'Université du Québec à Chicoutimi, 390 p.

Lopez, J.M., et Schmittbuhl, J. (1998). *Anomalous Scaling of Fracture Surfaces*.

Luquot, L. (2008). *Quantification expérimentale à l'échelle mésoscopique des processus réactionnels dans le cadre de l'injection de CO₂ dans des roches carbonatées et silicatées*. Sciences de la Terre et de l'Univers., Thèse de l'Université Montpellier II.

Majumdar, A., et Bhushan, B. (1990). *Role of Fractal Geometry in Roughness Characterization and Contact Mechanics of Surfaces*, *J. Tribol.*, vol. 112, p. 205–216.

Mandelbrot, B.B. (1967), *How long is the coast of Britain ? Statistical self-similarity and fractional dimension*, *Science*, p. 636–638.

Mandelbrot, B.B. (1983), *The fractal geometry of nature*, New York: W.H. Freeman.

Mandelbrot, B.B. (1985), *Self-Affine Fractals and Fractal Dimension*, *Phys. Scr.*, vol. 32, p. 257.

Mansur, M.A., Ong, K.C.G., et Paramasivam, P. (1986). Shear Strength of Fibrous Concrete Beams Without Stirrups. *J. Struct. Eng.* 112, 2066–2079.

Chapitre 1 : Étude bibliographique

Marache, A. (2002), Comportement mécanique d'une fracture rocheuse sous contraintes normales et tangentielles, Thèse spécialité géomécanique, École centrales Paris, 362 p.

Mazars, J. (1984), Application de la mécanique de l'endommagement au comportement non linéaire de la rupture du béton de structure, Thèse d'état. Université de Paris 6, 288 p.

Mccool, J.I., et Gassel, S.S. (1981), *The contact of two surfaces having anisotropic roughness geometry*, Energy Technol. Spec. Publ., p. 29–38.

Van Mier, J.G., et van Vliet, M.R. (2002), *Uniaxial tension test for the determination of fracture parameters of concrete: state of the art*, Eng. Fract. Mech., vol. 69, p. 235–247.

Mindlin, R.D., et Deresiewicz, H. (1953), *Elastic spheres in contact under varying oblique force*, J. Appl. Mech., p. 327–344.

Minoux, M. (2008), Programmation mathématique: théorie et algorithmes, Editions Technique & Documentation : Lavoisier.

Misra, A. (1997), *Mechanistic Model for Contact between Rough Surfaces*, J. Eng. Mech., vol. 123, p. 475–484.

Misra, A. (1999), *Micromechanical model for anisotropic rock joints*, J. Geophys. Res., vol. 104, p. 23175.

Misra, A., et Huang, S. (2012a), *Micromechanical stress–displacement model for rough interfaces: Effect of asperity contact orientation on closure and shear behavior*, Int. J. Solids Struct., vol. 49, p. 111–120.

Misra, A., et Huang, S. (2012b), *Micromechanical stress–displacement model for rough interfaces: Effect of asperity contact orientation on closure and shear behavior*, Int. J. Solids Struct. Vol. 49, p. 111–120.

Morag, Y., et Etsion, I. (2007), *Resolving the contradiction of asperities plastic to elastic mode transition in current contact models of fractal rough surfaces*, Wear, vol. 262, p. 624–629.

Mourot, G., Morel, S., Bouchaud, E., et Valentin, G. (2006), *Scaling properties of mortar fracture surfaces*, Int. J. Fract., vol. 140, p. 39–54.

Murato, S., et Saito, T. (1999), *The variogram method for a fractal model of a rock joint surface*, Geotech. Geol. Eng., vol. 17, p. 197–210.

Nayak, P.R. (1973), *Random process model of rough surfaces in plastic contact*, Wear, vol. 26, p. 305–333.

NF EN ISO 6892-1, (2009), Matériaux métalliques - Essai de traction - Partie 1 : méthode d'essai à température ambiante.

Oden, J.T., et Kim, S.J. (1982), *Interior penalty methods for finite element approximations of the Signorini problem in elastostatics*, Comput. Math. Appl., vol. 8, p 35–56.

Chapitre 1 : Étude bibliographique

Ohnishi, Y., Herda, H., et Yoshinaka, R.,(1993), *Shear strength scale effect and the geometry of single and repeated rock joints*, Rotterdam: Pinto da Cunha,, p. 167–173.

Ojala, I.O. (2011), The effect of CO₂ on the mechanical properties of reservoir and cap rock, *Energy Procedia*, vol. 4, p. 5392–5397.

Paggi, M., et Zavarise, G. (2011), *Contact mechanics of microscopically rough surfaces with graded elasticity*, *Eur. J. Mech. - Asolids*, vol. 30, p. 696–704.

Parry, W. (1998), *Fault-fluid compositions from fluid-inclusion observations and solubilities of fracture-sealing minerals*, *Tectonophysics*, vol. 290, p. 1–26.

Patton, F.D.,(1966), Multiple modes of shear failure in rock. (Lisbonne),.

Persson, B.N.J. (2001), *Theory of rubber friction and contact mechanics*, *J. Chem. Phys.*, vol. 115, p. 3840–3861.

Persson, B.N.J., Albohr, O., Tartaglino, U., Volokitin, A.I., et Tosatti, E. (2005), *On the nature of surface roughness with application to contact mechanics, sealing, rubber friction and adhesion*.

Piteau, et al. (1979), *Rock Slope Engineering*, Federal Highway Administration, Office of Development, Implementation Division.

Pruess, K.,(2003), The TOUGH codes - a family of simulation tools for multiphase flow and transport processes in permeable media.

Puso, M.A., et Laursen, T.A. (2004), *A mortar segment-to-segment frictional contact method for large deformations*, *Comput. Methods Appl. Mech. Eng.*, vol. 193, p. 4891–4913.

Reed, M.H. (1982), *Calculation of multicomponent chemical equilibria and reaction processes in systems involving minerals, gases and an aqueous phase*, *Geochim. Cosmochim. Acta*, vol. 46, p. 513–528.

Reinhardt, H.W. (1984). *Fracture Mechanics of an Elastic Softening Material like Concrete*, *HERON* 29, vol. 2, 42 p.

Roques, S. (2007), *Modélisation du comportement dynamique couplé rotor-stator d'une turbine en situation accidentelle*, Thèse École centrales Nantes.

Ross, G., Todd, A., Tweedie, J., et Will, A. (1982), *The Dissolution Effects of CO₂-Brine Systems on the Permeability of U.K. and North Sea Calcareous Sandstones*, Society of Petroleum Engineers.

Rossi, P., Mier, J.G.M.V., Toutlemonde, F., Maou, F.L., et Boulay, C. (1994), *Effect of loading rate on the strength of concrete subjected to uniaxial tension*, *Mater. Struct.*, vol. 27, p. 260–264.

Rousseau, B. (2010), *Interfaces fragiles des ouvrages hydrauliques: morphologie et comportement mécanique*, Thèse Université de Bordeaux 1, Université de Sherbrooke, 318 p.

Chapitre 1 : Étude bibliographique

Rowe, P.W. (1962), *The Stress-Dilatancy Relation for Static Equilibrium of an Assembly of Particles in Contact*, Proc. R. Soc. Lond. Ser. Math. Phys. Sci., vol. 269, p. 500–527.

Rowe, P.W., Barden, L., et Lee, I.K.,(1964), *Energy Components During the Triaxial Cell and Direct Shear Tests*, Géotechnique, vol. 14, p. 247–261.

Schwarzenbach, D., et Chapuis, G.,(2006), *Cristallographie*, Lausanne: Presses polytechniques et universitaires romandes.

Shehata, W.M.,(1971), *Geohydrology of Mount Vernon Canyon area*, phd School of Mines.

Simo, J.C., Wriggers, P., Taylor, R.L., et Engineering, U. of C., Berkeley Dept of Civil and Environmental, (1984), *A Perturbed Lagrangian Formulation for the Finite Element Solution of Contact Problems* (Structural Engineering Laboratory, University of California).

Sirieux, C., Gentier, S., Riss, J., et Archambault, G.,(1995), *Heated areas during shearing of rock joint*, Vienne, p. 181–186.

Stanley, H.M., et Kato, T. (1997), *An FFT-Based Method for Rough Surface Contact*, J. Tribol., vol. 119, p. 481–485.

Svec, R.K., et Grigg, R.B. (2001), *Physical Effects of WAG Fluids on Carbonate Core Plugs*, Society of Petroleum Engineers.

Swan, G. (1983), *Determination of stiffness and other joint properties from roughness measurements*, Rock Mech. Rock Eng., vol. 16, p. 19–38.

Taylor, G.I. (1938), *Plastic strain in metal*, J Inst Met., vol. 62, p. 307–324.

Timoshenko, S., et Goodier, J.N. (1951), *Theory of Elasticity*, McGraw-Hill.

Toutlemonde, F. (1994), *Résistance au choc des structures en béton : du comportement du matériau au calcul des ouvrages*, thèse Ecole Nationale des Ponts et Chaussées.

Tsang, Y.W., et Witherspoon, P.A.,(1981), *Hydromechanical behavior of a deformable rock fracture subject to normal stress*, J. Geophys. Res. Solid Earth, vol. 86, p. 9287–9298.

Tse, R., et Cruden, D.M. (1979), *Estimating joint roughness coefficients*, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geomech. Abstr., vol., vol. 16, p. 303–307.

Verpeaux, P. ,(2013), *Support de cours : Contact Frottement*.

Vervuurt, A., Van Mier, J.G., et Chiaia, B.,(1995), *Damage evolution in different types of concrete by means of splitting tests*, Heron, vol. 40, p. 285–312.

Warren, T.L., et Krajcinovic, D. (1996), *Random Cantor set models for the elastic-perfectly plastic contact of rough surfaces*, Wear, vol. 196, p. 1–15.

Westergaard, H.M. (1939), *Bearing pressures and crackes*, J. Appl. Mech., p. 49–53.

Chapitre 1 : Étude bibliographique

Willner, K. (2004), *Elasto-Plastic Normal Contact of Three-Dimensional Fractal Surfaces Using Halfspace Theory*, J. Tribol., vol. 126, p. 28–33.

Wriggers, P. (2006). *Computational Contact Mechanics*, livre Springer, 532 p.

Wriggers, P., Vu Van, T., et Stein, E. (1990), *Finite element formulation of large deformation impact-contact problems with friction*, Comput. Struct., vol. 37, p. 319–331.

Wu, T.H., et Ali, E.M. (1978),. *Statistical representation of joint roughness*. Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geomech., Abstr., vol. Vol. 15, p. 259–262.

Xie, H.P., et Pariseau, W.G. (1994), *Fractal estimation of joint roughness coefficients*, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geomech. Abstr., vol., vol. 37, p. 1516–1524.

Xu, S., et De Freitas, K.H. (1990), *Kinematics mechanisms of shear deformation and the validity of Barton's shear model*, Loen, p. 767–774.

Yang, J., et Komvopoulos, K. (2005), *A Mechanics Approach to Static Friction of Elastic–Plastic Fractal Surfaces*, J. Tribol., vol. 127, p. 315–324.

Zavarise, G., et De Lorenzis, L. (2009), *The node-to-segment algorithm for 2D frictionless contact: Classical formulation and special cases*, Comput. Methods Appl. Mech. Eng., vol. 198, p. 3428–3451.

Zhou, F.P. (1988), *Some aspects of tensile fracture behaviour and structural response of cementitious materials*, Rep. TVBM 1008 1008.

Chapitre 2 : Expérimentations

Table des matières

1. COMPORTEMENT D'UNE DISCONTINUITÉ SOUS CHARGEMENT NORMAL...	82
1.1. Corps d'épreuve.....	82
a) Géométrie.....	82
b) Matériau.....	83
1.2. Matériel et protocoles	84
a) Matériel.....	84
b) Protocole de mise en place.....	85
c) Protocole d'essai.....	86
1.3. Rotation de l'échantillon.....	87
1.4. Évolution de l'endommagement au cours des cycles.....	90
a) Courbe enveloppe.....	90
b) Analyse d'images.....	93
c) Initiation et propagation de la fissuration	94
1.5. Étude d'un cycle de refermeture.....	97
a) Ré-empoîtement.....	97
b) Énergie dissipée.....	99
2. CISAILLEMENT D'UN JOINT ROCHEUX SUITE À UNE ATTAQUE CHIMIQUE	
.....	103
2.1. Caractérisation de la roche.....	103
a) Flysch campanien.....	103
b) Propriétés de la roche.....	104
2.2. Caractérisation des surfaces rugueuses.....	105
a) Appareillage.....	105
b) Caractérisation des joints rocheux.....	107
2.3. Dégradation chimique.....	109
a) Protocole de dégradation.....	109
b) Évolution des caractéristiques avec la dégradation.....	110
c) Influence de l'attaque chimique sur la rugosité.....	111
2.4. Essais de cisaillement direct.....	115
a) Protocole d'essai.....	115
b) Résultat et discussion.....	115
RÉFÉRENCES.....	124

Index des illustrations

Figure II.1 : Géométrie de l'éprouvette.....	83
Figure II.2 : Surface étudiée par la caméra numérique.....	85
Figure II.3 : Montage de l'essai de traction compression.....	86
Figure II.4 : Courbe contrainte-déformation pour les deux extensomètres lors du premier cycle...88	
Figure II.5 : Courbe contrainte-déformation pour les deux extensomètres sur l'ensemble de l'essai.	88
Figure II.6 : Représentation de la rotation de l'échantillon lors de l'essai.....	89
Figure II.7 : Évolution de l'angle de rotation pour le cycle 6.....	89
Figure II.8 : Évolution des angles maximum et minimum au cours des différents cycles.....	90
Figure II.9 : Évolution de la contrainte en fonction de la déformation au cours de l'essai.....	91
Figure II.10 : Courbes contrainte-déformation pour les cycles C6 (noir) et C7 (gris).....	92
Figure II.11 : Champs de déplacements verticaux obtenus par CORRELIQ4.....	93
Figure II.12 : Courbe contrainte déformation de l'inter-cycle 6-7.....	95
Figure II.13 : Évolution de l'endommagement en fonction de l'énergie de fissuration dissipé.....	95
Figure II.14 : Évolution des déformations inélastiques en fonction de l'endommagement.....	96
Figure II.15 : Reformation de fissure du cycle 5 (pointillé), droite régression linéaire de la phase élastique initiale (noir) et droite régression linéaire pour le cycle 5 (gris).....	97
Figure II.16 : Représentation du champ de déplacement vertical aux points P1, P2 et P3.....	98
Figure II.17 : Représentation des déplacements horizontaux sur le segment [AB].....	98
Figure II.18 : Principe de calcul de l'énergie dissipée par frottement.....	100
Figure II.19 : Évolution de l'énergie de frottement en fonction de l'endommagement.....	100
Figure II.20 : Courbes de fermeture de fissure pour joint rocheux frais et joint rocheux non-embroîté d'après (Goodman, 1976).....	102
Figure II.21 : Courbe de fermeture de fissure obtenue lors du derniers cycles de l'essai de traction cyclique sur une éprouvette de béton.....	102
Figure II.22 : Coupe géologique du site de stockage de Rouse (France).....	103
Figure II.23 : Profilomètre laser Kréon© Zéphyr 25.....	106
Figure II.24 : Numérisation d'une surface rugueuse sur un maillage régulier.....	106
Figure II.25 : Erreur engendrée par le remplacement.....	107
Figure II.26 : Représentation polaire des valeurs des paramètres Z2 (A) et Z3 (B).....	108
Figure II.27 : Représentation polaire des valeurs des paramètres Z4 (C) et RL (D).....	109
Figure II.28 : Observation de la dégradation de la roche induite par l'acide.....	110
Figure II.29 : Variation de la masse après l'attaque chimique.....	111
Figure II.30 : Différence d'altitude d'un profil rugueux avant et après l'attaque chimique (repositionnement à $\pm 15\%$).....	111
Figure II.31 : Représentation polaire des valeurs des paramètres Z2 (A), Z3 (B), Z4 (C) pour une surface référence (éponge inférieure de référence).....	114
Figure II.32 : Représentation polaire des valeurs des paramètres Z2 (A), Z3 (B), Z4 (C) pour une surface dégradée chimiquement (éponge inférieure de l'échantillon 3).....	114
Figure II.33 : Schéma de la boîte de cisaillement d'après Rousseau (2010).....	115
Figure II.34 : A) Photo post-cisaillement d'une surface référence B) Analyse par seuillage et binéarisation de la surface référence cisailée.....	116
Figure II.35 : A) Photo post-cisaillement d'une surface chimiquement dégradée B) Analyse par seuillage et binéarisation de la surface chimiquement dégradée et cisailée.....	116
Figure II.36 : Courbe contrainte tangentielle/déplacement tangentiel : comparaison des joints dégradés chimiquement avec les joints références.....	117
Figure II.37 : Courbes de dilataance : comparaison des joints dégradés chimiquement	118
Figure II.38 : Courbes contraintes normales en fonction du déplacement tangentiel.....	120
Figure II.39 : Courbes contrainte tangentielle en fonction du déplacement tangentiel.....	121
Figure II.40 : Courbes de dilataance.....	122

1. COMPORTEMENT D'UNE DISCONTINUITÉ SOUS CHARGEMENT NORMAL

Cette partie présente un essai expérimental mené dans le cadre du projet « Comportement et Évaluation des Ouvrages Spéciaux Fissuration Retrait » (CEOS.FR), dont le but est d'améliorer les connaissances sur l'estimation et la prédiction de l'endommagement induit par la fissuration des éléments de structure, en béton armé ou en béton précontraint, soumis à différents types de chargements. Les résultats obtenus permettront de fournir des outils de dimensionnement plus performants aux pratiques d'ingénierie dans le domaine du génie civil. Trois thématiques ont été définies autour de cette problématique globale :

- Fissuration sous chargement statique monotone
- Comportement thermo-hydro-mécanique
- Fissuration sous séisme

Les travaux présentés s'inscrivent dans le cadre de ce dernier thème. Afin de répondre au manque de données expérimentales sur l'étude du comportement du béton sous charge uni-axiale cyclique (voir Chapitre 1), une série d'essais de traction/compression cyclique sur béton a été réalisée au sein du laboratoire SIAME à Anglet. À cette occasion, une caméra numérique a été utilisée pour la première fois au sein du laboratoire permettant une analyse des essais par corrélation d'images.

1.1. Corps d'épreuve

a) Géométrie

Il existe deux configurations d'éprouvettes pour réaliser un essai de traction : les éprouvettes à section variable (éprouvette en forme « d'os ») et celles à section constante (éprouvette parallélépipédique ou cylindrique) (voir Chapitre 1). Exigeant des moules particuliers et une mise en œuvre du béton complexe, la première géométrie en forme d'« os » n'a pas été retenue. Le choix d'une éprouvette parallélépipédique a été guidé par l'utilisation d'une caméra numérique nécessitant une surface plane pour analyser les essais par corrélation d'images.

Soient les caractéristiques géométriques de l'éprouvette : $b_{ép.}$ la largeur (mm), $p_{ép.}$ la profondeur (mm), $h_{ép.}$ la hauteur (mm), et les caractéristiques mécaniques du matériau : f_t la contrainte à la rupture en traction (MPa), σ_c la contrainte à la rupture en compression (MPa), E le module d'Young (GPa) et G_f l'énergie de fissuration ($J.m^{-2}$). Les dimensions de l'éprouvette sont déterminées en fonction des caractéristiques mécaniques du matériau, de la disponibilité du matériel au laboratoire et des capacités des différents dispositifs d'essai utilisés.

Le dimensionnement doit donc tenir compte de plusieurs contraintes :

- la hauteur de l'éprouvette garantit la stabilité de l'expérience en dimensionnant la déformation à la rupture. Cette dernière doit être suffisamment grande par rapport à la déformation élastique pour permettre un dépassement de la contrainte à la rupture (en traction) et garantir un pilotage post-pic. Le calcul présenté en annexe 1 fixe $h_{ép.} = 300 \text{ mm}$.

Chapitre 2 : Expérimentations

- la largeur de l'éprouvette $b_{ép.}$ est dimensionnée afin d'avoir un élancement de deux, minimisant ainsi les effets de bord : $\frac{h_{ép.}}{b_{ép.}} = 2 \rightarrow b_{ép.} = 150 \text{ mm}$
- l'épaisseur de l'éprouvette $p_{ép.}$ est calculée afin que la force (en traction) menant à la rupture se situe dans la gamme d'utilisation optimale du capteur. La cellule de charge utilisée a une capacité maximum de 50 kN. Pour une meilleure précision, la force à la rupture est fixée à 25 kN :

$$F_{max.} = f_t * (b_{ép.} * p_{ép.}) = 25 \text{ kN} \rightarrow p_{ép.} = 56 \text{ mm}$$

Finalement, les dimensions des échantillons répondant à ces conditions ont été fixées à 150 mm pour la largeur, 50 mm pour la profondeur et 300 mm pour la hauteur (Figure II.1).

La zone d'étude étant limitée, d'une part, par la surface d'analyse de la caméra numérique et, d'autre part, par la longueur initiale des extensomètres, la fissuration doit être provoquée dans la zone d'intérêt illustrée à la figure II.85. Afin de garantir la localisation du processus, des entailles, situées à mi-hauteur sur les bords de l'éprouvette, ont été réalisées à la scie sur une profondeur de 25 mm pour une épaisseur de 5 mm.

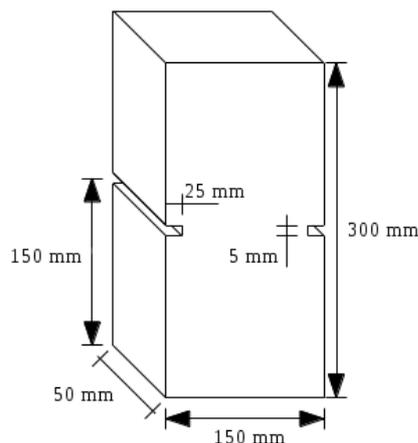


Figure II.1 : Géométrie de l'éprouvette.

b) Matériau

La formulation du béton est détaillée dans le Tableau II.1. La procédure de mise en œuvre est la suivante :

- malaxage pendant 1 minute 30 sec des constituants solides,
- ajout d'eau, puis malaxage durant 2 minutes supplémentaires,
- ajout du super-plastifiant, puis malaxage durant 2 minutes supplémentaires,
- réalisation des corps d'épreuves par passe de trois couches successives mises en place à l'aiguille vibrante.

Constituants	Quantité en kg pour 1m ³ de béton
Gravillon 6/10 mm de nature siliceux calcaire	874
Sable 0/4 mm de nature siliceux calcaire	895
Filler calcaire	120
Ciment CEM V/A 42.5 N	320
Super-plastifiant	1,92
Eau efficace	200
Rapport E/C	
0,625	

Tableau II.1 : Formulation du béton.

Le démoulage des éprouvettes a été réalisé 24 heures après le coulage. Elles ont été conservées dans l'eau à 20°C pendant une durée minimum de 28 jours avant les essais de caractérisation réalisés sur des éprouvettes 16*32 cm (Tableau II.2). La moyenne et l'écart-type de chaque paramètre sont calculés à partir de trois échantillons selon les normes d'essais en vigueur. Les mesures des déplacements pour les essais de caractérisation sont réalisées avec des capteurs LVDT.

La résistance en traction a été obtenue à partir de la formule suivante :

$$\sigma_{t,max,splt} = \frac{2 * F}{\pi * L * D} \quad (1)$$

avec :

– F : contrainte à la rupture mesurée (kN)

– L : longueur de l'échantillon (m)

– D : diamètre de l'échantillon (m)

La pente moyenne des trois courbes de compression détermine le module d'Young (3 cycles de chargement/déchargement à 30 % de la résistance en compression). Le coefficient directeur de chaque courbe a été calculé par la méthode des moindres carrés.

Caractéristiques	Moyenne	Écart-type	Normes
Résistance en compression, $\sigma_{c,max}$ (MPa)	61,4	2,2	NF-EN-12390-3, 2010
Résistance en traction indirecte, $\sigma_{t,max,split}$ (MPa)	4,9	0,5	NF-EN-12390-6, 2010
Module d'Young, E (GPa)	37,9	5,8	NF-EN-12390-3, 2010
Porosité, ε (%)	16,2	0,2	Recommandations AFPC-AFREM
Densité apparente, ρ (kg/m ³)	2225	10	(Ollivier, 1998)

Tableau II.2 : Résultats des essais de caractérisation du béton.

Remarque : Le calcul du module d'Young issu de ce tableau a été mené avec les mesures des capteurs LVDT selon la norme (NF-EN-12390-3, 2010). Par la suite, lors des essais de tractions suivis par des extensomètres, les résultats indiquent une valeur plus faible. Au moyen de simulations numériques, il a été déterminé que cette diminution est imputable à la présence des entailles (voir Annexe 2).

1.2. Matériel et protocoles

a) Matériel

Les essais ont été réalisés sur une presse hydraulique quatre colonnes (Zwick/Roel, HB250). La servocommande et la grande rigidité du bâti permettent un contrôle précis du chargement imposé assurant ainsi un pilotage post-pic lors de l'essai de traction.

La force appliquée par le vérin est mesurée par une cellule de charge de capacité 50 kN ajoutée à la cellule de charge intégrée au bâti limitée à 250 kN. L'ajout de cette cellule garantit une meilleure précision des mesures (voir paragraphe 1.1.a.).

Les différents déplacements sont mesurés par deux capteurs de déplacement (extensomètres) et par un capteur d'ouverture de fissure, à laquelle s'ajoute la mesure du déplacement du piston de la presse.

Les deux extensomètres sont placés sur les faces des entailles afin que les deux couteaux

soient équidistants du trait de scie. Il est à noter que ces appareils de mesure sont normalement utilisés sur des échantillons cylindriques afin d'avoir un seul point de mesure (point tangent entre la courbe du cylindre et la droite du couteau). Leur utilisation sur des surfaces planes engendre une surface de contact sur toute la longueur du couteau. En cas de déformations non homogènes sur l'épaisseur de l'éprouvette, les lames peuvent pivoter sur elles-mêmes et occasionner des glissements. Ce problème n'est pas survenu lors des essais. Les deux capteurs sont indépendants et mesurent l'ouverture de fissure ainsi que le déplacement induit par la déformation du béton entre l'entaille et les couteaux. L'écart original entre les couteaux est de 50 mm pour la gamme des extensomètres utilisés.

Le capteur d'ouverture de fissure (COF) est fixé sur une entaille au moyen de deux plateaux en aluminium biseautés et collés de part et d'autre de l'entaille à l'aide d'une colle époxy. L'ouverture initiale du capteur est de 5 mm.

Tous les signaux sont enregistrés et synchronisés par un contrôleur digital multi-canaux. Dans des travaux précédents, les mesures d'incertitudes ont été réalisées sur les différents appareils de cette même presse (Grégoire et al., 2013) : incertitude absolue du capteur de force ($50 \text{ kN} \pm 25 \text{ N}$) et des extensomètres ($50 \text{ mm} \pm 0,5 \text{ mm}$), incertitudes relatives du capteur de force de la presse ($250 \text{ kN} \pm 0.25 \%$) et du capteur d'ouverture de fissure ($5 \text{ mm} \pm 0.25 \%$).

Une caméra digitale pixeLink© permet l'observation de l'initiation de la fissure et de sa propagation. Les dimensions de la surface étudiée sont $70,4 \times 51,2 \text{ mm}$ (Figure II.2). Durant l'essai, l'acquisition des photos est réalisée automatiquement à la vitesse de dix images par seconde et à lumière constante (contrôle de l'éclairage par une lampe). Afin de garantir la meilleure interprétation par la méthode de corrélation d'images, un mouchetis est réalisé au niveau de la zone d'étude. Il s'est avéré par la suite que la texture du béton était suffisante pour traiter les données. Ce constat additionné à l'absorption de la peinture par le matériau au cours de l'essai (modification de l'état de surface) a éliminé cette phase de préparation de la surface. La résolution de l'appareil est de 3000×2182 pixels.

Les images sont ensuite traitées avec un algorithme de corrélations d'images nommé CORRELI⁴ développé au Laboratoire de Mécanique et Technologie (LMT) de Cachan (Hild et Roux, 2008). L'incertitude issue de la corrélation d'images est de 0,1 pixel, soit $2,35 \mu\text{m}$.

b) Protocole de mise en place

L'étude bibliographique a exposé les différents moyens de fixation permettant de transmettre les efforts d'une presse sur un échantillon. Pour nos travaux, le choix s'est porté sur le scellement chimique avec l'utilisation d'une résine époxy bicomposants : Sikadur®-31CF. Sa résistance en adhérence avec le béton (humide ou sec) est supérieure à 5 MPa après 24 h. Le béton ayant une résistance à la traction de 4,9 MPa, une journée entière est nécessaire afin que l'interface colle-béton ne présente pas de fissures.

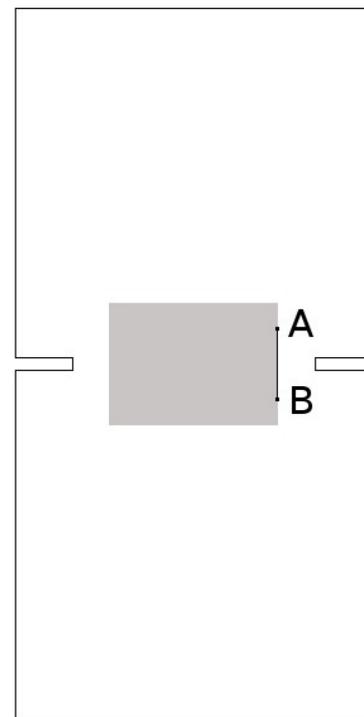


Figure II.2 : Surface étudiée par la caméra numérique.

Un jeu de casques permet de placer l'échantillon dans l'axe du piston. Du fait de la structure du bâti, l'axe du piston est aligné avec le support inférieur. Afin de maintenir cet alignement, des galettes d'acier de diamètre 200 mm et de 25 mm d'épaisseur ont été usinées : sur l'une des faces, une réserve circulaire a été réalisée (diamètre 100 mm et 5 mm de profondeur) pour accueillir le guide nécessaire à l'alignement avec le bâti (piston ou support inférieur) ; sur l'autre face, une réserve rectangulaire (150 * 50 mm et 10 mm de profondeur) permet l'encastrement de l'échantillon par scellement chimique. Dans la mesure où les réserves rectangulaires se font face, l'échantillon ne peut se positionner qu'à la condition que ces faces verticales soient bien parallèles deux à deux et bien perpendiculaires avec les deux autres. L'alignement est ainsi garanti. Enfin, pour simplifier le chargement, il a été décidé de ne pas mettre de rotule sur le piston. Le montage final est illustré sur la figure II.3.

Une fois l'échantillon collé, la presse est éteinte afin que la prise de résine se réalise sous l'effet du poids du piston. Pour garantir la reproductibilité des essais, ils sont réalisés dans les mêmes conditions initiales de saturation, soit 100 % humide. Dès que l'éprouvette est fixée, elle est donc entourée de papier humide et de cellophane pour éviter toute désaturation en attendant le début de l'essai, le lendemain.

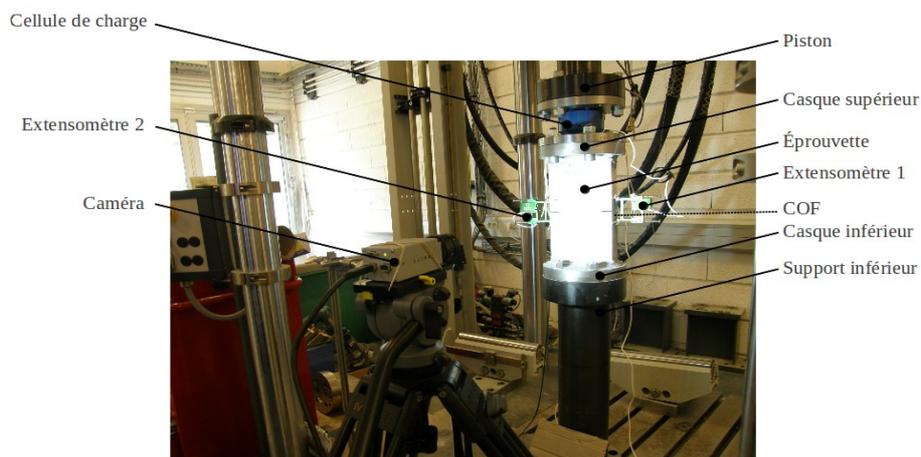


Figure II.3 : Montage de l'essai de traction compression.

c) Protocole d'essai

L'essai uni-axial cyclique se caractérise par une succession de chargement déchargement en compression et traction. La séquence de contrôle pour d'obtenir ces cycles est résumée dans le Tableau II.3. Afin de calculer le module d'Young, une série initiale de trois cycles de chargement/déchargement est réalisée jusqu'à - 40 kN. Cette valeur est égale à moins de 15 % de la force à la rupture garantissant l'élasticité du matériau. Une valeur supérieure n'aurait pas été envisageable avec le capteur de force utilisé. Ensuite, la phase d'ouverture de fissure est pilotée en déplacement par la moyenne des déplacements des deux extensomètres. Ce type de pilotage permet de dépasser le pic de contrainte en traction. L'opérateur met fin à la phase d'ouverture manuellement. La refermeture de fissure, quant à elle, est pilotée en déplacement jusqu'à une force de - 40 kN. Un arrêt de dix secondes sur cette position est imposé avant de recommencer une phase ouverture de fissure. Ces arrêts qui entraînent une réorganisation des contraintes dans le matériau permet de garantir le changement du sens de chargement sans amener l'échantillon à une rupture brutale. Ce cycle ouverture/fermeture est répété dix fois avant la rupture, dans la mesure du possible.

Étape	Capteur pilote	Limite	Vitesse	Observations
1	Cellule de charge 50 kN	- 40 kN	-1 kN/s	Cycle de chargement/déchargement en compression pour le calcul du module d'Young (x 3)
2	Cellule de charge 50 kN	2,1 kN	+1 kN/s	
1	Extensomètres 50 mm	Manuelle	+ 125 $\mu\text{m/s}$	L'arrêt manuel est fixé par l'opérateur une fois le pic de contrainte dépassé.
2	Extensomètres 50 mm	- 40 kN	- 125 $\mu\text{m/s}$	Cycle d'ouverture/fermeture de fissure (x 10)

Tableau II.3 : Séquence de chargements.

Par la suite, on appellera ouverture de fissure, la phase où l'effort initialement négatif devient positif et à l'inverse, la phase dite de fermeture représentera le passage de la force imposée à l'échantillon d'une valeur positive à une valeur négative. Un cycle correspond à l'union de ces deux étapes. Le cycle 1 est noté C1.

Les résultats présentés ultérieurement sont issus de deux essais. Le taux d'échec (deux tiers des essais) de cette campagne expérimentale s'explique par la mise en place et l'évolution permanente du protocole. Cependant, cela ne remet pas en question les analyses discutées par la suite qui sont identiques pour les deux essais validés. Il sera cependant nécessaire de reprendre ces travaux afin de confirmer ces résultats à travers un nombre d'essais plus conséquent, maintenant que le protocole est fixé.

De manière générale, les courbes de contrainte-déformation suivantes sont obtenues par traitement de mesures de la cellule de charge et des capteurs de déplacement. La contrainte est calculée en méga Pascal à partir de la valeur de la cellule de charge 50 kN divisée par la section de l'échantillon réduite au niveau des entailles (100 x 50 mm). La déformation est la moyenne des déformations des extensomètres. Ces dernières sont égales au quotient des déplacements mesurés par les appareils sur la distance initiale entre les couteaux (50 mm).

1.3. Rotation de l'échantillon

La principale difficulté d'un essai de traction directe est d'appliquer un chargement constant et uniforme sur toute la section de l'échantillon sollicitée afin d'éviter une rupture par flexion issue de la rotation de l'échantillon. Ces phénomènes de rotation sont dus à l'excentricité du chargement, à l'hétérogénéité du matériau, et à l'anisotropie induite par l'initiation de la fissure (Cornelissen et al., 1986).

La figure II.4 illustre l'évolution de la contrainte en fonction de la déformation calculée par les mesures de chacun des extensomètres lors du premier cycle d'ouverture fermeture de fissure. Les deux courbes sont similaires jusqu'au pic, elles montrent un léger décalage sur la fin de la phase d'ouverture. Cette dissymétrie est accentuée au cours des cycles (Figure II.5). L'absence d'écart entre les deux extensomètres dans la phase d'ouverture de fissure du cycle 1 (avant le pic) confirme la minimisation du phénomène de flexion latérale (ou rotation) induite par l'excentricité de la charge lors de l'essai. Malgré les différentes précautions expérimentales prises, une légère rotation de la partie supérieure de l'éprouvette se produit en raison de l'hétérogénéité du béton, mais surtout, de l'initiation et propagation de la fissure et de la souplesse apportée par la cellule d'effort.

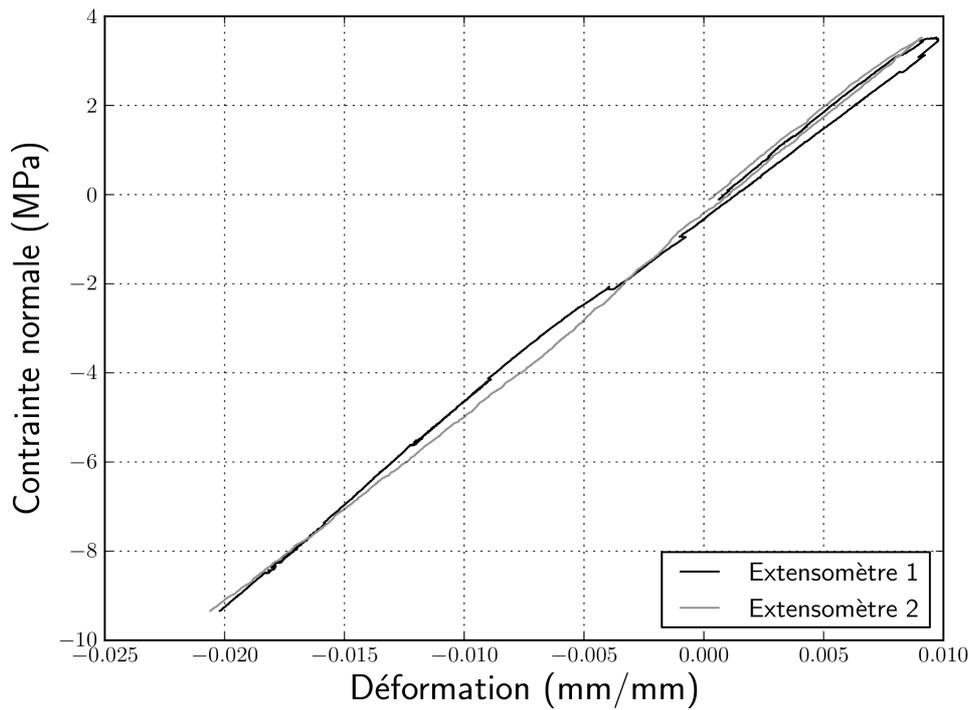


Figure II.4 : Courbe contrainte-déformation pour les deux extensomètres lors du premier cycle.

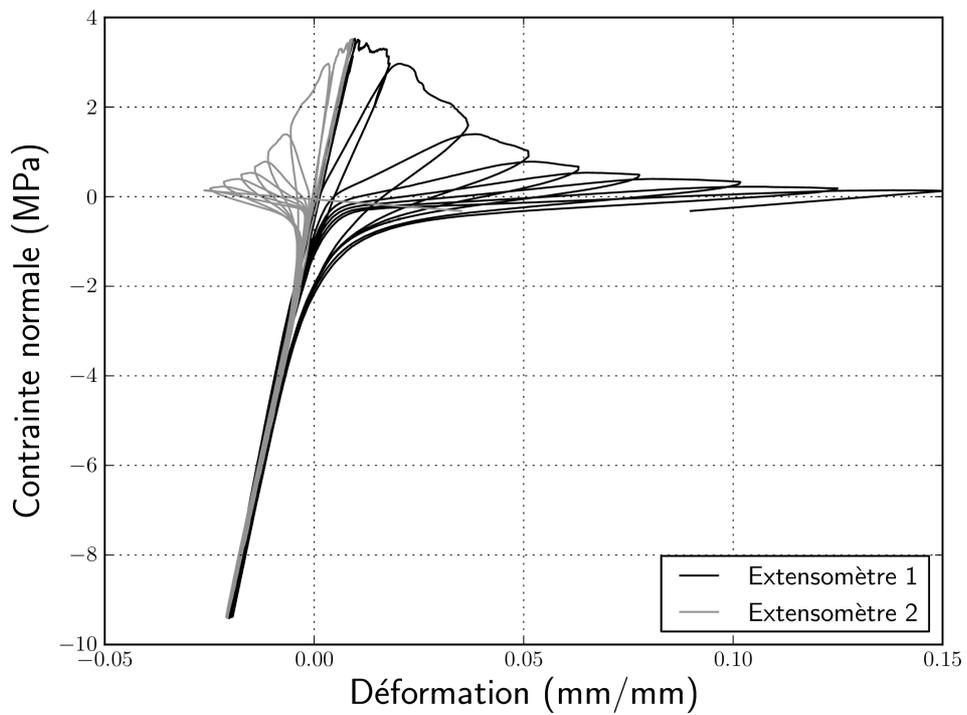


Figure II.5 : Courbe contrainte-déformation pour les deux extensomètres sur l'ensemble de l'essai.

Afin d'étudier cette rotation, l'angle θ est défini (Figure II.6) :

$$\theta = \arctan\left(\frac{h_2 - h_1}{l}\right) \quad (2)$$

La figure II.7 illustre l'évolution de l'angle θ durant un cycle. L'angle minimum, θ_{\min} , est calculé au début du cycle lorsque la force de compression est maximale. L'angle, θ_{\max} , est obtenu à la fin de la phase d'ouverture de fissure. Lors de la phase de refermeture, l'angle θ tend à s'annuler mais il reste cependant une rotation résiduelle.

La figure II.8 montre l'évolution des angles (θ_{\min} , θ_{\max}) au cours de l'essai.

θ_{\max} augmente au cours des cycles pour atteindre son maximum au cycle 9. La chute de la valeur pour le dernier cycle pourrait s'expliquer par une avancée importante de la macro-fissure atténuant le phénomène de rotation.

Les valeurs de θ_{\min} atteignent leur maximum au cycle 7, illustrant ainsi l'existence d'une rotation résiduelle à la fin de chaque phase de refermeture de fissure. Ensuite, l'angle diminue pour devenir négatif à la fin de l'essai (cycles 9 et 10). Cette décroissance pourrait traduire l'érosion des aspérités induites par les frottements survenus au cours des cycles.

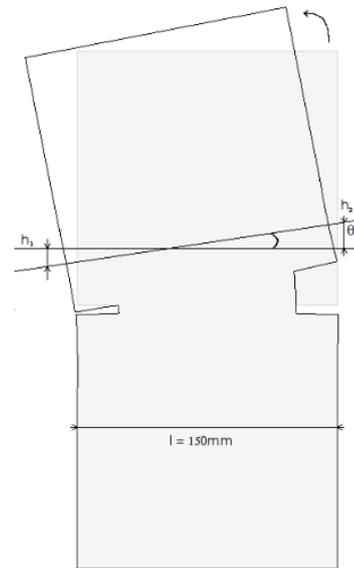


Figure II.6 : Représentation de la rotation de l'échantillon lors de l'essai.

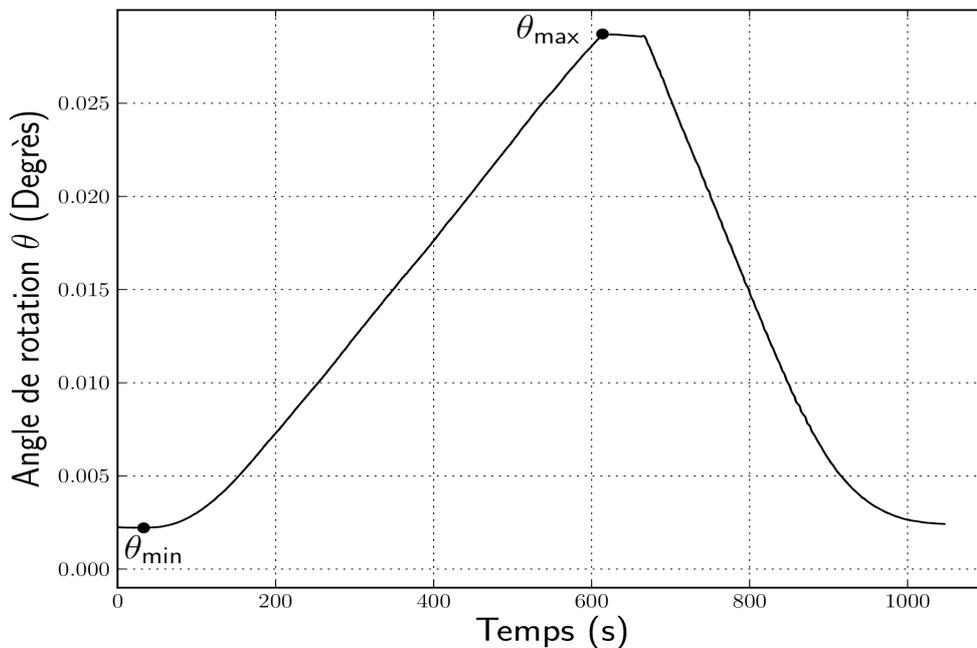


Figure II.7 : Évolution de l'angle de rotation pour le cycle 6.

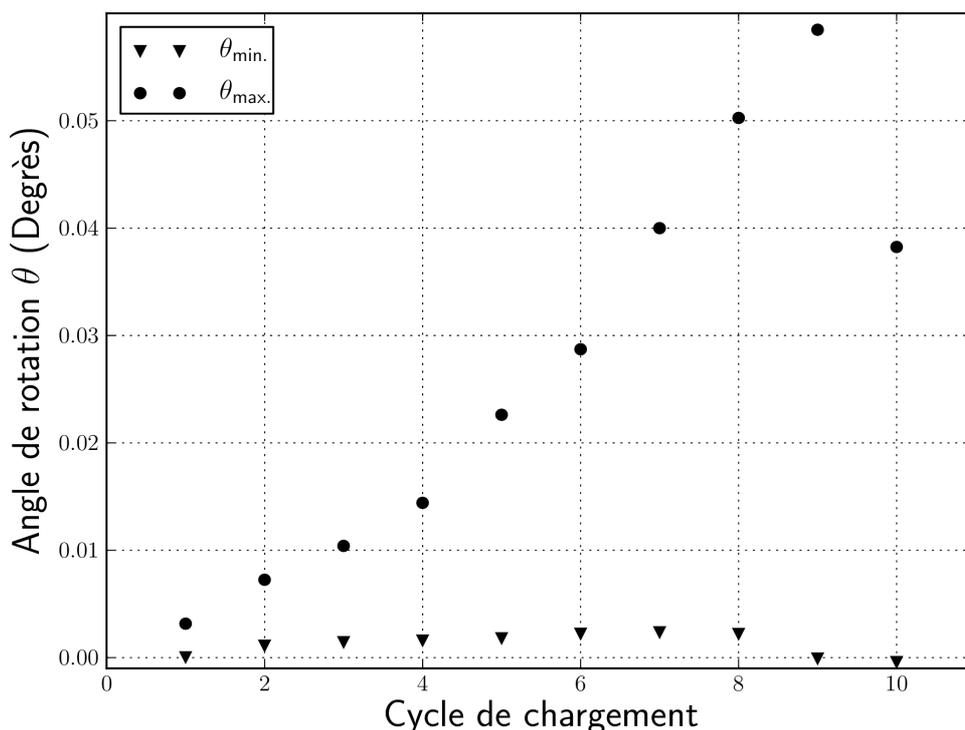


Figure II.8 : Évolution des angles maximum et minimum au cours des différents cycles.

Pour conclure, il est à noter que, de manière globale, la rotation s'accroît au cours des cycles, ce qui correspond à la propagation de la fissure. Cette dernière s'étant initiée d'un seul côté et, n'ayant pas de dispositif pour contre-balancer ce déséquilibre (i.e. : excentrer le chargement), la rotation n'a pas pu être empêchée. Toutefois, les valeurs des angles θ_{\min} et θ_{\max} présentées restent relativement faibles. On négligera par la suite cet effet.

1.4. Évolution de l'endommagement au cours des cycles

a) Courbe enveloppe

Les courbes contrainte-déformation pour différents cycles de l'essai sont représentées à la figure II.9. Afin de ne pas alourdir le graphique, seuls les cycles 1, 3, 4, 5 et 11, les plus représentatifs, ont été représentés. Les contraintes maximales (MPa) en traction de chaque cycle sont localisées par les points P_i .

La courbe enveloppe est issue de la superposition des valeurs de contraintes maximales de chaque courbe représentant un cycle. La forme de cette courbe est similaire aux résultats de la littérature (Cornelissen et al., 1986 ; Reinhardt et Cornelissen, 1984).

Elle relate :

- une dégradation de la rigidité (diminution du module d'Young) liée à l'endommagement du matériau au cours des cycles,
- une variation de la rigidité en traction entre un chargement et un déchargement,
- une augmentation des déformations inélastiques définies comme les déformations pour une contrainte nulle lors d'une phase de fermeture de fissure.

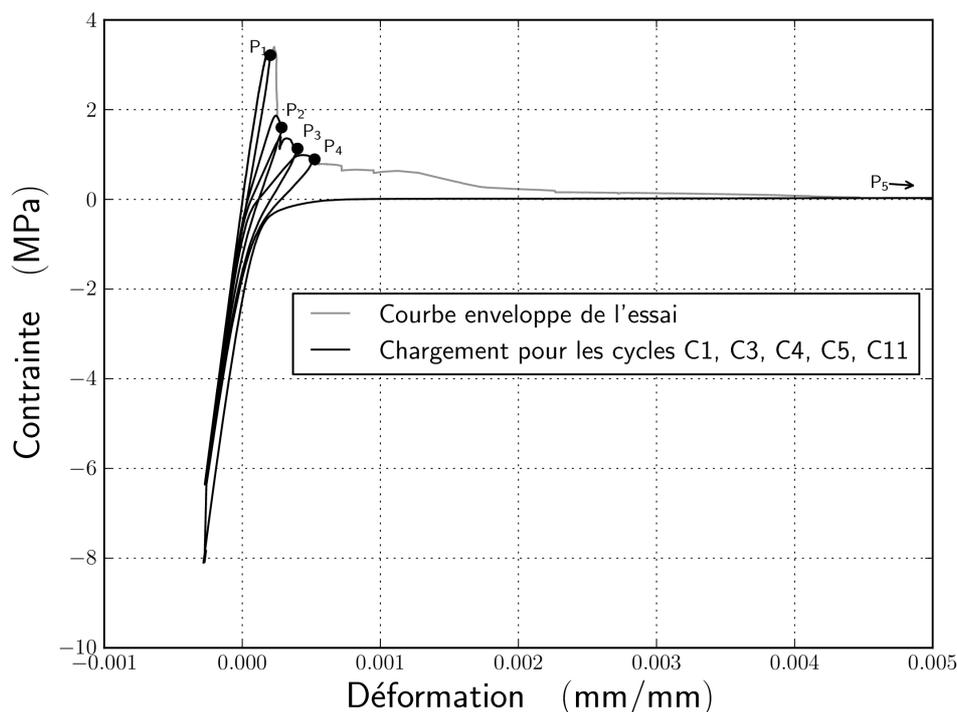


Figure II.9 : Évolution de la contrainte en fonction de la déformation au cours de l'essai.

La figure II.10 représente la courbe de contrainte-déformation pour deux cycles C6 et C7 successifs. Malgré une redondance apparente dans leur définition, cycle et inter-cycle ne sont pas utilisés pour étudier les mêmes paramètres. Il apparaît donc important de précisément les définir avant tout développement supplémentaire.

Cycle « i » :

Un cycle sera défini sur la courbe de contrainte-déformation par l'union des étapes suivantes :

- **un déchargement en compression** : la courbe est linéaire, le comportement est élastique. La valeur du module d'Young et des déformations inélastiques sont constantes.
- **un chargement en traction** : la courbe initialement linéaire s'incurve illustrant un endommagement du matériau par une diminution de la raideur et une augmentation des déformations inélastiques.
- **déchargement en traction** : la courbe est linéaire : ce déchargement élastique se produit à raideur et déformations inélastiques constantes.
- **chargement en compression** : initialement non linéaire, la courbe tend à récupérer sa linéarité du début du cycle, il y a donc une augmentation de la raideur et une diminution des déformations inélastiques.

L'évolution de la rigidité pour chaque phase de traction des différents cycles illustre l'endommagement du matériau. En effet, la rigidité calculée pour des contraintes positives diminue d'un cycle à l'autre et les déformations inélastiques augmentent. Cette définition du « cycle » est utilisée par la suite pour analyser l'évolution de ces caractéristiques du matériau au cours de l'essai.

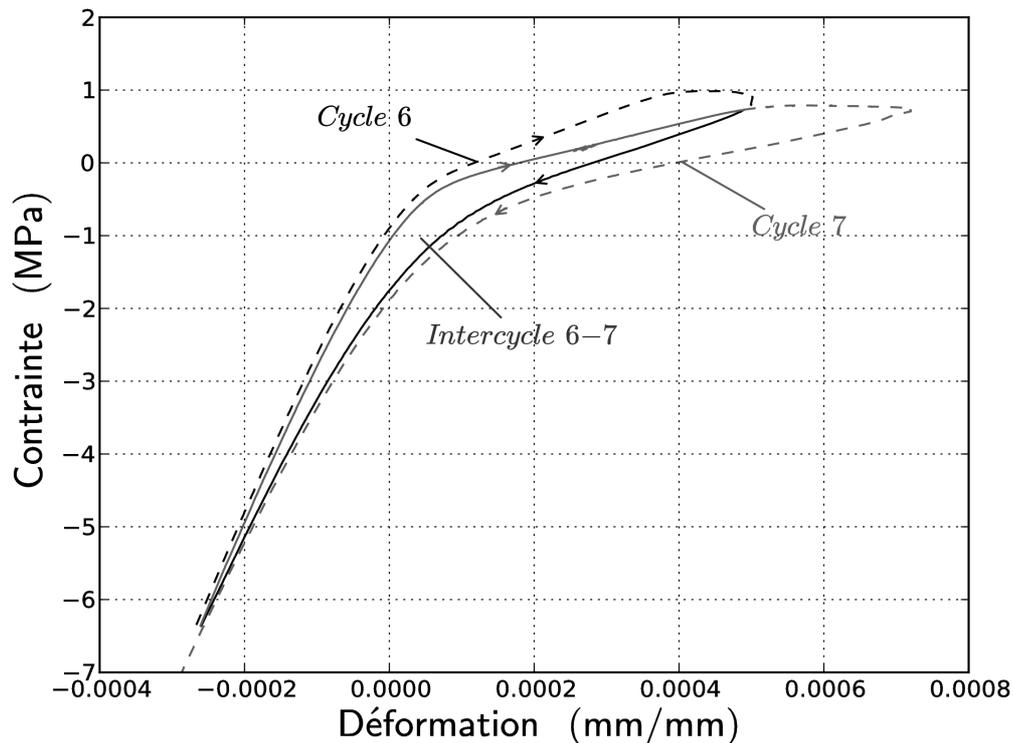


Figure II.10 : Courbes contrainte-déformation pour les cycles C6 (noir) et C7 (gris).

Inter-cycle « i » « i+1 » :

L'inter-cycle est l'union de deux cycles successifs (i et i + 1), il comporte :

- **un déchargement en traction du cycle « i »** : la courbe a un comportement non linéaire illustrant un déchargement élastique à module d'Young endommagé et à déformations inélastiques constantes.
- **un chargement en compression du cycle « i »** : le comportement est non-linéaire au début et tend vers la linéarité initiale à la fin (module d'Young initial) illustrant une augmentation de la raideur et une diminution des déformations inélastiques.
- **un déchargement en compression du cycle « i+1 »** : la courbe est non-linéaire, traduisant une perte de la raideur (le module d'Young tend à retrouver la valeur du module d'Young endommagé précédent) et une augmentation des déformations inélastiques.
- **un chargement en traction du cycle « i+1 »** : le comportement redevient linéaire avec une raideur et des déformations inélastiques proches de celles de la décharge du cycle i.

La limite supérieure de cet inter-cycle est l'intersection entre le déchargement de la traction « i » et le chargement de la traction « i+1 ». Le parcours de ce chemin de contraintes se fait à endommagement constant du matériau.

Contrairement au cycle, l'inter-cycle se fait à endommagement constant, et la raideur en traction et les déformations inélastiques initiales et finales sont identiques. Cette définition est utilisée par la suite pour étudier le comportement de refermeture des fissures.

b) Analyse d'images

Les images de la figure II.11 représentent le champ de la composante verticale des déplacements aux points définis à la figure II.9. Elles sont obtenues après traitement d'images par le CORRELI^{Q4}. Schématiquement, le principe de la corrélation d'images consiste à fixer un élément sur une image de référence à l'instant « t » et à retrouver cet élément à l'image « t+dt ». L'algorithme calcule les translations et les rotations que l'élément a subi pour passer de la position « t » à la position « t+dt ». L'image de référence a été prise au début de l'essai avant les différentes sollicitations. Afin d'observer plus distinctement la propagation de la fissure, la position de la fissure finale est dessinée sur toutes les images. Il est à noter que la précision des mesures issues de corrélation (2,35 µm) limite le champs d'étude à l'observation des macro-fissures. La zone de micro-fissuration (process zone) qui précède l'apparition de la macro-fissure ne peut pas être détectée avec ce type dispositif. Pour étudier ce phénomène, un équipement acoustique est nécessaire. Néanmoins, cette première approche par la corrélation d'images permet d'analyser de manière qualitative la propagation de la fissure.

Sur l'image II.11A, les déplacements positifs les plus importants (en rouge) sont situés en haut à droite de la fenêtre d'étude et, les plus faibles, (négatif, en bleu) sont localisés sur la gauche de l'image. Le champ de déplacements sur le reste de l'image semble relativement homogène. L'association de cette image avec la fin de la courbe II.4 souligne le début de la rotation de la partie supérieure de l'échantillon. Cette remarque est valable pour le reste des images.

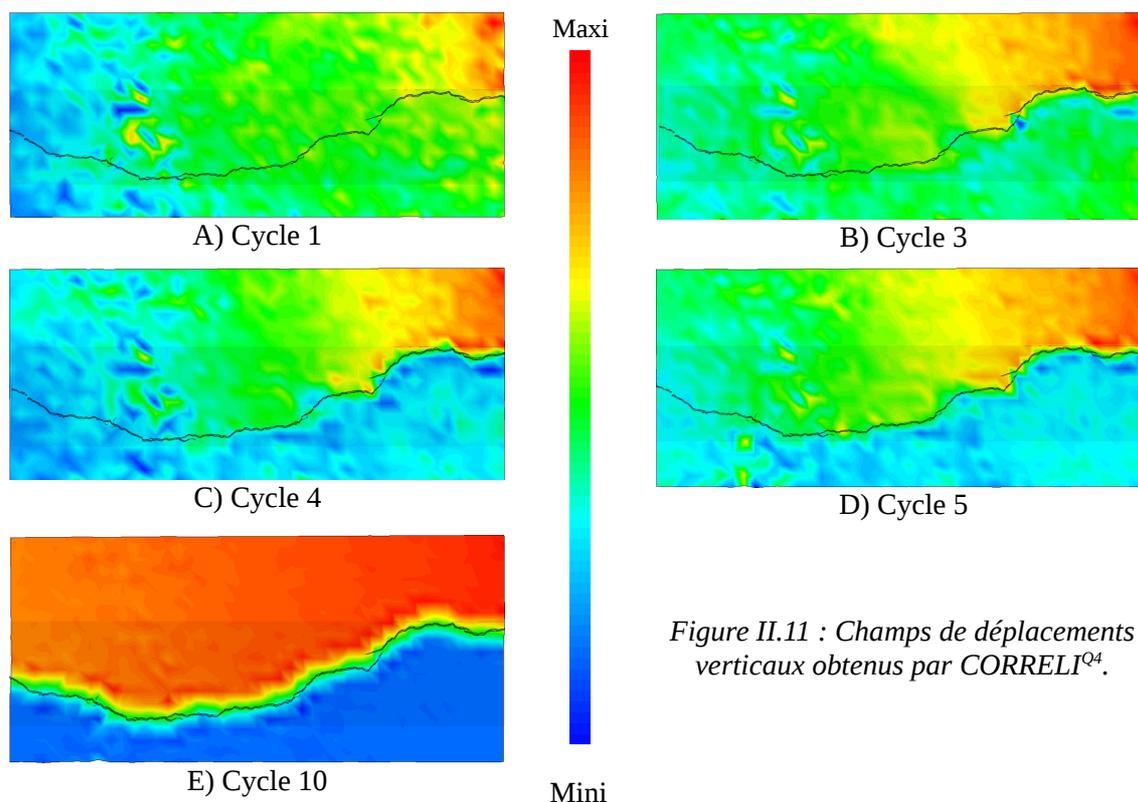


Figure II.11 : Champs de déplacements verticaux obtenus par CORRELI^{Q4}.

Sur l'image II.11B, le front des déplacements maximums se déplace sur la gauche et, de manière générale, la valeur du champ de déplacements sur le reste de la surface augmente. Les images II.11C et II.11D révèlent une différence de champs de déplacements au niveau de la future fissure : la partie inférieure de l'éprouvette ne bouge plus (bleu) alors que la partie

supérieure continue à se déplacer (rouge). Cette séparation illustre l'apparition d'une macrofissure sur la droite de l'image. Cette discontinuité accentue la rotation. De plus, entre les deux images, la propagation du front des déplacements maximums se poursuit sur la droite de l'image. Cela correspond à la propagation de la fissure.

Enfin, l'image II.11E représente la fin du test lorsque la fissure s'est propagée à travers toute la section de l'éprouvette.

c) Initiation et propagation de la fissuration

La courbe enveloppe de l'essai cyclique est considérée comme la courbe équivalente à la courbe globale de l'essai (Yankelevsky et Reinhardt, 1989). L'énergie de fissuration est donc calculée à partir de l'aire sous la courbe enveloppe (méthode des trapèzes) et à l'aide de la formule 3. Elle vaut 101 J.m^{-2} . Ce calcul a été répété, pour chaque cycle, en reformant la courbe enveloppe équivalente à l'état d'avancement du cycle. Le Tableau II.4 résume les résultats obtenus. La part d'énergie de fissuration consommée, notée $G_{f,i}$, caractérise l'endommagement et l'état de fissuration dans la structure. Elle sera donc utilisée ultérieurement pour décrire leur évolution au cours des cycles.

$$G_f = l_0 \int_0^{\epsilon_{max}} \sigma(\epsilon) d\epsilon \quad (3)$$

Avec : G_f (J.m^{-2}) : Énergie de fissuration

l_0 (m) : Ouverture initiale des extensomètres ($= 50.10^{-3} \text{ m}$)

σ (MPa) : Contrainte verticale

ϵ (-) : Déformation verticale

Cycle	Énergie consommée $G_{f,i}$ (J.m^{-2})	Cycle	Énergie consommée $G_{f,i}$ (J.m^{-2})
C1	4,88	C7	19,30
C2	6,26	C8	20,04
C3	8,10	C9	50,30
C4	8,85	C10	59,32
C5	12,61	C11	100,93
C6	13,14		

Tableau II.4 : Énergie de fissuration dissipée.

• Endommagement

L'endommagement est défini comme la dégradation du module d'Young, il est déterminé par la formule suivante (Lemaitre, 1996) :

$$D = 1 - \frac{E_d}{E} \quad (4) \quad \text{Avec : } D (-) : \text{Variable d'endommagement}$$

E (GPa) : Module d'Young sain (initial)

E_d (GPa) : Module d'Young

La courbe II.9 Permet de constater la dégradation de la rigidité (module d'Young) du matériau. Pour quantifier cette diminution, le module d'Young endommagé a été calculé pour chaque cycle. Ici, le module d'Young initial est celui calculé d'après les trois cycles de compression réalisés avant l'essai cyclique.

Par exemple, la figure II.12 représente la courbe contrainte-déformation des cycles C6 et C7. L'inter-cycle 6-7, représenté par le contour continu, est un chemin de chargement

durant lequel l'endommagement de l'échantillon est constant (Voir II.3.1.4). Le module d'Young associé à cet état d'endommagement, noté E_{d6} , est calculé comme la pente moyenne entre la courbe de fermeture de fissure (6) et la courbe d'ouverture (7) pour les contraintes positives. Une régression linéaire est appliquée à chacune des deux courbes expérimentales. Le coefficient directeur de la droite moyenne, issue des deux régressions linéaires précédentes, représente le module d'Young endommagé. On obtient ainsi : $E_{d6} = 2,90$ GPa.

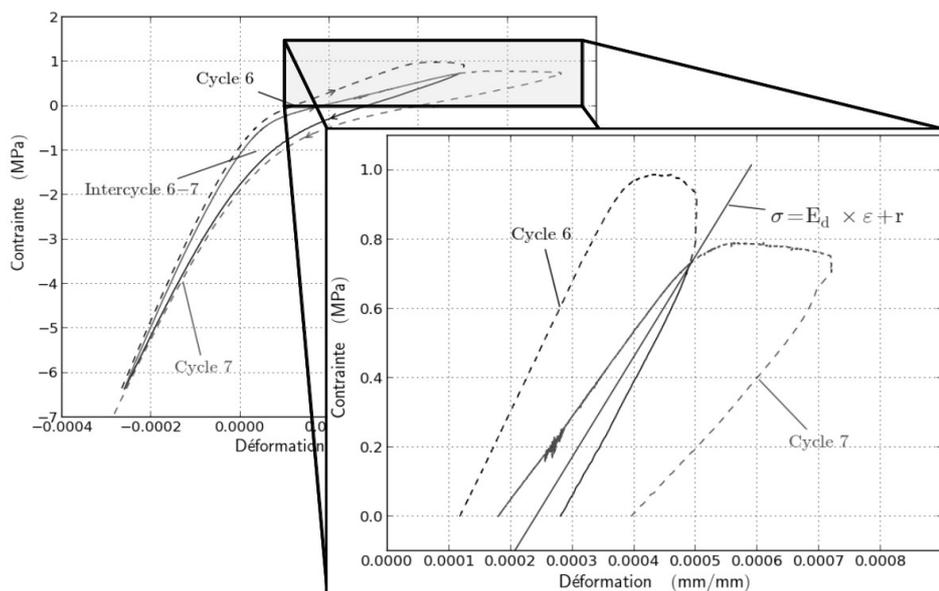


Figure II.12 : Courbe contrainte déformation de l'inter-cycle 6-7.

La figure II.14 illustre l'évolution de l'endommagement en fonction du pourcentage d'énergie de fissuration dissipée durant le cycle. Une fonction exponentielle peut être ajustée avec un algorithme de Levenberg-Marquardt sur les données expérimentales :

$$y = 1 - 1,03 * e^{\frac{-x}{0,21}} \quad (5)$$

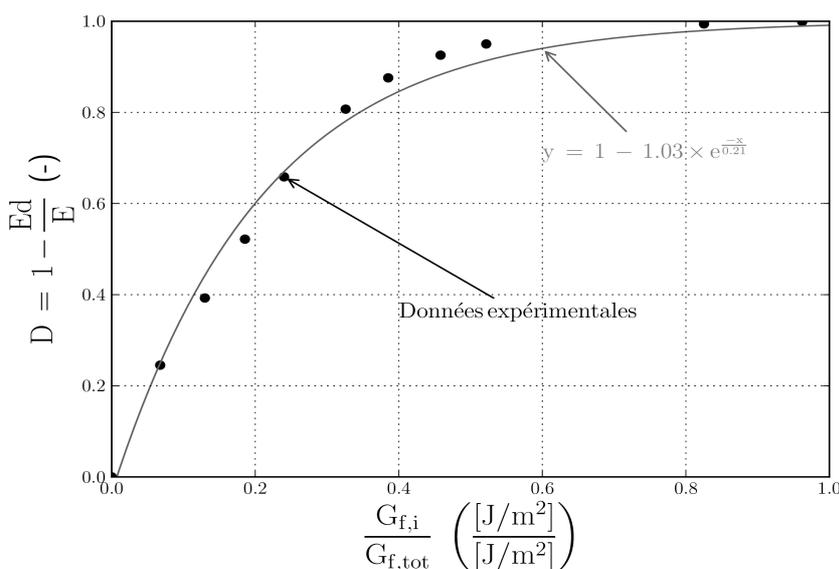


Figure II.13 : Évolution de l'endommagement en fonction de l'énergie de fissuration dissipée.

Afin d'associer cette formule mathématique à une réalité physique, la fonction doit passer par l'origine du repère. L'endommagement peut donc être exprimé en fonction de l'énergie de fissuration dissipée :

$$D(x) = 1 - e^{\frac{-x}{0,21}} \quad (6)$$

Avec $x = \frac{G_{f,i}}{G_{f,tot}}$: pourcentage d'énergie de fissure dissipée.

Cette formulation de l'endommagement sera utilisée par la suite.

• Déformations inélastiques

Les déformations inélastiques sont définies comme les déformations résiduelles pour une contrainte nulle lors d'un déchargement à endommagement constant. En reprenant l'exemple de la figure II.12, la déformation inélastique est calculée au point d'intersection entre la droite moyenne et l'axe des abscisses.

La figure II.14 montre l'évolution du pourcentage des déformations inélastiques, notées $\varepsilon_{inélastique}$, en fonction de l'énergie de fissuration dissipée au cours des cycles. Leur proportion augmente de manière exponentielle. La courbe grise met en avant une corrélation entre l'endommagement et les déformations inélastiques.

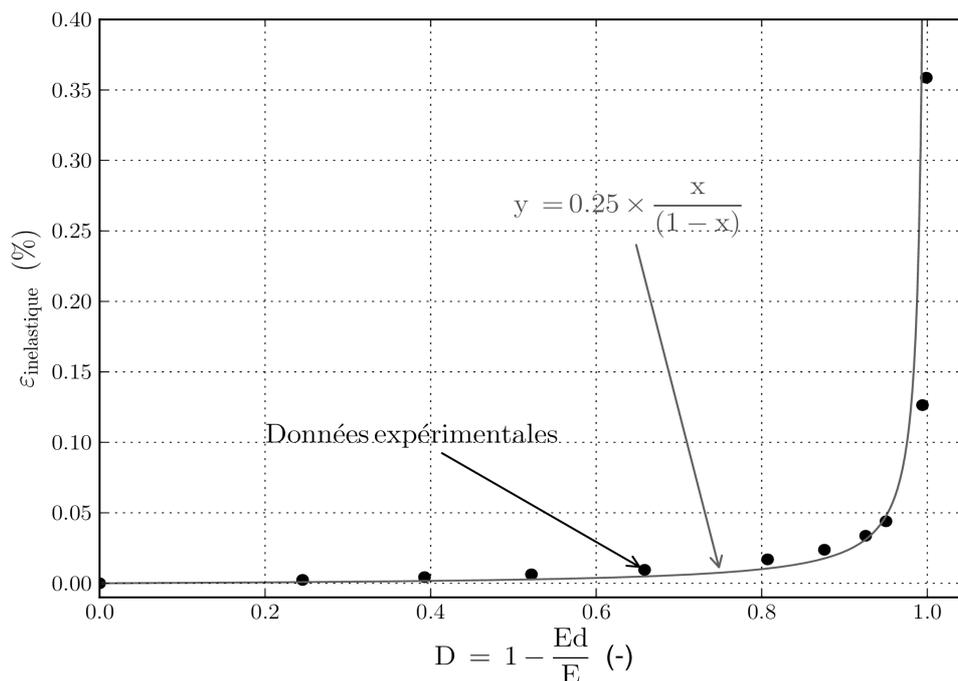


Figure II.14 : Évolution des déformations inélastiques en fonction de l'endommagement.

Ce paragraphe a permis de mettre en avant l'apport de la corrélation d'images pour la détection et le suivi de l'initiation puis la propagation d'une fissure. Par ailleurs, cette étude a défini et analysé l'évolution de la dissipation de l'énergie de fissuration, de l'endommagement, et des déformations inélastiques. Ces notions sont maintenant appliquées pour étudier la refermeture de fissure lors des phases de compression.

1.5. Étude d'un cycle de refermeture

a) Ré-empoîtement

La présence d'une macro-fissure dès le cycle 4 a été illustrée par les images de la figure II.11. Afin de pouvoir observer le comportement de refermeture de cette « jeune » discontinuité, l'étude se concentre, dans un premier temps, sur le cycle de refermeture 5 (relâchement de la traction puis chargement en compression) représenté à la figure II.15. La droite issue de la régression linéaire des trois chargements en compression pré-essai (module d'Young initial) est représentée en noir, et la droite de couleur grise est tracée à partir de la régression linéaire du déchargement 5 pour des contraintes positives.

La courbe de contrainte-déformation (Figure II.15) est linéaire pour des contraintes positives. En dessous de -0,5 MPa, le comportement devient non linéaire : la pente de la courbe évolue pour se rapprocher de son comportement élastique initial, en compression. L'analyse de cette non-linéarité par corrélation d'images s'est portée sur trois points de la courbe.

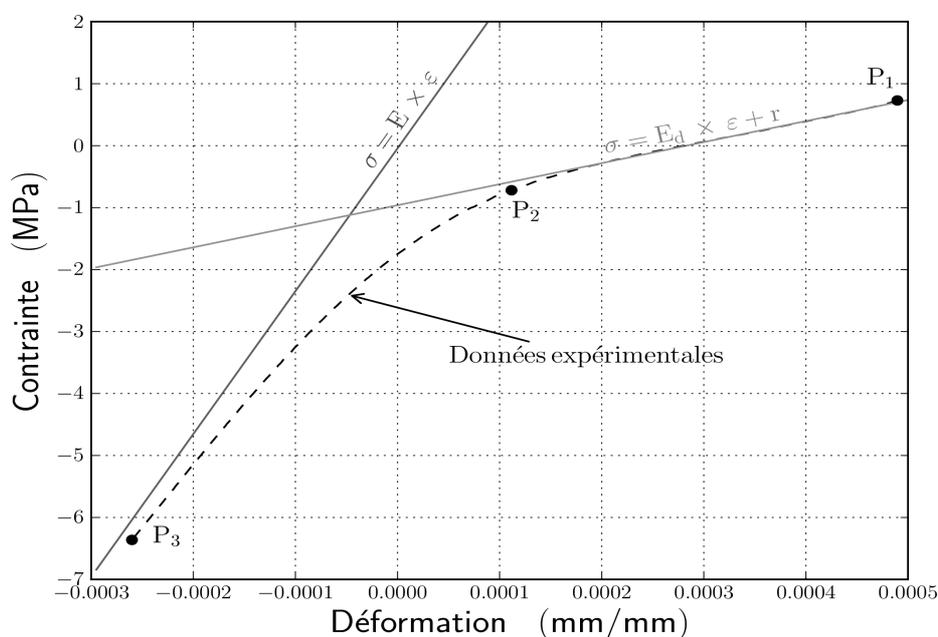


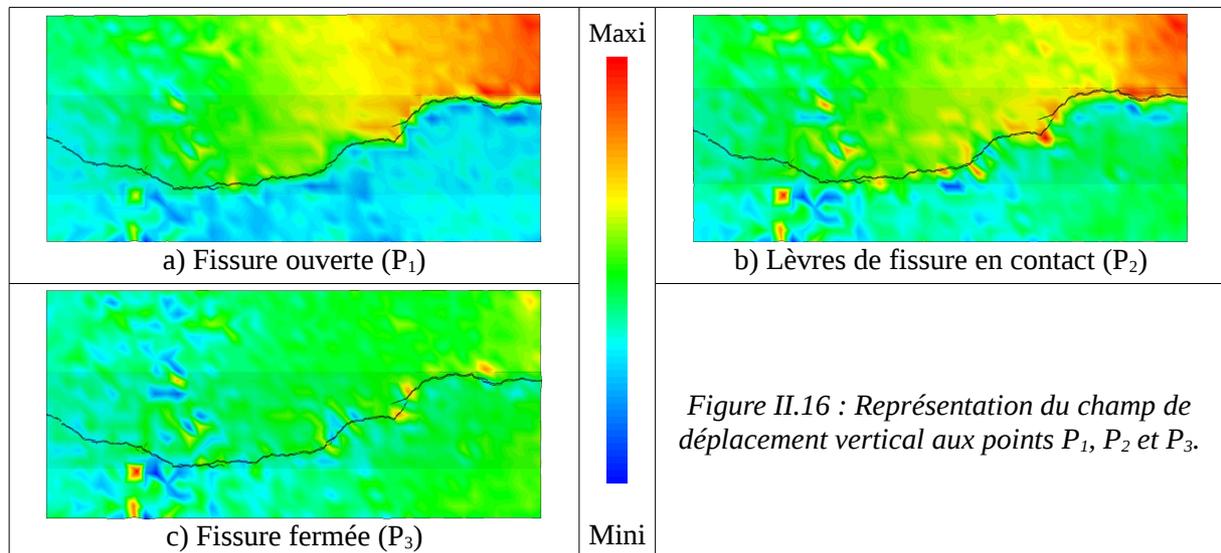
Figure II.15 : Refermeture de fissure du cycle 5 (pointillé), droite régression linéaire de la phase élastique initiale (noir) et droite régression linéaire pour le cycle 5 (gris).

Les images de la figure II.16 illustrent le champ des composantes verticales des déplacements obtenus avec le logiciel CORRELI^{q4} pour ces trois instant P_1 , P_2 et P_3 .

P_1 représente l'ouverture de la fissure pour la contrainte maximale en traction du cycle. Une description de l'image a été réalisée dans le paragraphe 1.3.b. : la fissure est visible.

P_2 est le point d'initiation du comportement non-linéaire sur la courbe II.15. L'état de contrainte étant négatif, l'échantillon est soumis à une légère compression qui se traduit, sur l'image b, par une refermeture partielle de la discontinuité (à gauche de l'image). Cependant, le champ reste discontinu à droite. Des champs de déplacements importants sont localisés sur la partie inférieure, pouvant traduire localement des points de contact. La non linéarité à la suite de ce point traduit un ré-empoîtement forcé des lèvres de la discontinuité à l'image du comportement des joints rocheux sous effort normal présent dans la littérature (Gentier, 1986 ; Marache, 2002).

P_3 représente la fissure fermée pour la contrainte en compression maximale. Le champ des déplacements verticaux illustré à l'image c est homogène sur la hauteur étudiée. La fissure est considérée comme fermée. Pour des contraintes en compression plus importantes, il est à penser que l'échantillon pourrait se comporter comme un échantillon sain (dans le domaine élastique) car le contact entre les deux lèvres de la fissure assurant la continuité du matériau est total.



L'étude des composantes verticales est complétée par une analyse des déplacements horizontaux au niveau du segment [AB] (figure II.2) lorsque la fissure est ouverte (P_1 , gris, figure II.17) puis fermée (P_3 , noir, figure II.17).

Les points représentent la position des nœuds du maillage généré par CORRELI^{Q4} lorsque la fissure est ouverte (gris) et lorsque la fissure est fermée (noir). L'incertitude sur la composante horizontale du déplacement issue du calcul par corrélation d'images est représentée par les barres d'erreurs en chaque point. Supposant que les déformations sont linéaires, les lignes issues de la régression linéaire des différents points représentent l'évolution du profil vertical lorsque la fissure est ouverte (gris) puis fermée (noire). Cette ligne était initialement (au début de l'essai) continue entre A et B. Le choix arbitraire des points devait permettre d'observer l'ouverture et la fermeture de la fissure lors du cycle 5.

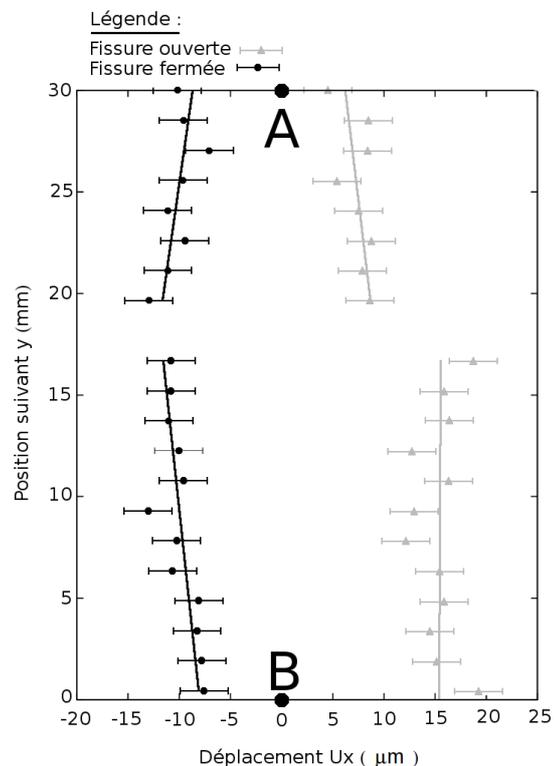


Figure II.17 : Représentation des déplacements horizontaux sur le segment [AB].

Lorsque la fissure est fermée, une droite entre le point A et B peut être tracée en considérant les intervalles non-aberrants. Le déplacement horizontal du profil peut être considéré comme continu. En revanche, en phase d'ouverture, il y a un saut de $5 \mu\text{m}$ aux deux tiers de la hauteur représentant l'effet de la fissure. En ce point là, il n'y a plus continuité du matériau et la partie supérieure de l'éprouvette se déplace indépendamment de la partie basse. L'analyse de la figure II.17 montre que, entre A et B, le matériau initialement discontinu redevient continu à la fin du chargement en compression, traduisant ainsi une mise en contact. Cette observation est confirmée par la figure II.16.C : les déplacements verticaux sont continus de part et d'autre la fissure. De plus, sur la figure II.17, une translation des droites traduit des déplacements horizontaux. Le contact associé à du glissement évoque un phénomène de frottement entre les lèvres de la discontinuité.

b) Énergie dissipée

Le frottement entre deux surfaces entraîne une dissipation d'énergie sous forme de chaleur. Afin d'étudier son évolution au cours des cycles, l'étude se situe dans un inter-cycle défini précédemment.

La limite supérieure de cet inter-cycle est l'intersection entre le déchargement de la traction « i » avec le chargement de la traction « i+1 ». Le parcours de ce chemin de contrainte se fait à endommagement constant du matériau.

La figure II.18 illustre cet inter-cycle. Les travaux développés ultérieurement ne considèrent que l'énergie dissipée par frottement E_{frot} lors de la phase de ré-emboîtement (contrainte négative). En effet, lorsque la contrainte devient positive, il peut y avoir de l'énergie dissipée par frottement pour « dés-emboîter » les aspérités, mais elle est associée à la ré-ouverture de fissure. Souhaitant observer les seuls frottements intervenant lors de la refermeture, le calcul de E_{frot} est réalisé pour les contraintes négatives.

De manière schématique, lors du chargement 6, la presse fournit l'énergie nécessaire à l'éprouvette pour qu'elle se déforme. Le déchargement 7 produit l'effet inverse : l'échantillon, en se relâchant, fournit de l'énergie (surface grise) au système (environnement extérieur). La différence entre ces deux énergies est représentée par la surface grise sur la figure II.18 : elle équivaut à l'énergie perdue par frottement. En appliquant la formule (4) à ce chemin de chargement, on obtient l'énergie dissipée par frottement par mètres carrés.

Le calcul de l'énergie dissipée par frottement a été réalisé pour chaque cycle. La figure II.19 représente son évolution en fonction de l'endommagement. Afin de garder des paramètres adimensionnels, le rapport entre l'énergie dissipée et l'énergie de fissuration totale est représenté. La courbe d'ajustement montre une évolution hyperbolique lorsque l'endommagement devient trop important. Pour un état d'endommagement proche de la rupture, l'énergie dissipée par les frottements, lors de la refermeture, représente plus de 30 % de l'énergie de fissuration totale.

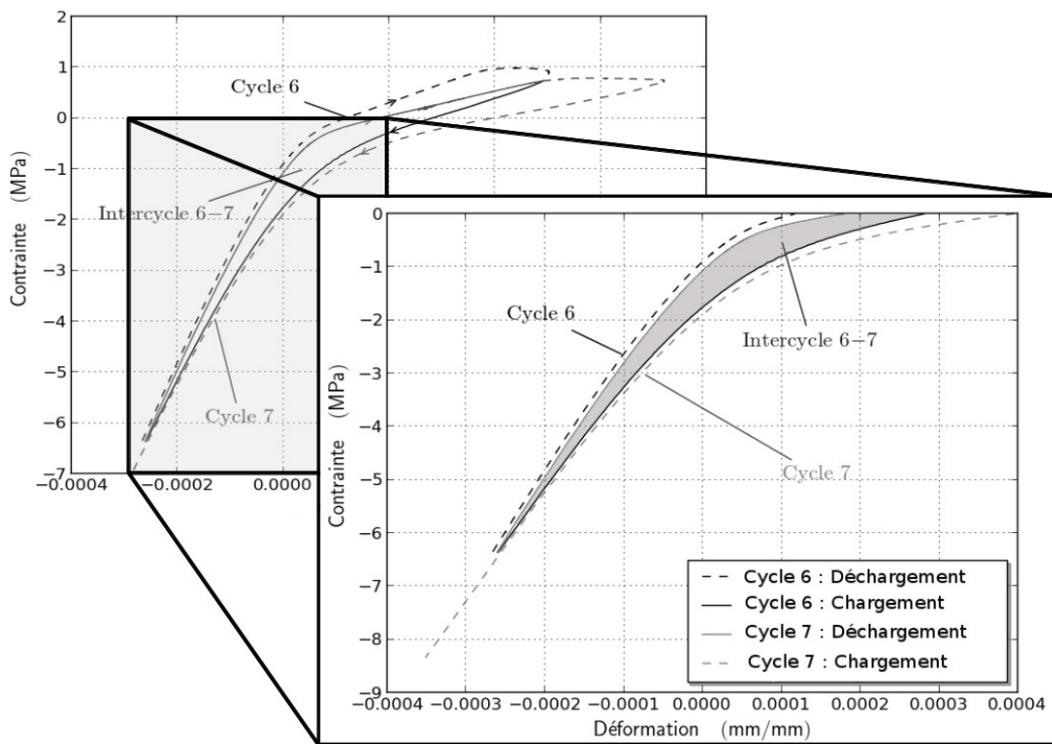


Figure II.18 : Principe de calcul de l'énergie dissipée par frottement.

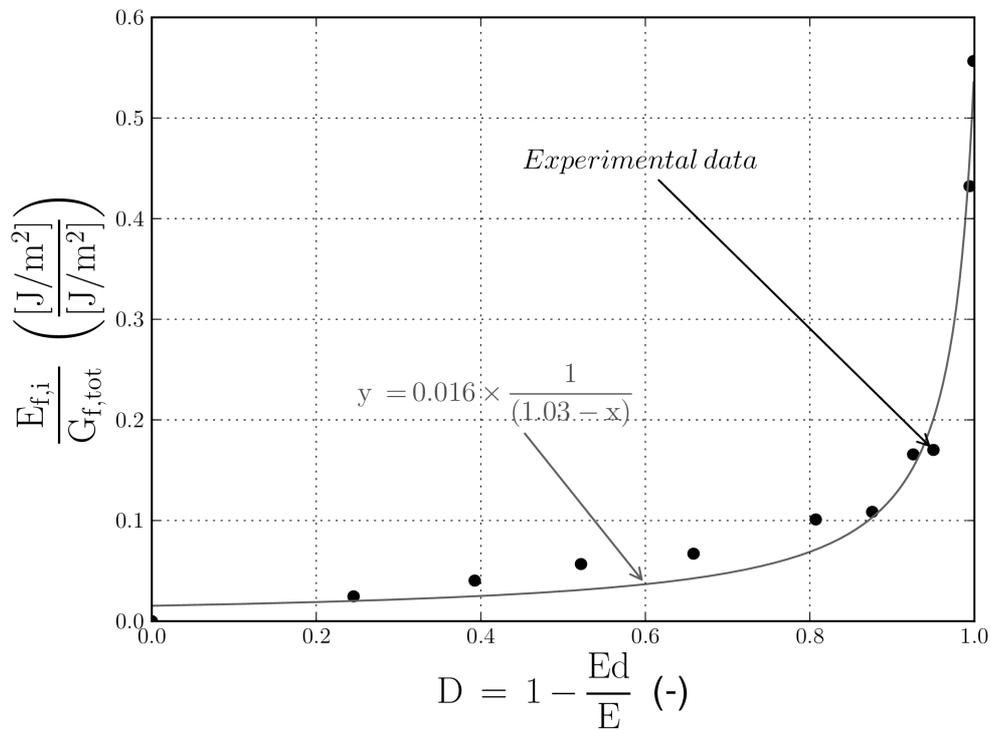


Figure II.19 : Évolution de l'énergie de frottement en fonction de l'endommagement.

Cette partie a mis en avant le comportement d'une macro-fissure « jeune » sous effort normal cyclique. À l'image de l'essai de refermeture d'un joint rocheux en mécanique des roches, le phénomène de frottement lors des phases de ré-emboîtement est présent à travers l'hystérésis formée entre deux cycles. L'analyse par corrélation d'images a permis d'identifier les frottements qui sont caractérisés par l'énergie qu'ils dissipent. Ces derniers sont issus de la non complémentarité des surfaces de part et d'autre de la fissure, comme pour un joint rocheux qui a été érodé. Toutefois, dans notre cas, les fissures sont « fraîches » et doivent normalement correspondre. Cette différence géométrique pourrait s'expliquer par l'existence de contraintes internes dans le matériau (Briffaut et al., 2013). La rupture induite par le chargement en traction provoque un relâchement des contraintes internes, générant ainsi des déformations non-homogènes de chaque côté de la fissure et créant des aspérités non-complémentaires. Il ne faut pas oublier que ce phénomène peut aussi être couplé avec la petite rotation produite par la fissuration. Afin de vérifier cette théorie, une modélisation de ce phénomène a été réalisée sous Cast3M. Les résultats numériques sont présentés dans le chapitre 3.

Pour conclure, cette étude a permis une meilleure compréhension du comportement d'un béton sous charge cyclique et, plus particulièrement, lors de la phase de refermeture de fissure. Le premier résultat est la corrélation entre les déformations inélastiques et l'endommagement. Le second est l'évolution de ces déformations inélastiques lors de la refermeture de la fissure. Cette évolution est gouvernée par des frottements induits par la non concordance des aspérités de la discontinuité. Ces résultats sont prometteurs et alimenteront sûrement de nouvelles réflexions sur la modélisation du comportement mécanique d'un géomatériau fissuré. Toutefois, la mise en place du protocole a nécessité du temps et des « essais-erreurs », ce qui a limité la réalisation d'une campagne expérimentale ayant pour finalité de tenter de répondre aux carences de la littérature (seulement deux essais). Afin de valider ces premiers résultats et d'avancer dans la compréhension du comportement post-pic, il sera nécessaire de continuer ces essais de traction-compression. Pour finir, le comportement de la discontinuité a été analysé pour des fissures « jeunes » dans du béton et sous effort normal. L'emboîtement des lèvres de la fissure s'est révélé être important dans la dissipation d'énergie par frottement.

L'étude bibliographique a détaillé les approches des deux écoles traitant ce problème géométrique de contact frottant : le génie civil, à travers la fissuration dans le béton, et la mécanique des roches pour les joints rocheux. L'étude précédente a été réalisée sur du béton afin de pouvoir contrôler la géométrie de l'éprouvette. Cependant, les interprétations issues de cette campagne expérimentale sont aussi valables pour la roche. La figure II.20 représente les travaux de Goodman sur la fermeture d'un joint rocheux frais et d'un joint rocheux dont les lèvres ne correspondent pas (joint non emboîté) (Goodman, 1976). La figure II.21 illustre la refermeture du dernier cycle de l'essai de traction avant la rupture. La fermeture de fissure est calculée en soustrayant le déplacement élastique du matériau autour de la fissure au déplacement total mesuré par les extensomètres. En plus d'un comportement similaire, les valeurs obtenues pour le béton se situent entre les deux cas de Goodman. Ce parallèle entre les deux géomatériaux, la roche et le béton, permet désormais d'étudier le comportement d'une discontinuité rocheuse sous sollicitations mécanique et chimique.

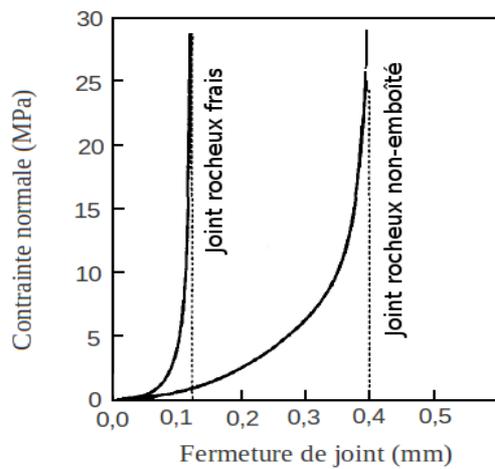


Figure II.20 : Courbes de fermeture de fissure pour joint rocheux frais et joint rocheux non-emboîté d'après Goodman (1976).

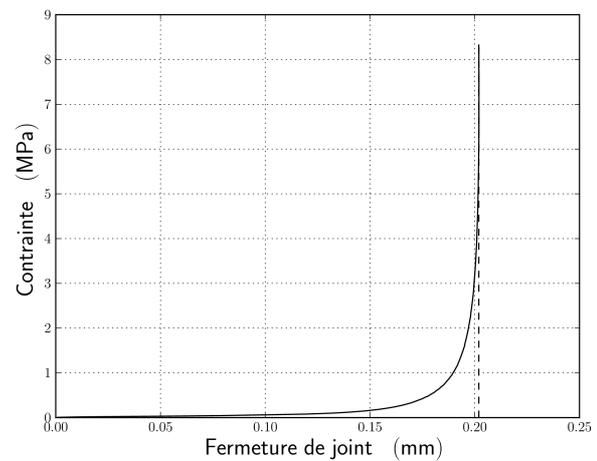


Figure II.21 : Courbe de fermeture de fissure obtenue lors du derniers cycles de l'essai de traction cyclique sur une éprouvette de béton.

2. CISAILLEMENT D'UN JOINT ROCHEUX SUITE À UNE ATTAQUE CHIMIQUE

Cette partie présente la campagne expérimentale menée à l'Université de Sherbrooke au département de génie civil, au sein du laboratoire de mécanique des roches et de la géologie appliquée. La problématique de ces travaux de thèse s'inscrivant dans une thématique liée à la stabilité d'un joint rocheux dans le cadre du stockage géologique de CO₂ (voir Introduction), il a été décidé de réaliser ces essais sur de la roche. Jouissant de la présence d'un site de stockage à proximité du laboratoire SIAME (Anglet, France, 64), Projet pilote Total, le choix du matériau d'essai s'est porté sur une roche provenant d'un affleurement représentatif de la roche de couverture du réservoir déplété de Rouse (64).

Les essais de cisaillement sur surfaces chimiquement dégradées ont été réalisés en deux temps. La première campagne expérimentale a été menée durant la deuxième année de thèse et la seconde au cours de la troisième année. Le matériau et le protocole de dégradation chimique étant le même entre les deux séries d'essai, leur présentation sera commune. Cependant, au niveau de l'essai mécanique, des modifications ont été apportées au niveau des conditions aux limites lors de la seconde campagne. L'analyse des résultats se fera donc de manière séparée.

2.1. Caractérisation de la roche

a) Flysch campanien

Le flysch campanien représente la couche géologique située au dessus du réservoir de stockage de Rouse (64) (Figure II.22) entre 1900 et 4400 m de profondeur. Cette roche sédimentaire du Crétacé supérieur provient de l'effondrement de blocs rocheux issus de l'orogénèse des Pyrénées. Ce phénomène a donc engendré un dépôt sous forme de turbidité. Cette formation géologique est composée de séries grés-marneuses à dominance gréseuses. La partie supérieure de la couche se divise en épais bancs de grès durs à ciment calcaire entrecoupés de marne. Dans la partie inférieure, cette alternance est toujours présente mais les grès de couleur rouille à ocre deviennent de plus en plus sableux, micacés et mal cimentés (Debourle et Deloffre, 1976 ; Karny et al., 2008).

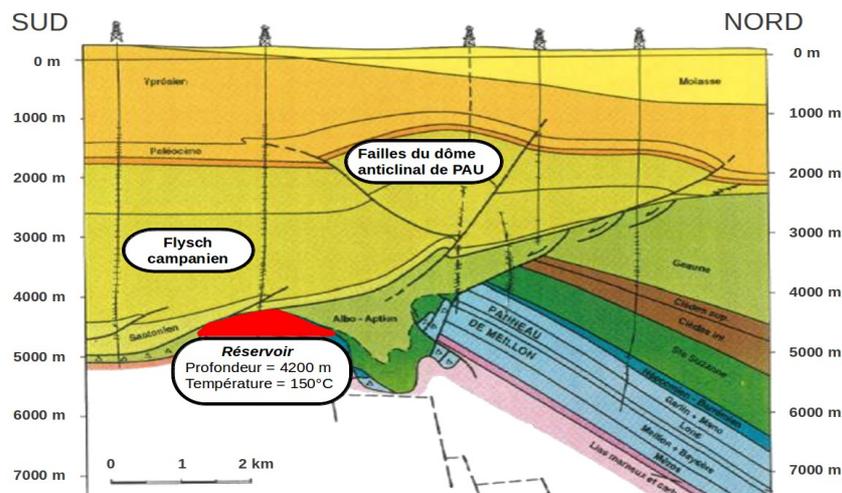


Figure II.22 : Coupe géologique du site de stockage de Rouse (France).

L'étude de cette formation rocheuse présente un double intérêt. En premier lieu, cette roche de couverture se situant au dessus du réservoir de stockage de CO₂ de Rousse et étant traversée par des failles géologiques au niveau du dôme anticlinal de Pau, le scénario de risque sismique induit par une remontée de gaz détaillé dans l'introduction est donc envisageable. Notre étude à l'échelle du laboratoire se trouve alors justifiée. En second lieu, un ciment calcaire étant présent dans le grès du manteau supérieur de la formation, la roche est donc sensible à un géofluide acide. Il est alors pertinent d'étudier l'évolution de son comportement mécanique sous dégradation chimique.

Cependant, la profondeur de gisement de cette formation nécessite des forages à plus de 2000 m de profondeur pour obtenir des échantillons. Cela étant impossible dans le cadre de ces travaux de thèse, Mr Hervouet (Professeur émérite à l'UPPA et géologue) a déterminé un affleurement accessible grâce aux travaux de réfection de la route départementale D934 au nord de Pau (64). La bonne accessibilité du site et l'utilisation d'une pelle mécanique ont permis d'obtenir un seul bloc rocheux d'une épaisseur variant de 300 à 400 mm et pesant environ 900 kg. Pour des raisons pratiques, dix-huit carottes de 170 mm de diamètre ont été prélevées dans le bloc afin d'être envoyées à l'Université de Sherbrooke pour la réalisation des essais. Une première observation visuelle des échantillons laisse à penser que la roche étudiée correspond au grès de la partie supérieure du flysch campanien.

La minéralogie de la roche a été analysée par un microscope polarisant. Cette analyse montre une forte présence de calcite (> 60 %) confirmant les données de la littérature et l'intérêt de notre étude. Cette caractérisation, bien que visuelle, montre aussi une analogie avec la composition minéralogique d'échantillons issus d'un forage du site de stockage de Rousse (Tonnet et al., 2011). Néanmoins, le parallèle entre ces deux roches ne fera pas l'objet de développements supplémentaires. Il est à noter par ailleurs que, malgré une similitude apparente de la minéralogie, les échantillons étudiés proviennent d'un affleurement et, aucune conclusion issue des résultats présentés par la suite ne peut être appliquée au cas du site de stockage sans étude supplémentaire (prise compte des conditions *in-situ*, effet d'échelle, histoire géologique...).

b) Propriétés de la roche

Les caractéristiques mécaniques de la roche ont été mesurées sur des échantillons de diamètre final moyen de 47,6 mm et une hauteur de 100 mm. En plus des essais traditionnels (Tableau II.5), des essais tri-axiaux ont été réalisés afin d'étudier le comportement de la roche sous fort confinement. La difficulté de ces essais résidait dans l'échantillonnage. Pour la reproductibilité des résultats, l'échantillon devait être dépourvu de veines de calcite qui parcourent le bloc initial. En outre, les premières carottes montraient une hétérogénéité sur leurs extrémités qui s'explique par l'alternance de couches de grès et de marne dans le milieu naturel. Les éprouvettes finales devaient donc être sciées dans le cœur des échantillons mères afin d'être homogènes sur la hauteur. Le Tableau II.5 résume les résultats obtenus.

Le bilan de cette campagne de caractérisation est le suivant : la roche étudiée présente une forte résistance en compression et en traction, une faible porosité et une forte rigidité. Des essais de perméabilité à l'eau puis à l'azote ont été menés. La perméabilité de la roche étant très faible, elle n'a pu être déterminée en raison des limites de détection des dispositifs expérimentaux insuffisantes dans le cas de cette étude, confirmant par défaut les valeurs de la littérature à (Tonnet et al., 2011).

Caractéristiques	Moyenne	Écart-type	Normes
Résistance en compression, $\sigma_{c,max}$ (MPa)	184	14	ASTM-D7012, 2010
Résistance en traction indirecte, $\sigma_{t,max,split}$ (MPa)	13	1	ASTM-D3967, 2008
Module d'Young, E (GPa)	56	3	ASTM-D7012, 2010
Essais Tri-axial, $P_{conf.} = 0,34$ MPa, $\sigma_{tri,0,34,max}$ (MPa)	197	7	ASTM-D7012, 2010
Essai Tri-axial, $P_{conf.} = 20$ MPa, $\sigma_{tri,20,max}$ (MPa)	272	-	
Essai Tri-axial, $P_{conf.} = 40$ MPa, $\sigma_{tri,40,max}$ (MPa)	400	-	
Essai Tri-axial, $P_{conf.} = 60$ MPa, $\sigma_{tri,60,max}$ (MPa)	415	-	
Porosité, ε (%)	0,28	0,2	Recommandations AFPC-AFREM (Ollivier, 1998)
Densité apparente (-)	2,75	0,03	

Tableau II.5 : Paramètres mécanique de la roche.

Remarque : Il est intéressant de noter le saut de la résistance en compression entre les confinements de 20 MPa et de 40 MPa. Cette différence est moins marquée entre 40 MPa et 60 MPa, pour une augmentation de confinement identique. Cette variation traduit un changement de comportement du géo-matériau qui, sous l'effet du confinement, tend à devenir ductile. Gustkiewicz a remarqué que le comportement des géo-matériaux reste constant sur des intervalles de pressions de confinement (Gustkiewicz et al., 2005). Ces derniers sont délimités par trois pressions de confinements caractéristiques. Les essais réalisés mettent en avant la première pression de confinement caractéristique qui se situe entre 20 et 40 MPa.

2.2. Caractérisation des surfaces rugueuses

a) Appareillage

L'étude de la rugosité des joints est réalisée par la numérisation des profils à l'aide d'un profilomètre laser Kréon Zéphir 25 (Figure II.23) dont les caractéristiques sont détaillées dans les travaux de Rousseau (Rousseau, 2010). L'appareil se compose d'un bras articulé déterminant les coordonnées dans le plan horizontal et d'un appareil de mesure qui associe aux coordonnées (x, y) une altitude z. Le Tableau II.6 résume les caractéristiques de précision de l'appareil. La distance entre deux points de mesure est fixée par l'opérateur. Dans le cadre de ces travaux, elle est égale à 0,076 mm. Une fois les données géométriques du profil enregistrées par le profilomètre, un maillage régulier est généré par le logiciel, la taille des mailles est fixée à 0,1 mm pour cette étude (Figure II.24).

Axes	x [μm]	y [μm]	z [μm]
Résolution maximale	72	72	16
Reproductibilité	16	16	3
Répétabilité	9/15	9/15	9/15

Tableau II.6 : Caractéristiques du profilomètre laser Kréon© Zéphyr 25, d'après Rousseau (2010).

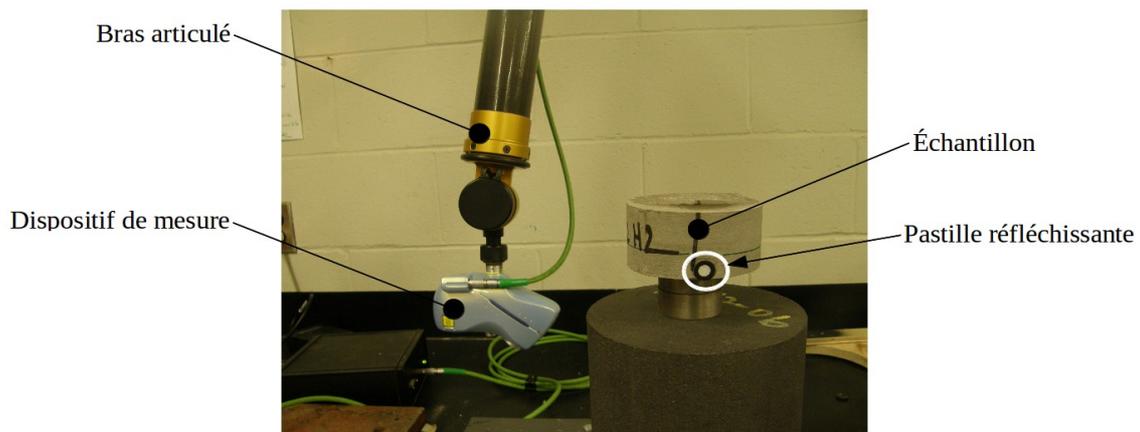


Figure II.23 : Profilomètre laser Kréon© Zéphyr 25.

Cet appareil a pour avantage d'être précis et portable. Cependant, pour comparer une même surface, il est nécessaire qu'elle soit totalement immobile pendant l'essai. Dans le cas où l'échantillon doit être déplacé de sa position suite à la première numérisation, comme par exemple après un essai de cisaillement, la précision de la comparaison avant-après dépend de la rigueur de l'opérateur dans la remise en place de l'échantillon avant la seconde numérisation.

Dans le cadre des essais de cisaillement sur des joints rocheux chimiquement dégradés, une étude de la rugosité avant et après l'attaque est réalisée afin d'observer l'influence de l'acide sur la géométrie de la fracture. Dans le but d'améliorer la précision de repositionnement, notamment en s'affranchissant des manipulations de l'opérateur, un protocole a été mis en place. Il se fonde sur le principe de repositionnement développé par la société québécoise CREAFORM (Figure II.23).

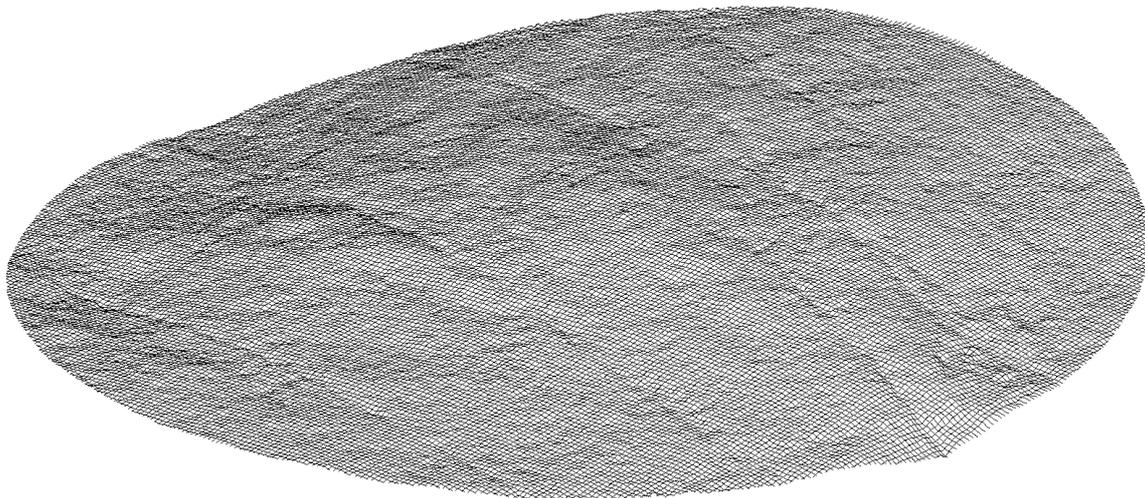


Figure II.24 : Numérisation d'une surface rugueuse sur un maillage régulier.

Ce protocole consiste à coller (colle de type super glue) trois pastilles de papier sur les faces de l'éponte qui ne sont pas sollicitées chimiquement ou mécaniquement. Ces pastilles circulaires sont composées d'un disque central réfléchissant entouré d'un anneau noir, qui ne reflète pas le faisceau laser (absorption du rayon). Ainsi, lors de la numérisation de la pastille, l'opérateur peut récupérer les coordonnées du disque réfléchissant. Le principe est donc de

numériser les pastilles avec la surface rugueuse avant et après la sollicitation. Pour chaque pastille, un maillage circulaire de la surface réfléchissante est obtenu.

L'algorithme développé sous le langage pythontm calcule dans un premier temps le centre de chaque pastille avant et après la sollicitation chimique ou mécanique. La pastille étant représentée par un maillage régulier, il suffit de moyenner ses extrêmes. Par la suite, avec les coordonnées de trois points (les trois centres des pastilles) déterminé par les deux numérisation (avant et après sollicitation), le programme détermine le vecteur de translation et les deux matrices de rotation permettant le repositionnement des points de la seconde numérisation dans leur position post-sollicitation (première numérisation). Ces transformations sont ensuite appliquées aux points de la surface rugueuse.

L'erreur consécutive à ce repositionnement a été évaluée en comparant une même surface numérisée deux fois par deux opérateurs différents et dans deux positions distinctes. La différence de hauteur entre les deux surfaces est représentée sur la figure II.25. Une rotation résiduelle semble persister suite au repositionnement. Une erreur relative a été calculée, elle est comprise entre -5 % et 15 %. Cette erreur provient du calcul des centres. En effet, les maillages réguliers issus de la numérisation sont différents d'un opérateur à l'autre, ce qui implique un écart sur le calcul du centre. En outre, le passage de la représentation vectorielle à la représentation matricielle de la surface repositionnée entraîne également des erreurs. Les transformations apportées au maillage engendrent des coordonnées (x, y) qui ne sont pas régulières contrairement aux coordonnées du maillage initial. Lors de la rasterisation (ou matricialisation), la précision de ces valeurs est de 0,1 mm, entraînant ainsi une approximation. Cependant, ces incertitudes sont considérées comme acceptables et leurs répercussions sur l'étude de l'évolution des paramètres de rugosité seront étudiés ultérieurement.

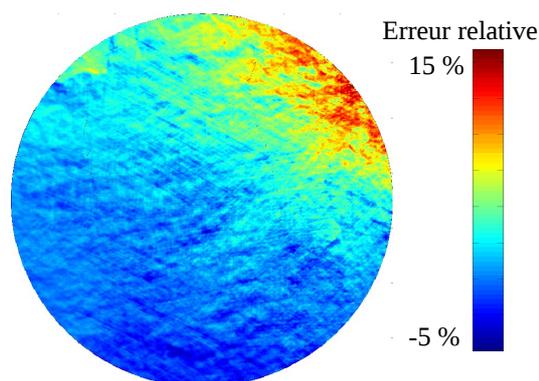


Figure II.25 : Erreur engendrée par le replacement

Il est à noter que la technique de repositionnement peut être utilisée pour le ré-empoîtement des surfaces d'un joint. Il faut néanmoins prendre en compte les phénomènes de non pénétration.

b) Caractérisation des joints rocheux

Pour obtenir les joints rocheux, les carottes de diamètre 75 mm sont sciées à une hauteur de 150 mm. Un trait de scie de 2 mm de profondeur est réalisé à mi-hauteur de l'échantillon sur toute sa circonférence. L'échantillon est cassé par un essai de flexion trois points afin d'obtenir une fracture « jeune ».

Les paramètres directionnels Z_2 , Z_3 , Z_4 et RL sont déterminés à partir du maillage régulier (Gentier, 1986). Leur calcul pour une surface rugueuse en trois dimensions consiste à représenter la surface en trois dimensions comme une succession de profils en deux dimensions mis « bout à bout » suivant la direction choisie (Marache, 2002). Ces paramètres étant directionnels, cette démarche est réalisée pour toutes les directions (360°) avec un pas de 1°. Les images de la figure II.26 illustrent les résultats obtenus pour la surface rugueuse précédente (Figure II.25). Les courbes noires représentent les valeurs obtenues par la première

numérisation et les courbes grises représentent les valeurs issues de la seconde numérisation réalisée par notre opérateur. Ainsi, les écarts entre les deux courbes illustrent l'erreur due au repositionnement numérique. Ces écarts sont faibles : l'allure globale des courbes est semblable. L'erreur maximale est calculée pour chaque paramètre afin de déterminer l'incertitude induite par le repositionnement ($\Delta Z_2 \pm 5\%$, $\Delta Z_3 \pm 8\%$, $\Delta Z_4 \pm 8\%$, $\Delta RL = \pm 0,25\%$).

Le Tableau II.7 récapitule les valeurs des paramètres obtenues dans la direction de cisaillement. Cette dernière est classiquement déterminée dans la direction où la rugosité est la moins marquée (perpendiculaire à l'excentricité). Lors des campagnes expérimentales, cette direction a été fixée par une observation visuelle du profil de rugosité, le traitement des paramètres n'ayant pas été réalisé.

Paramètres	Z_2		Z_3		Z_4		RL	
	1	2	1	2	1	2	1	2
Campagne expérimentale								
Moyenne	0,243	0,128	0,549	0,146	0,352	0,191	1,028	1,008
Écart-type	0,071	0,013	0,195	0,011	0,260	0,170	0,014	0,002
Maximum	0,355	0,144	1,020	0,161	0,725	0,529	1,050	1,01
Minimum	0,164	0,113	0,290	0,127	0,001	0,013	1,010	1,006

Tableau II.7 : Variabilité des paramètres de rugosité pour les différentes surfaces rugueuses étudiées.

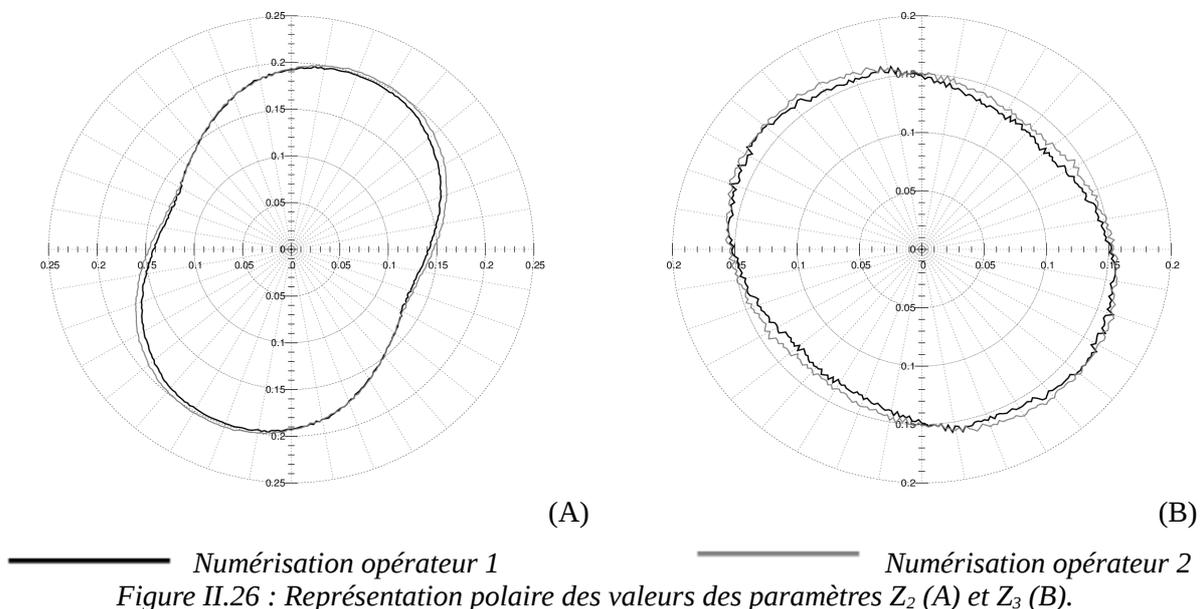
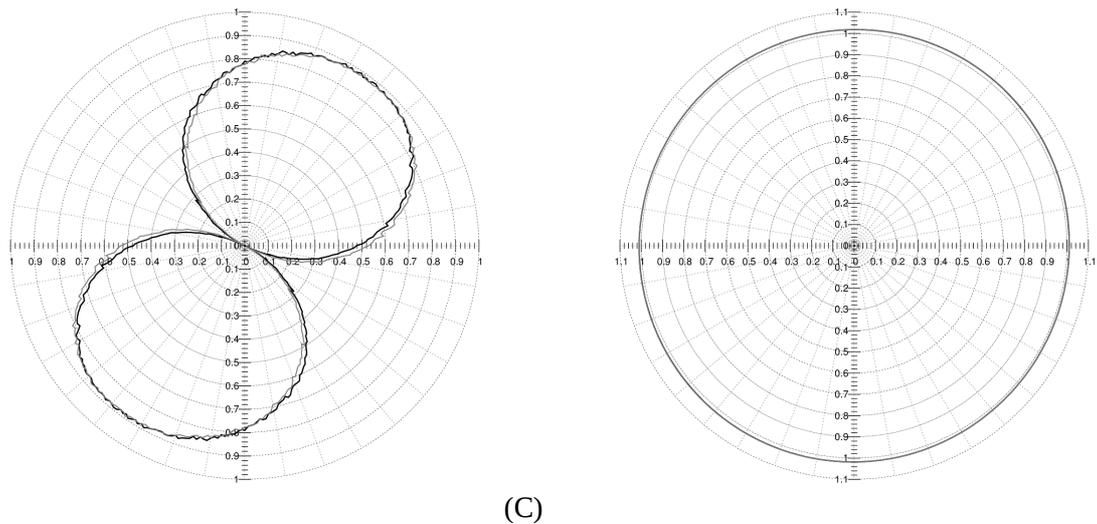


Figure II.26 : Représentation polaire des valeurs des paramètres Z_2 (A) et Z_3 (B).



————— Numérisation opérateur 1 ————— Numérisation opérateur 2
 Figure II.27 : Représentation polaire des valeurs des paramètres Z_4 (C) et RL (D).

Pour conclure, ces deux séries de numérisation ont permis de quantifier la rugosité par les paramètres Z_2 , Z_3 , Z_4 et RL . Les faibles valeurs obtenues ($Z_2 < 0,5$; $Z_3 < 1$; $|Z_4| < 0,9$ et $RL < 1,05$) sont du même ordre de grandeur pour les différents échantillons sains et indiquent une rugosité peu marquée (Gentier, 1986).

2.3. Dégradation chimique

a) Protocole de dégradation

De nombreux essais de cisaillement directs sont décrits dans la littérature (Flamand, 2000 ; Gentier, 1986 ; Marache, 2002 ; Rousseau, 2010). Les travaux présentés trouvent leur originalité dans le conditionnement des surfaces rugueuses. Afin d'observer l'influence d'une dégradation chimique sur le comportement mécanique d'une discontinuité, les échantillons sont immergés pendant six heures dans une solution acide à pH maintenu constant ($[HCl] = 0,6 \text{ mol.l}^{-1}$). Le pH d'une telle solution, égal à 0,22, est très inférieur à celui cité dans la bibliographie relative à l'acidification du géofluide issue du stockage géologique du CO_2 (pH = 5,80 (Kaszuba et al., 2003)). Ne souhaitant pas avoir une durée d'immersion de plus d'une journée, la réaction chimique mise en avant dans le chapitre 1 (dissolution de la calcite et dissolution partielle du quartz) a été accélérée par une augmentation de la concentration en acide. Dans le but de limiter l'attaque aux surfaces rugueuses, les échantillons sont immergés en suspension sur une hauteur de 1 cm. La figure II.28 illustre un échantillon suite à l'immersion dans l'acide. Cette mise en place de l'échantillon limite l'étude à la phase de dissolution car le phénomène de précipitation n'a pas lieu sur la surface rugueuse : le produit de la précipitation tombe au fond du récipient par gravité et ne reste pas sur les aspérités. Des échantillons de référence sont immergés dans l'eau pendant la même durée. Lors de la première campagne expérimentale, trois joints ont été dégradés chimiquement et trois autres ont servi de référence. Lors de la seconde série d'essais, trois joints ont été immergés dans une solution acide et un seul autre dans de l'eau.

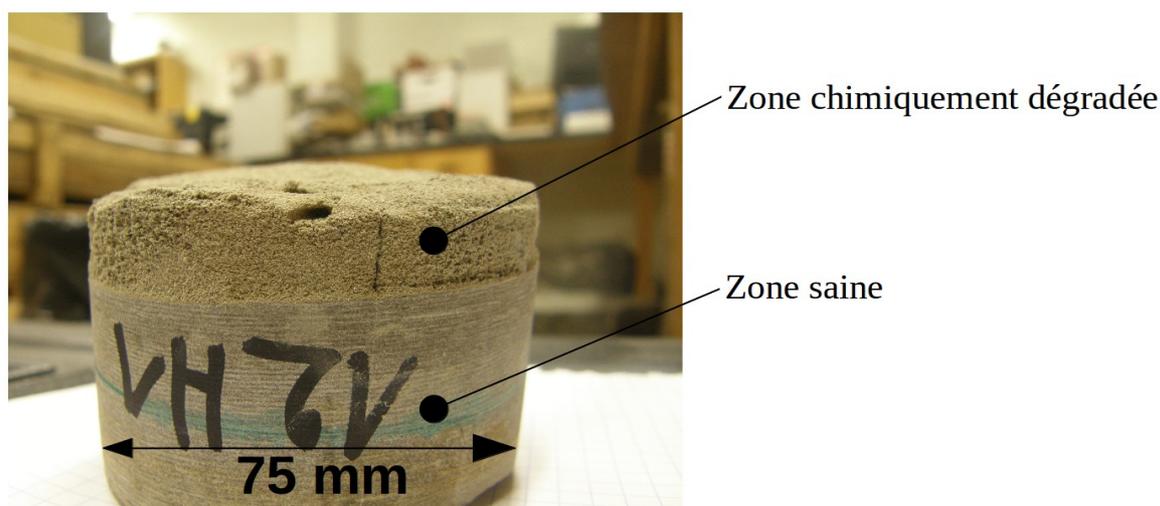


Figure II.28 : Observation de la dégradation de la roche induite par l'acide.

Un examen visuel (Figure II.28) des surfaces après l'attaque chimique témoigne d'une modification de la géométrie de la surface rugueuse du joint qui, globalement, tend à devenir lisse. La surface change de couleur suite à l'immersion dans l'acide : le gris se rapproche des tons ocres. Initialement dure, la roche à la surface devient tendre et non cimentée avec une porosité et un déchaussement visible à l'œil. Cette description du matériau dans son état postérieur à l'attaque chimique semble proche du faciès du grès se situant dans la partie inférieure de la couche géologique. Cependant, n'ayant pas eu accès à de tels échantillons, cette comparaison ne pourra être plus avancée. En conclusion, ces observations confirment que l'acide a modifié l'état de surface du joint et ses propriétés.

b) Évolution des caractéristiques avec la dégradation

Lors de la première campagne expérimentale, les échantillons à l'état saturés ont été pesés avant et après l'attaque chimique. La différence des deux masses représente une partie de la quantité de matière perdue. La figure II.29 présente le pourcentage de masse perdue par rapport à la masse saturée initiale. Les éprouvettes notées de 1 à 6 sont composées d'une éponte inférieure notée I et d'une éponte supérieure notée S. Les échantillons dégradés chimiquement sont désignés par un A et ceux de référence immergés dans l'eau par un E. Pour ces derniers, la masse de matériau dissous est négligeable étant dans la précision de la balance. Dans le cas des joints immergés dans l'acide, le pourcentage est significatif mais il varie d'une éprouvette à l'autre. Par exemple, l'échantillon 6IA a un pourcentage sept fois supérieur à celui de 5IA. Au niveau du joint, l'acide dégrade donc les lèvres de part et d'autre de la discontinuité : chaque éponte perd du matériau. Il est à supposer que les lèvres des fissures « jeunes » dégradées chimiquement ne correspondent plus.

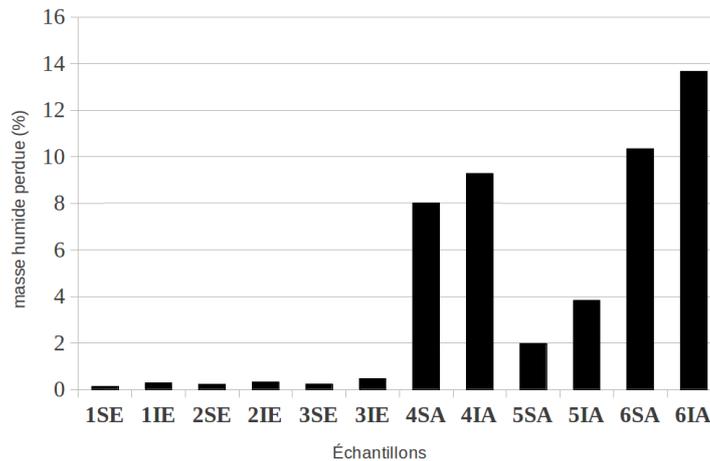


Figure II.29 : Variation de la masse après l'attaque chimique.

c) Influence de l'attaque chimique sur la rugosité

La seconde campagne expérimentale, comprenant la mise en place du protocole de ré-empoîtement numérique, a permis de comparer les surfaces rugueuses avant et après la dégradation chimique dans le but d'observer son influence sur les caractéristiques géométriques de la rugosité.

La figure II.30 représente la différence entre les hauteurs des aspérités d'une surface rugueuse avant et après l'attaque chimique. Cette perte de matière est liée directement à la dissolution de minéraux au contact de l'acide. La variation des couleurs montre que l'endommagement chimique n'est pas homogène sur toute la surface. Il y a des zones très dégradées (rouge) qui ont entraîné par exemple le déchaussement d'inclusions, ce qu'illustre la zone rouge sur la figure II.30 correspondant à une baisse ponctuelle de 3 mm.

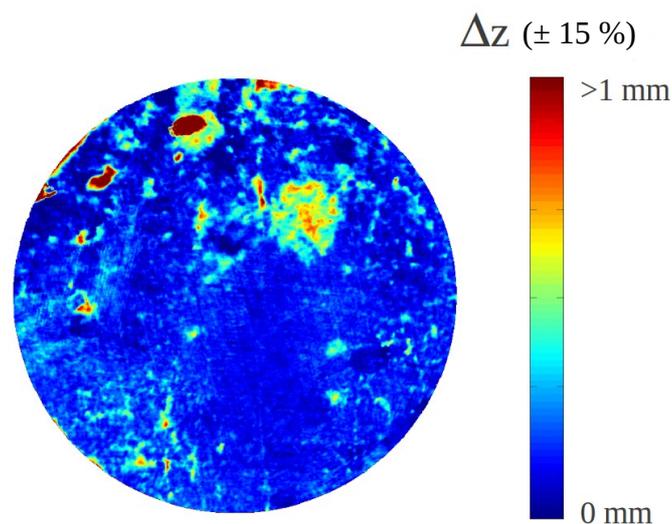


Figure II.30 : Différence d'altitude d'un profil rugueux avant et après l'attaque chimique (repositionnement à $\pm 15 \%$).

Les figures II.31A à II.31C illustrent l'évolution de la valeur des paramètres Z_2 , Z_3 et Z_4 d'une surface de référence immergée dans de l'eau. Les figures II.32A à II.32C représentent la variation des paramètres de rugosité d'une surface rugueuse dégradée dans un bain d'acide. Le paramètre RL ayant une évolution faible (augmentation maximale de 2 %), il n'a pas été représenté par la suite. Sur chaque graphique, les valeurs initiales (avant immersion) sont tracées par le trait continu noir et les valeurs finales en gris. Afin de représenter les incertitudes induites par le repositionnement, le pourcentage d'erreur précédemment fixé pour chaque paramètre, est appliqué aux valeurs finales formant ainsi le fuseau d'incertitudes porté sur les illustrations.

À l'image des graphiques de la figure II.31, l'évolution des paramètres des deux surfaces du joint de référence est considérée comme négligeable car les valeurs initiales et le fuseau des valeurs finales se superposent.

Pour l'échantillon dégradé, le paramètre Z_2 (Figures II.32A) augmente de manière globale dans toutes les directions (+40 % pour l'angle 0°). L'attaque acide a pour effet de diminuer l'anisotropie initiale de l'échantillon. Le même constat est formulé pour le paramètre Z_3 (Figures II.32B). Pour une surface dégradée, la rugosité est donc plus marquée. L'évolution de Z_4 (Figures II.32C) est moins significative mais les valeurs tendent à diminuer pour certaines directions (directions des valeurs de Z_4 les plus grandes), engendrant donc une diminution du volume de matériau cisailé. Il est à noter que la direction de cisaillement étant choisie pour des valeurs de Z_2 et Z_4 faibles, la variation de Z_4 reste négligeable dans la direction de cisaillement.

Le Tableau II.8 résume la variation des paramètres de rugosité de chaque surface, calculée dans la direction de cisaillement avant et après immersion dans l'eau pour l'échantillon de référence, et après immersion dans la solution acide pour trois autres échantillons.

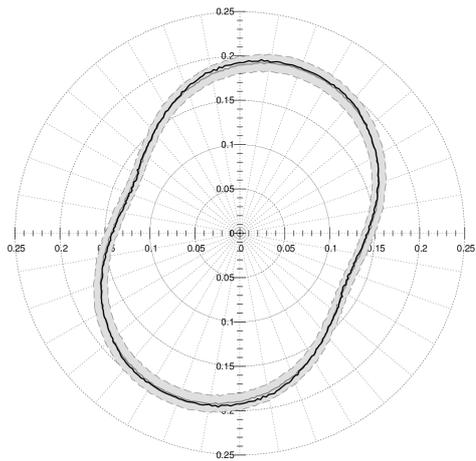
Joint	Éponte	ΔZ_2 (%)	ΔZ_3 (%)	ΔZ_4 (%)	ΔRL (%)	Immersion
R	Inférieure	0,04	-0,98	0,14	-0,001	Eau
	Supérieure	-3,98	-8,96	-369	-0,075	
1	Inférieure	-2,39	-4,88	-8,381	-0,029	Acide
	Supérieure	-1,915	-1,446	194,24	-0,023	
2	Inférieure	-13,59	-29,43	8,92	-0,223	Acide
	Supérieure	-8,069	-15,03	-65,66	-0,101	
3	Inférieure	-41,85	-65,46	18,973	-0,739	Acide
	Supérieure	-59,41	-85,48	87,604	-1,158	

Tableau II.8 : Variation des paramètres de rugosité des surfaces attaquées chimiquement dans la direction de cisaillement.

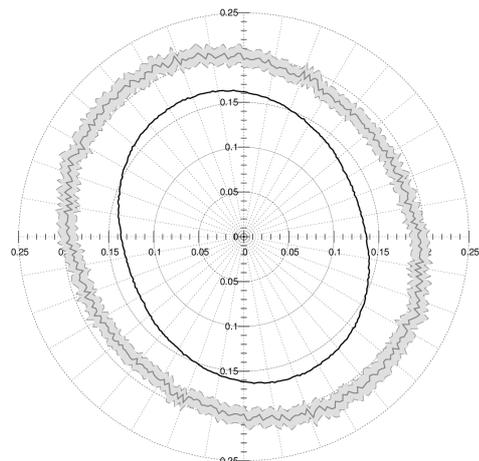
L'analyse des paramètres Z_2 et Z_3 indique qu'en moyenne, l'attaque acide augmente leur valeur, néanmoins cette augmentation est très variable d'une surface à l'autre. L'étude du paramètre Z_4 est plus délicate car son calcul est très sensible à la direction de cisaillement : pour les directions où il est le plus faible, l'erreur induite par le repositionnement est maximale, ce qui peut entraîner des écarts importants et des valeurs aberrantes. Cependant, l'image du graphique (Figure II.31C) démontre que la variation globale n'est pas importante par rapport aux autres paramètres. Le paramètre RL est augmenté suite à l'attaque chimique.

Néanmoins, ces différentes augmentations ne sont pas significatives et les valeurs finales des paramètres indiquent toujours une rugosité faible.

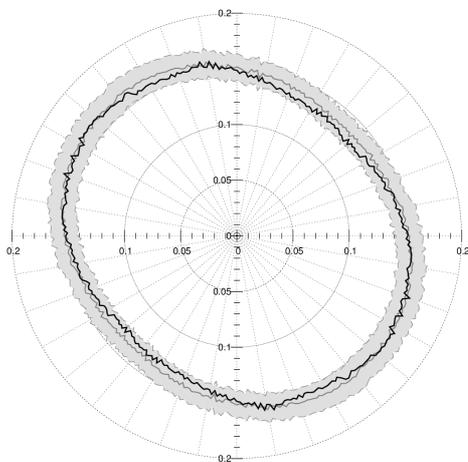
Pour conclure, l'attaque chimique a pour effet de dissoudre du matériau (perte de masse mesurée). L'étude des surfaces rugueuses avant et après a montré une modification légère de la topographie. Les observations visuelles confirment une modification de la nature du matériau se traduisant potentiellement par une ouverture de porosité (porosité visible à l'œil nu). À l'image des travaux d' Andreani (Andreani et al., 2008), la dissolution du matériau se situe au niveau de la surface rugueuse, mais également dans le volume à proximité de la lèvres de fissure. Cependant, des études supplémentaires seront à réaliser afin d'améliorer la caractérisation de l'attaque chimique dans le cadre de la roche étudiée. A l'échelle microscopique, l'évolution minéralogique au niveau de la surface suite à l'attaque chimique devra être déterminée afin de d'étudier l'influence des caractéristiques macroscopiques mécaniques. Pour une application numérique, d'autres données sont à déterminer, telle que la vitesse de propagation du front de dissolution.



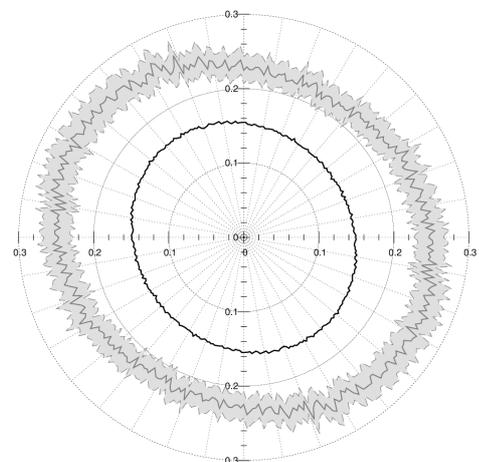
A



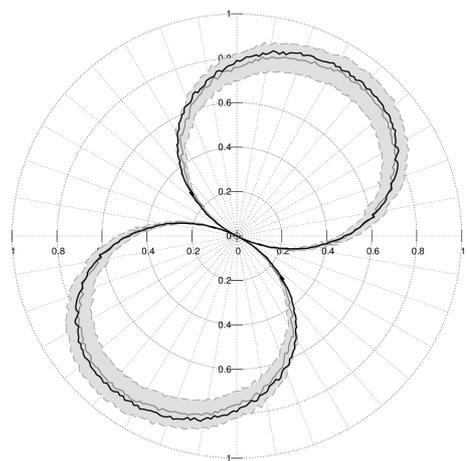
A



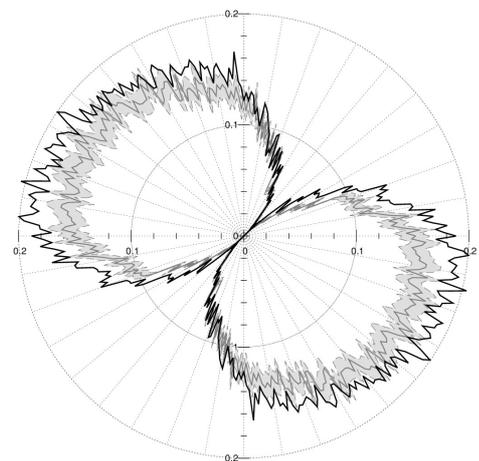
B



B



C



C

———— Avant immersion

———— Après immersion

Figure II.31 : Représentation polaire des valeurs des paramètres Z2 (A), Z3 (B), Z4 (C) pour une surface référence (éponge inférieure de référence).

Figure II.32 : Représentation polaire des valeurs des paramètres Z2 (A), Z3 (B), Z4 (C) pour une surface dégradée chimiquement (éponge inférieure de l'échantillon 3).

2.4. Essais de cisaillement direct

Les essais de cisaillements direct présentés dans ce paragraphe ont été réalisés à l'Université de Sherbrooke au département du Génie Civil au sein du laboratoire de mécanique des roches et de la géologie appliquée.

a) Protocole d'essai

Après immersion (dans l'eau ou l'acide), les joints rocheux sont testés dans une boîte de cisaillement direct (Figure II.33). Contrairement au montage classique, l'effort normal est ici appliqué par un piston horizontal (6) ($F_{\max} = 50 \text{ kN}$) et l'effort tangentiel est mesuré par une cellule de charge (3) qui bloque l'éponte fixe (1). Le montage est posé sur une presse MTS ($F_{\max} = 3500 \text{ kN}$) qui est 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 (2) par rapport à la fixe (1) est mesuré par quatre capteurs de déplacement (5) (LVDT). Quant au déplacement tangentiel, il est mesuré par un cinquième capteur (4) placé au dessus de l'éponte mobile (2).

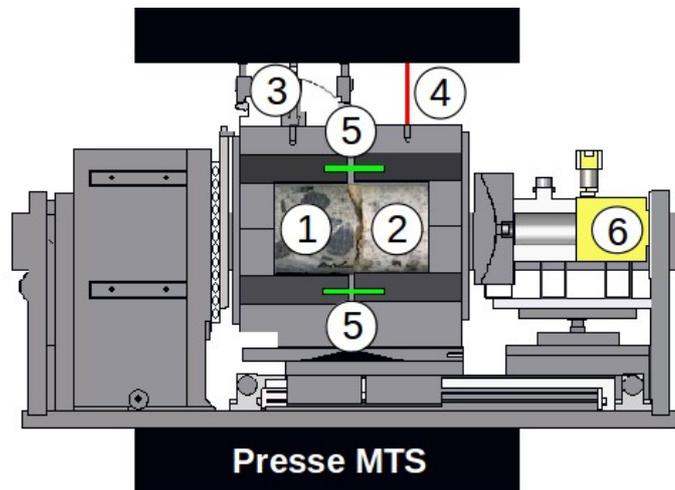


Figure II.33 : Schéma de la boîte de cisaillement d'après Rousseau (2010).

Les descriptions de l'appareillage et du protocole de mise en place des échantillons ne feront pas l'objet de précisions supplémentaires, le lecteur pouvant trouver toutes les informations relatives à la procédure des essais de cisaillement directs développée à l'Université de Sherbrooke dans Rousseau (2010).

b) Résultat et discussion

• Campagne expérimentale 1

Lors de la première campagne expérimentale, six essais de cisaillement direct (trois joints rocheux de référence immergés dans l'eau et trois discontinuités endommagées chimiquement) ont été menés à une force normale constante égale à 4,42 kN, ce qui correspond 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'un faible effort normal a été conditionné par la volonté de mettre en valeur l'effet de la rugosité.

La figure II.34A présente la photographie de la rugosité d'une éponte de référence après l'essai de cisaillement direct, alors que la figure II.35A présente celle d'une éponte chimiquement endommagée. Dans les deux cas, les surfaces de contact sont les zones les plus claires de l'image. Afin de mettre en avant les surfaces endommagées mécaniquement, un traitement d'images (seuillage et binéarisation) est appliqué aux photographies (Riss et al., 1997) : les zones considérées cisillées ont un niveau de gris inférieur à 153. Sur l'échantillon de référence (Figure II.34B), les surfaces de contact sont ponctuelles et représentent environ 9 % de la surface totale. Elles illustrent la destruction des aspérités les plus grandes. En ce qui concerne l'échantillon attaqué chimiquement (Figure II.35B), les zones cisillées sont plus dispersées et représentent environ 20 % de la surface totale. Le matériau mobilisé lors de l'essai de cisaillement forme des traînées dans la direction du cisaillement. Il est à noter que ce résultat est seulement qualitatif en raison, à la fois du changement de couleur de la roche suite à l'attaque, et des fluctuations de la luminosité au cours de la prise d'images. Cependant, la forme et l'étendue des zones cisillées sont considérablement modifiées par l'attaque chimique.

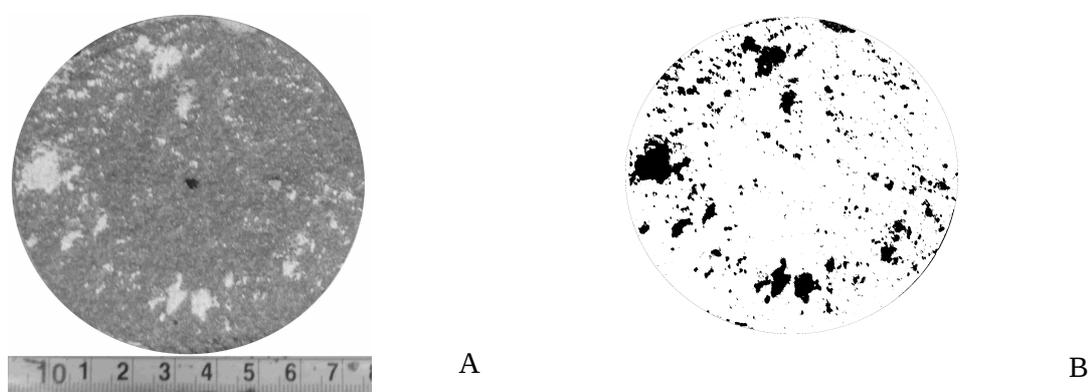


Figure II.34 : A) Photo post-cisaillement d'une surface référence B) Analyse par seuillage et binéarisation de la surface référence cisillée.

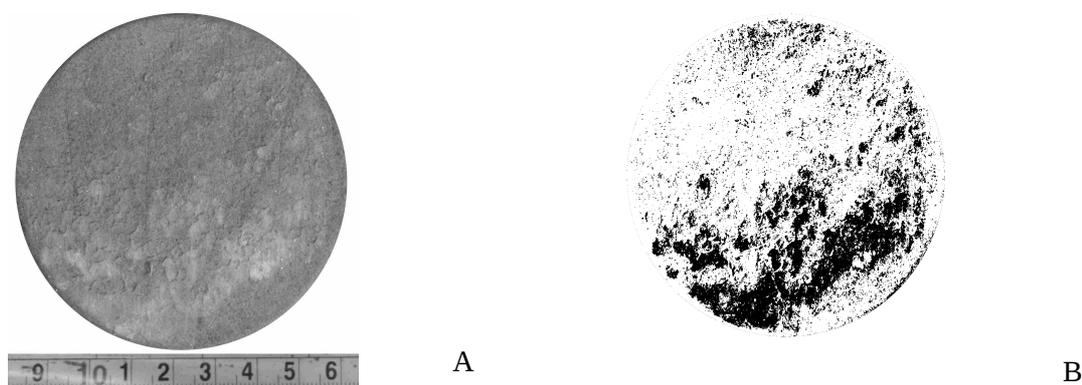


Figure II.35 : A) Photo post-cisaillement d'une surface chimiquement dégradée B) Analyse par seuillage et binéarisation de la surface chimiquement dégradée et cisillée.

Les courbes des figures II.36 et II.37 illustrent les résultats des trois essais de cisaillement directs sur des surfaces saines (courbe noire et fuseau gris) et des trois essais sur des surfaces endommagées chimiquement (courbe grise et fuseau gris clair). Les fuseaux représentent les extrêmes de chaque série pour chaque pas de temps (0,25 secondes). Les moyennes sont matérialisées par les traits continus. La courbe théorique de la contrainte normale, calculée à partir de la surface de contact dépendante de la vitesse d'avancement et de la force normale appliquée, est modélisée par la trait en pointillé noir.

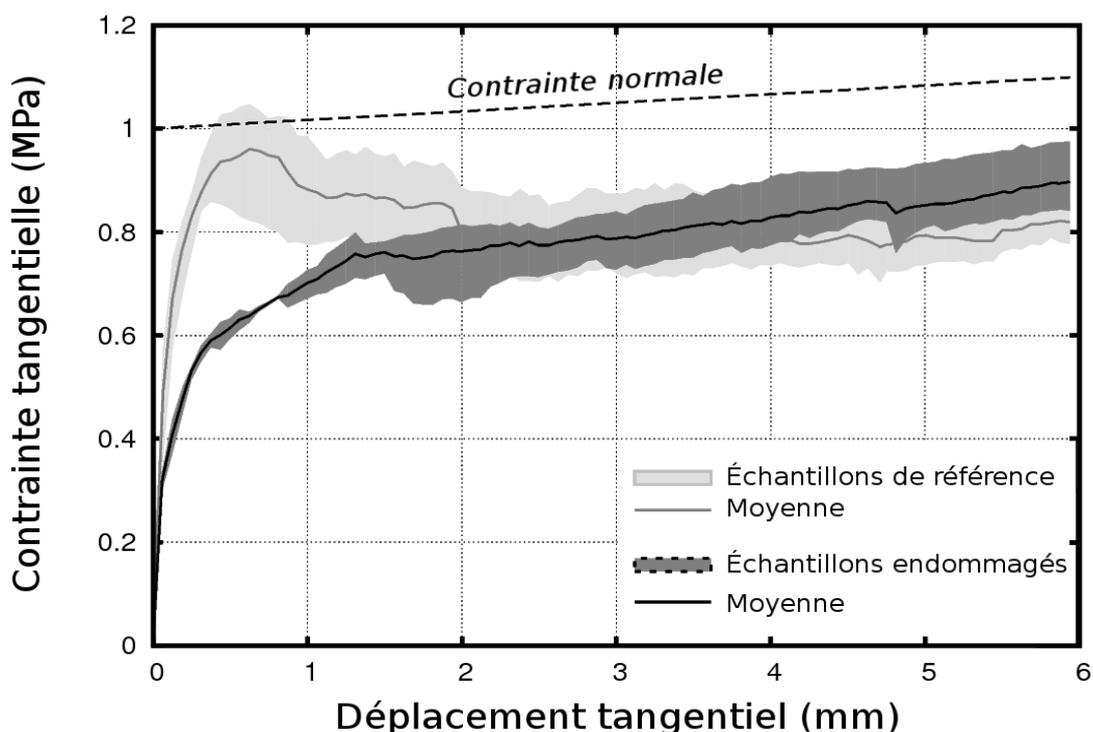


Figure II.36 : Courbe contrainte tangentielle/déplacement tangentiel : comparaison des joints dégradés chimiquement avec les joints références.

Les courbes de contrainte tangentielle et de contrainte normale en fonction du déplacement tangentiel sont représentées à la Figure II.36. Les contraintes sont calculées en divisant les forces mesurées par la surface de contact théorique entre les épontes (corrigées par le déplacement tangentiel). La courbe moyenne des échantillons sains (gris foncé) illustre le comportement typique d'un joint de faible rugosité (Lopez, 2000 ; Rousseau, 2010), confirmant ainsi les valeurs des paramètres de rugosité mesurées. La contrainte tangentielle atteint un pic avant de décroître vers la contrainte résiduelle, 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 aux joints de référence 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 avec la disparition du pic. La rigidité de l'échantillon représente la pente de la courbe linéaire au début de l'essai. Le Tableau II.9 donne les moyennes et les écart-types pour chaque série (échantillons endommagés et échantillons sains), calculés par la méthode de la régression linéaire, pour un déplacement tangentiel maximum de 0,1 mm. L'attaque chimique a pour effet de diminuer fortement la rigidité initiale des échantillons. Le comportement post-pic des échantillons

endommagés est intéressant : la moyenne des contraintes résiduelles tend à augmenter, cependant, étant en force normale constante, il est difficile d'affirmer si cette augmentation est induite par une nouvelle rigidité post-pic ou par l'augmentation de la contrainte normale.

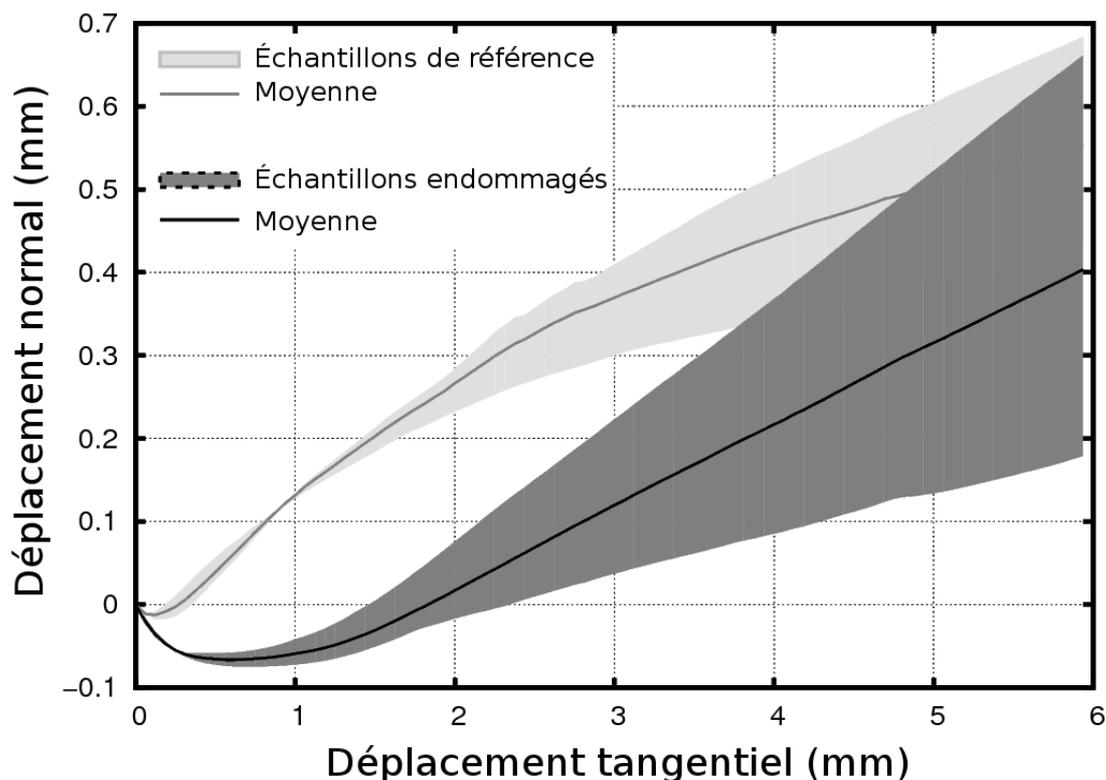


Figure II.37 : Courbes de dilataance : comparaison des joints dégradés chimiquement avec les joints références.

La figure II.37 représente les courbes de dilataance obtenues lors des essais. Elles illustrent l'évolution du déplacement normal en fonction du déplacement tangentiel correspondant à l'ouverture de la fissure au cours de l'essai. L'évolution de la courbe moyenne des échantillons de référence est similaire aux résultats de la littérature. Au début du test, l'ouverture décroît jusqu'à un minimal négatif : ceci correspond à la contractance, soit la phase de ré-emboîtement des deux surfaces rugueuses complémentaires dans leur position initiale. Une fois cette assise réalisée, 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 deuxième 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.

Le comportement en dilataance des joints attaqués chimiquement est fortement perturbé, la phase de contractance (Tableau II.9) est plus importante et la dilataance croît de manière linéaire jusqu'à la fin de l'essai. L'angle de dilataance pour chaque essai est calculé comme la pente de la courbe de dilataance pour le déplacement tangentiel correspondant au pic de contrainte. La valeur moyenne de l'angle 'i' pour les échantillons dégradés est inférieure et plus dispersée que celle des échantillons sains. Dans les deux cas, elle correspond au déplacement tangentiel du pic de contrainte qui se produit au début de l'essai pour la première série et à la fin de l'essai pour la deuxième série.

Paramètres	Échantillons sains		Échantillons attaqués	
	Valeur moyenne	Écart -type	Valeur moyenne	Écart -type
Rigidité K (MN/m)	5,86	1,22	3,48	0,10
Coefficient de corrélation	0,97	0,01	0,95	0,01
Contractance maximum (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 dilatance i (degrés)	12,20	1,07	7,23	3,05
Déplacement tangentiel pour i (mm)	0,54	0,30	5,94	0,01

Tableau II.9 : Caractéristiques issues des résultats des essais de cisaillement.

Ces premiers résultats illustrent une profonde modification du comportement initial du joint rocheux dégradé chimiquement et sollicité en cisaillement : perte du pic de contrainte, perte de la rigidité, forte contractance. Ces mécanismes se déroulant pour des déplacements tangentiels pré-pic ($< 0,5$ mm), l'attaque acide agit donc sur les petites aspérités. En ce qui concerne les structures topographiques des grandes longueurs d'ondes, les résultats sur la contrainte résiduelle et la dilatance finale ne permettent pas de conclure sur l'effet de la dégradation chimique. La cause du changement de comportement n'est pas déterminée, il peut être dû à une augmentation de la contrainte normale, à une dégradation chimique des plus grandes aspérités, ou encore à un couplage des deux phénomènes.

• Campagne expérimentale 2

La seconde campagne expérimentale a eu pour double objectif de confirmer les premiers résultats et d'étudier la phase post-pic à contrainte normale constante.

Le protocole de repositionnement a été mis en place pour pouvoir étudier les variations des paramètres de rugosité et confirmer la dégradation des aspérités de petites longueurs d'ondes par l'acide (utilisation d'un pas de 0,1 mm). Cependant, tel que relaté précédemment, cette évolution de la rugosité reste variable et est souvent négligeable.

Des essais à contrainte normale constante ont été réalisés afin de pouvoir étudier l'évolution de la contrainte résiduelle des échantillons dégradés chimiquement, ce qui correspond à la mise en œuvre du second objectif. Une contrainte est par définition le quotient d'une force par la surface à laquelle elle s'applique. Dans le cas d'un joint rocheux, la surface en contact théorique est utilisée. Initialement, cette dernière est égale à l'aire du disque correspondant au diamètre de l'échantillon, puis elle diminue au cours de l'essai. Afin de maintenir la contrainte constante, il est donc nécessaire d'imposer une force décroissante proportionnelle à l'évolution de la surface de contact théorique. Le calcul de l'aire interceptée par deux disques de même diamètre a défini une rampe de chargement pour l'effort normal.

La figure II.38 rend compte des évolutions de la contrainte normale en fonction du déplacement tangentiel pour les quatre essais : trois joints dégradés chimiquement et un joint de référence. Initialement à 1 MPa, la contrainte normale croît au début de chaque essai et tend à se stabiliser pour un déplacement égal à 0,5 mm pour l'échantillon de référence, et égal à 2 mm pour les échantillons endommagés chimiquement. Ce non respect de la consigne imposée (1 MPa) reste cependant acceptable (9 % pour la référence et 6 % pour les

endommagés). Elle peut s'expliquer par l'utilisation d'une force normale (4,42 kN) se situant dans la gamme d'utilisation basse du vérin. Toutefois, à la fin des essais, pour un déplacement tangentiel supérieur à 2 mm, la courbe de contrainte normale se stabilise. Au delà de ce déplacement, le cisaillement est donc réalisé à contrainte constante. La courbe de l'échantillon endommagé 2 chute de 40 N pour un déplacement tangentiel de 3,7 mm, traduisant une rupture brutale d'une aspérité prépondérante.

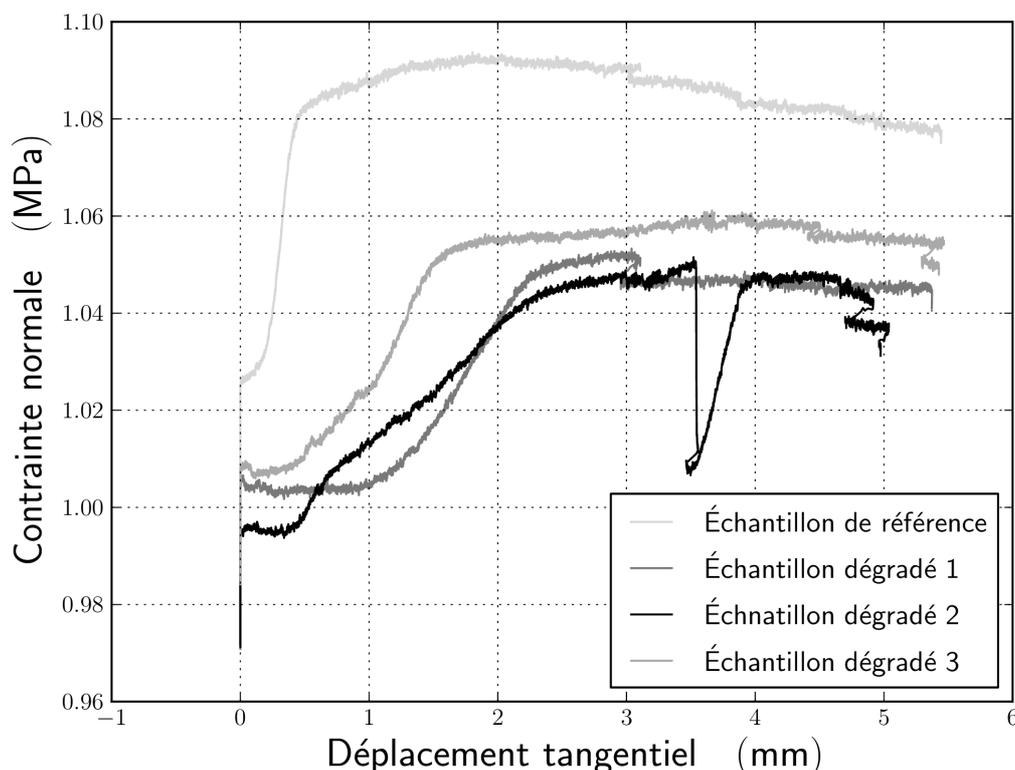


Figure II.38 : Courbes contraintes normales en fonction du déplacement tangentiel.

Les figures II.39 et II.40 représentent les courbes de contraintes/déplacement et les courbes de dilataance des essais de la seconde campagne expérimentale. Les observations notées précédemment sont valables pour cette série : disparition du pic, perte de rigidité, augmentation de la contractance. De manière générale, la contractance des trois échantillons endommagés chimiquement est beaucoup plus importante et perdue sur 1 mm. Cela correspond à un réarrangement des surfaces afin de déterminer la meilleure assise qui permettra d'avoir un comportement dilatant par la suite.

L'étude se concentre sur le comportement post-pic des échantillons endommagés et plus particulièrement les phases IV et V caractérisant le comportement résiduel du joint (voir chapitre I, paragraphe 2.3.b). À l'image de l'échantillon sain, le glissement/frottement des surfaces l'une sur l'autre est gouverné, lors de la phase V, par les structures topographiques à grandes longueurs d'ondes. L'orientation de ces structures par rapport à la direction de cisaillement influence la dilataance qui peut alors être positive, nulle, ou négative. À contrainte constante, les résultats diffèrent pour les trois échantillons.

L'échantillon 1 a une contrainte résiduelle constante égale à 0,8 MPa proche de la contrainte résiduelle de l'échantillon sain. Elle se traduit sur la courbe dilataance par une pente douce qui tend à être parallèle à celle de l'échantillon référence. Le comportement post-pic de

cet échantillon endommagé est très proche de celui de l'échantillon sain, mais il est beaucoup plus régulier (au niveau de la courbe des contraintes) comme celui de la courbe de cisaillement d'un sable lâche. La linéarité de la courbe de l'échantillon endommagé par rapport au joint sain peut s'expliquer par l'arrachement du matériau (Figure II.35A) qui a tendance à favoriser le glissement, par rapport aux petites aspérités de l'échantillon sain qui bloquent le déplacement (augmentation de la contrainte résiduelle) avant de rompre (chute de la contrainte résiduelle). La calcite étant le minéral majoritairement dissout, il est à supposer que ce sont les grains composés majoritairement de quartz qui constituent ce matériau de remplissage.

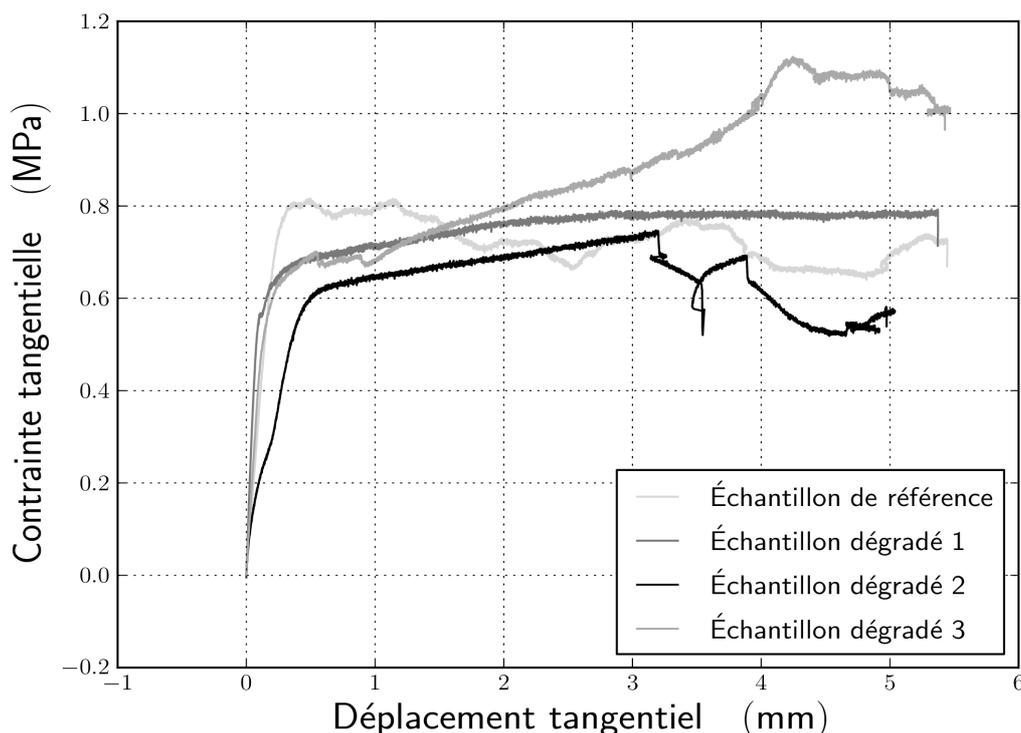


Figure II.39 : Courbes contrainte tangentielle en fonction du déplacement tangentiel.

Le comportement de l'échantillon dégradé 2 est semblable à celui de l'échantillon 1 jusqu'à 3 mm de déplacement tangentiel. L'allure lisse de la courbe illustre le même phénomène que celui décrit précédemment : glissement sur un matériau de remplissage. Cependant, au delà de 3 mm, la courbe de contrainte montre trois chutes : la première pour un déplacement de 3,2 mm, la deuxième pour un déplacement de 3,5 mm, et la troisième pour un déplacement de 3,9 mm. La première chute n'a pas de conséquence significative sur la courbe de dilatance alors que la deuxième entraîne une forte diminution de l'angle de dilatance (pente de la courbe). Suite à cette perturbation, l'angle reprend un comportement post-contractance (pente positive mais faible). La troisième et dernière chute de contrainte implique une modification de ce comportement : la pente de la courbe de dilatance augmente pour être trois fois supérieure à celle de l'échantillon 1 au delà de 4 mm de déplacement. Cette succession d'événements traduit la rupture d'aspérités prépondérantes suivie de courtes phases de ré-empoûtement. Il reste cependant difficile de déterminer si cette rupture est due à une fragilisation du matériau suite à l'attaque chimique, ou si la topographie de grandes longueurs d'ondes est à l'origine de ces phénomènes.

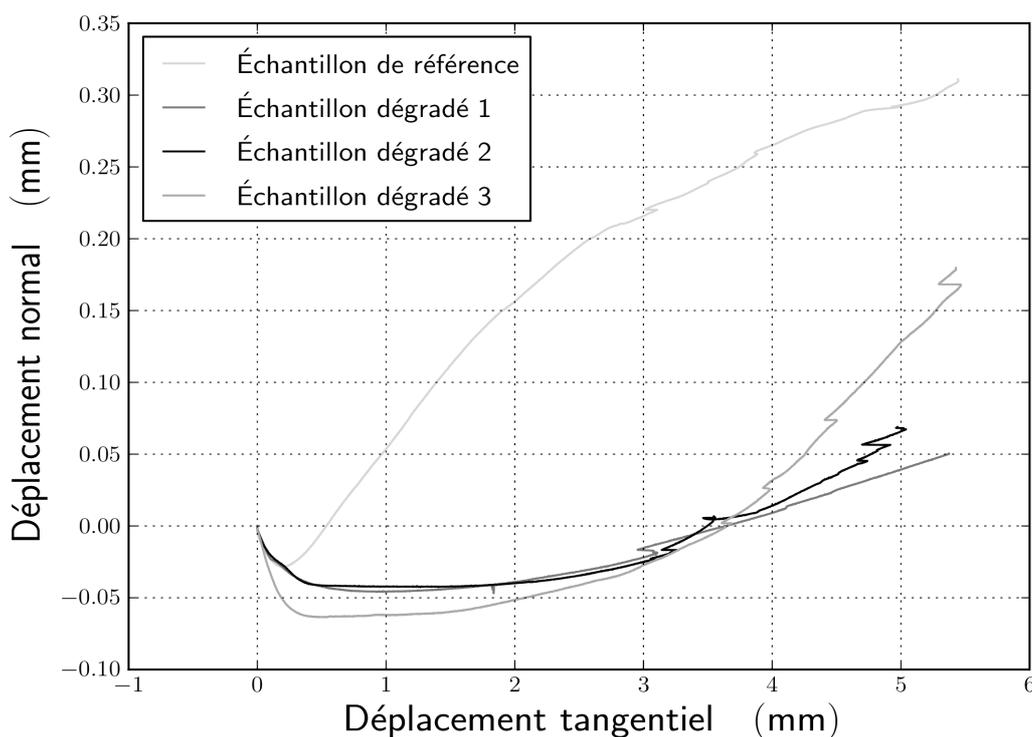


Figure II.40 : Courbes de dilataance.

Le comportement de l'échantillon endommagé 3 est comparable au deux autres échantillons jusqu'à 3 mm. Ensuite, la contrainte résiduelle augmente jusqu'à 1,1 MPa pour un déplacement de 4,2 mm. Elle décroît ensuite pour atteindre une contrainte finale de 1 MPa. S'agissant de la dilataance, après une forte contractance, la courbe croît en décrivant une pente quatre fois supérieure à celle de l'échantillon 1 ou de l'échantillon sain. Ce comportement est gouverné par les structures topographiques de grandes longueurs d'ondes. L'étude de la rugosité a montré une modification importante pour ce joint, cependant, ces paramètres ont été calculés pour des pas de 0,1 mm : ils caractérisent donc les aspérités de petite taille et non les structures topographiques de grandes longueurs d'ondes. Dans ce cas également, il est difficile de conclure si l'attaque acide a joué un rôle dans la modification du comportement résiduel au delà de 3 mm.

L'analyse des résultats de cette seconde campagne expérimentale confirme la dissolution des petites aspérités de surface illustrée par la disparition du pic de contrainte et la forte contractance. L'étude post-pic se divise en deux zones. La première se situe pour un déplacement tangentiel compris entre 0,5 mm et 3 mm. Le comportement des trois échantillons pour ces déplacements est similaire. L'allure des courbes de contraintes et des courbes de dilataance des joints endommagés évoque le comportement d'un sable lâche cisailé. L'aspect lisse des courbes comparé à la courbe sinueuse de l'échantillon sain semble donc indiquer que le frottement est réalisé sur du matériau arraché (quartz). Au-delà de 3 mm, les trois comportements diffèrent fortement. La cause de cet écart est imputable aux structures topographiques de grandes longueurs d'ondes. Il reste cependant difficile à déterminer si cette différence était initiale ou si elle est due à l'attaque chimique.

En conclusion, le dispositif et les protocoles expérimentaux mis en place ont démontré la modification du comportement au cisaillement d'un joint rocheux suite à une attaque chimique.

Tout d'abord, les études non destructives relatives à l'impact de l'attaque acide sur les surfaces rugueuses montrent qu'il y a une perte de matériau : au niveau de la surface (dissolution par contact) mais également dans le volume de matériau à proximité de la discontinuité (dissolution par diffusion). La première dissolution surfacique a été mise en valeur à travers la superposition des surfaces avant et après attaque chimique, puis par l'étude de l'évolution des paramètres Z_2 , Z_3 , Z_4 et RL. La seconde dissolution par diffusion s'appuie sur les travaux d'Andreani (Andreani et al., 2008) et sur un constat visuel de la roche dégradée chimiquement.

Ensuite, les résultats des essais de cisaillement direct témoignent d'un profond changement dès le début des essais. Au niveau de la courbe des contraintes, le pic de contrainte disparaît et la rigidité tangentielle diminue. Pour la dilatance, cela se traduit graphiquement par une forte contractance et une diminution de l'angle de dilatance. Par la suite, le comportement au cisaillement est gouverné par le matériau arraché lors de la première phase. Ce phénomène adoucit les courbes de contrainte des échantillons chimiquement attaqués en les faisant tendre vers le comportement d'un sable lâche. Au-delà de 3 mm, à contrainte constante, trois comportements différents sont observés. Ils sont gouvernés par les structures topographiques de grandes longueurs d'ondes qui diffèrent d'un échantillon à l'autre, ce qui ne permet pas de conclure sur l'effet de l'attaque acide sur les aspérités prépondérantes.

Ce travail a mis en exergue l'importance de la rugosité dans le comportement d'un joint rocheux dégradé chimiquement. Les petites aspérités mal cimentées suite à l'attaque chimique engendrent, après arrachement, un matériau de remplissage. Ce dernier favorise le frottement jusqu'à un déplacement limite où le comportement au cisaillement du joint est gouverné par les structures topographiques de grandes longueurs d'ondes. Cependant, dans ce dernier cas, il est impossible de déterminer l'influence de l'attaque chimique dans la mesure où les échantillons sont tous différents. Une étude portant à la fois sur la profondeur de diffusion et sur le gradient de concentration de l'acide dans la roche permettrait de compléter ce travail. L'étude de la porosité du matériau endommagé validerait également le constat visuel de l'évolution du matériau suite à l'attaque chimique. Enfin, l'analyse de la rugosité devrait être réalisée en s'appuyant sur des paramètres fractals afin de déterminer les gammes d'aspérité endommagées chimiquement.

Les différents phénomènes constatés expérimentalement sont étudiés par la suite au moyen d'une approche numérique. Afin de réaliser des simulations pertinentes, les différentes données collectées durant les campagnes expérimentales (caractéristiques mécaniques, géométrie de la rugosité) ont alimenté les modélisations présentées au chapitre 3.

RÉFÉRENCES

Andreani, M., Gouze, P., Luquot, L., et Jouanna, P. (2008), *Changes in seal capacity of fractured claystone caprocks induced by dissolved and gaseous CO₂ seepage*, Geophys. Res. Lett. 35, vol 14.

ASTM-D3967, (2008), Test Method for Performing Laboratory Direct Shear Strength Tests of Rock Specimens Under Constant Normal Force (ASTM International), 8 p.

ASTM-D7012, (2010), Test Method for Compressive Strength et Elastic Moduli of Intact Rock Core Specimens under Varying States of Stress et Temperatures (ASTM International), 9 p.

Briffaut, M., Benboudjema, F., La Borderie, C., et Torrenti, J.M. (2013), *Creep Consideration Effect on Meso-Scale Modelling of Concrete Hydration Process et Consequences on the Mechanical Behavior*, J. Eng. Mech, vol. 139(12), p. 1808 – 1817.

Cornelissen, H.A.W., Hordijk, D.A., et Reinhardt H.W. (1986), *Experimental determination of crack softening characteristic of normal weight and lightweight concrete*, Heron 31, vol. 2.

Debourle, A., et Deloffre, R. (1976), Pyrénées occidentales, Béarn, Pays basque, Masson, 175 p.

Flamand, R. (2000), Validation d'une loi de comportement mécanique pour les fractures rocheuses en cisaillement, Thèse de l'Université du Québec à Chicoutimi, 379 p.

Gentier, S. (1986). Morphologie et comportement hydromécanique d'une fracture naturelle dans le granite sous contrainte normale - Etude expérimentale et théorique, thèse Spécialité Mécanique des Roches, Université Orléans.

Goodman, (1976), *Methods of geological engineering in discontinuous rocks*, USA: West Publishing CO.

Grégoire, D., Rojas-Solano, L. b., et Pijaudier-Cabot, G. (2013), *Failure et size effect for notched et unnotched concrete beams*, Int. J. Numer. Anal. Methods Geomech., vol. 37, p. 1434–1452.

Gustkiewicz, J., Gamond, J.-F., et Carrio-Schaffhauser, E. (2005), *Pressions de confinement caractéristiques, structure intime et minéralogie des roches*, Stud. Geotech. Mech., vol. XXVII, p. 67–79.

Hild, F., et Roux, S. (2008), *CORRELI Q4 : A Software for "Finite-element" Displacement Field Measurements by Digital Image Correlation*, notice, LMT-Cachan, 55 p.

Karnay, G., Pérouse, E., Fondin, A., Peter, M., Vincent, M., et Imbault, M. (2008), *Cartographie de l'aléa retrait-gonflement des sols argileux dans le département des Pyrénées-Atlantiques*, Rapport BRGM, 130 p.

Kaszuba, J.P., Janecky, D.R., et Snow, M.G. (2003), *Carbon dioxide reaction processes in a model brine aquifer at 200 °C and 200 bars: implications for geologic sequestration of carbon*, Appl. Geochem., vol. 18, p. 1065–1080..

Lemaitre, P.J. (1996), *Phenomenological Aspects of Damage. In A Course on Damage Mechanics*, Springer Berlin Heidelberg, p. 1–37.

Lopez, P. (2000). Comportement mécanique d'une fracture en cisaillement : analyse par plan d'expériences des données mécaniques et morphologiques connues sur une fracture, Université Bordeaux I et Université du Québec à Chicoutimi, 390 p.

Marache, A. (2002), Comportement mécanique d'une fracture rocheuse sous contraintes normales et tangentielles, Thèse spécialité géomécanique, École centrales Paris, 362 p.

NF-EN-12390-3, (2010), Essais pour béton durci - Partie 3 : Résistance à la compression des éprouvettes.

NF-EN-12390-6, (2010), Essais pour béton durci - Partie 6 : Détermination de la résistance en traction par fendage d'éprouvettes.

Ollivier, J.P. (1998), Les modes opératoires AFPC-AFREM sur la durabilité des bétons, application au diagnostic du béton, p. 51–57.

Reinhardt, H.W., et Cornelissen, H.A.W. (1984), *Post-peak cyclic behaviour of concrete in uniaxial tensile et alternating tensile et compressive loading*, Cem. Concr. Res., vol. 14, p. 263–270.

Riss, J., Gentier, S., Archambault, G., et Flamand, R. (1997), *Sheared rock joints: Dependence of damage zones on morphological anisotropy*, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., vol. 34, p. 258–272.

Rousseau, B. (2010), Interfaces fragiles des ouvrages hydrauliques : morphologie et comportement mécanique, Thèse Université de Bordeaux 1, Université de Sherbrooke, 318 p.

Tonnet, N., Mouronval, G., Chiquet, P., et Broseta, D. (2011), *Petrophysical assessment of a carbonate-rich caprock for CO₂ geological storage purposes*, Energy Procedia, vol. 4, p. 5422–5429.

Yankelevsky, D.Z., et Reinhardt, H.W. (1989), *Uniaxial Behavior of Concrete in Cyclic Tension*, J. Struct. Eng., vol. 115, vol. 166–182.

Chapitre 3 : Modélisations

Table des matières

1. LES MODÈLES.....	131
1.1. Loi de comportement non linéaire.....	131
a) Plasticité.....	131
b) Endommagement.....	133
1.2. Gestion du contact-frottement.....	134
a) Appariement nœud-élément.....	135
b) Résolution du contact-frottement.....	137
2. APPROCHE ÉLASTIQUE DU CONTACT-FROTTEMENT.....	140
2.1. Refermeture d'une discontinuité.....	140
a) Modélisation de la discontinuité.....	140
b) Représentation des contraintes internes.....	141
c) Sollicitations mécaniques.....	143
2.2. Cisaillement de deux surfaces lisses.....	147
a) Modèle et conditions aux limites.....	147
b) Densité de maillage et pas de temps de calcul.....	148
c) Mouvement de reptation.....	150
3. CISAILLEMENT D'UN JOINT ROCHEUX.....	152
3.1. Modélisation	152
a) Modèle de comportement	152
b) Surfaces rugueuses et emboîtement.....	153
c) Conditions aux limites	153
3.2. Simulations.....	154
a) Transmission des contraintes.....	154
b) Analyse des courbes.....	156
c) Retour sur les conditions aux limites.....	157
4. APPLICATIONS	160
a) Échelle d'observation	160
b) Modélisation 3D.....	162
c) Cisaillement d'un joint rocheux attaqué chimiquement.....	165
RÉFÉRENCES.....	171

Index des illustrations

Figure III.1 : Représentation du critère de type Nadai dans l'espace des contraintes, d'après Bottoni (2009).....	132
Figure III.2 : Représentation du critère de type Nadai dans l'espace des contraintes planes, d'après Bottoni (2009).....	132
Figure III.3 : Représentation du domaine réversible avec les surfaces seuils d'endommagement et de plasticité dans l'espace des contraintes d'après La Borderie (2003).....	134
Figure III.4 : Choix du maillage maître et esclave, d'après De Soza (2013).....	135
Figure III.5 : Orientation des éléments (A) cas 2D élément segment, (B) cas 3D élément triangle et (C) élément quadrilatère, d'après Abbas (2013).....	136
Figure III.6 : Maillage de la fissure issu de la numérisation d'une surface rugueuse obtenue suite à un essai de traction cyclique.	141
Figure III.7 : Représentation des conditions aux limites et de la discontinuité partielle.....	141
Figure III.8 : Représentation du champ de température imposé.....	142
Figure III.9 : Champ de contraintes internes issu des déformations thermiques.....	142
Figure 10 : Déplacements horizontaux le long des lèvres des fissures suite au chargement thermique.....	142
Figure III.11 : Déplacements verticaux le long des lèvres des fissures suite au chargement thermique.....	142
Figure III.12 : Combinaison du chargement thermique avec le chargement mécanique.....	143
Figure III.13 : Déplacements horizontaux le long des lèvres de fissure à la fin des cycles de chargement (compression).....	144
Figure III.14 : Déplacements verticaux le long des lèvres de fissure à la fin des cycles de chargement (compression).....	144
Figure III.15 : Courbes de contrainte normale en fonction du déplacement normal, issues du chargement précédent pour une fissure lisse (gris), une fissure lisse déformée sous l'effet des contraintes internes (noir), et une surface rugueuse déformée sous l'effet des contraintes internes (gris clair).....	145
Figure III.16 : Illustration de l'hystérésis issue du frottement des aspérités.....	146
Figure III.17 : Schéma de principe des conditions aux limites.....	148
Figure III.18 : Dépendance de l'évolution de la force tangentielle à la densité de maillage.....	148
Figure III.19 : Dépendance de l'évolution de la force tangentielle à la répartition des nœuds.....	149
Figure III.20 : Dépendance de l'évolution de la force tangentielle au pas de temps de calcul.....	150
Figure III.21 : État de contrainte de cisaillement dans les épontes : (A) phase de contraction (B) phase de relâchement pour un matériau ayant un module d'Young de 37,9 GPa.....	151
Figure III.22 : État de contrainte de cisaillement dans les épontes : (A) phase de contraction (B) phase de relâchement pour un matériau ayant un module d'Young de 37,9.106 GPa.....	151
Figure III.23 : Dépendance de l'évolution de la force tangentielle à la rigidité.....	152
Figure III.24 : Schématisation des conditions aux limites.....	154
Figure III.25 : Représentation des contraintes verticales dans les épontes suite au chargement normal de 1 MPa : (A) Fissure parfaitement emboîtée initialement ; (B) Fissure non-emboîtée initialement.	155
Figure III.26 : Représentation des contraintes verticales dans les épontes suite à un déplacement tangentiel de 10 µm : (A) Fissure parfaitement emboîtée initialement ; (B) Fissure non-emboîtée initialement.	155
Figure III.27 : Représentation des contraintes verticales dans les épontes suite à un déplacement tangentiel de 6 mm : (A) Fissure parfaitement emboîtée initialement ; (B) Fissure non-emboîtée initialement.....	155
Figure III.28 : Courbes de contrainte tangentielle en fonction du déplacement tangentiel : fuseau des résultats expérimentaux sur surface saine (gris clair), modélisation du cisaillement d'une fissure parfaitement emboîtée (A) (gris) et modélisation du cisaillement d'une fissure non-emboîtée (B) (noir).....	156

Chapitre 3 : Modélisations

Figure III.29 : Courbes de dilatace : fuseau des résultats expérimentaux sur surface saine (gris clair), modélisation du cisaillement d'une fissure parfaitement emboîtée (A) (gris) et modélisation du cisaillement d'une fissure non-emboîtée (B) (noir).....	157
Figure III.30 : Influence des conditions aux limites sur la courbe des contraintes.....	158
Figure III.31 : Influence des conditions aux limites sur la courbe de dilatace.....	159
Figure III.32 : Représentation de l'endommagement pour un déplacement tangentiel de 5 mm avec les conditions aux limites initiales.....	160
Figure III.33 : Représentation des différents profils issus du profil initial.....	161
Figure III.34 : Dépendance de l'échelle d'observation sur la courbe de contrainte.....	161
Figure III.35 : Dépendance de l'échelle d'observation sur la courbe de dilatace.....	162
Figure III.36 : Conditions aux limites du modèle en trois dimensions.....	163
Figure III.37 : Influence de la modélisation en trois dimensions sur la courbe des contraintes.....	164
Figure III.38 : Influence de la modélisation en trois dimensions sur la courbe dilatace.....	164
Figure III.39 : Modélisation de la diffusion des ions H ⁺	165
Figure III.40 : Maillages représentant l'avancée du front de concentrations en H ⁺	166
Figure III.41 : Représentation de l'endommagement pour la discontinuité parfaite pour un déplacement de 1,17 mm : endommagement total d'une aspérité prépondérante entraînant une non convergence du calcul.....	167
Figure III.42 : Influence de la dégradation chimique sur la résistance au cisaillement d'un joint..	168
Figure III.43 : Influence de la dégradation chimique sur le comportement dilatant d'un joint.....	168
Figure III.44 : Modélisation de l'endommagement mécanique suite au cisaillement, pour les deux joints dont la géométrie des lèvres a été modifiée par l'attaque acide (déplacement total de 2.42 mm) : A) échantillon sain B) échantillon dégradé chimiquement.....	169

1. LES MODÈLES

De manière expérimentale, la problématique de stabilité d'une discontinuité est illustrée par l'essai de refermeture de fissure et l'essai de cisaillement direct qui mettent en avant l'importance de la rugosité tant du point de vue géométrique que du point de vue de la résistance du matériau (voir chapitre 2). La bibliographie du chapitre 1 a récapitulé les différentes approches permettant de modéliser le comportement mécanique d'une discontinuité : paramétrique, analytique ou numérique. Cette dernière méthode modélise les contacts et les frottements de manière locale grâce aux progrès de ces dernières décennies. La géométrie de la surface du joint (mesurée ou générée) est considérée comme une donnée géométrique du problème. La modélisation du comportement mécanique d'une discontinuité dans un géomatériau nécessite alors des conditions de contact/frottement qui sont appliquées au niveau des lèvres de la fissure, avec un endommagement local du matériau, induit par les frictions entre les aspérités en contact. Les outils numériques existant sont principalement basés sur les méthodes des éléments discrets (DEM) et des réseaux de fracture discrets (DFN). Cependant, la problématique de friction peut aussi être envisagée avec une approche continue à travers la méthode des différences (ou volumes) finies (FDM/FVM), la méthode des éléments finis (FEM) ou encore la méthode des éléments frontières (BEM). Pour compléter cette liste non-exhaustive des méthodes numériques modélisant le comportement d'une discontinuité, des modèles hybrides ont été développés couplant ainsi les deux approches discontinue/continue. Les différentes applications de ces méthodes sont exposées dans (Jing, 2003).

Lors des essais de refermeture ou de cisaillement, toute la surface n'est pas sollicitée : seules les aspérités en contact sont soumises à des contraintes, entraînant ainsi une contrainte ponctuelle importante qui peut mener les aspérités les plus sollicitées à leur rupture. Afin de résoudre le contact et le frottement de manière ponctuelle, une approche discontinue a été envisagée dans ces travaux. L'appariement de type segment-nœud permet d'imposer des conditions aux limites non-linéaires (via les multiplicateurs de Lagrange) aux surfaces rugueuses qui peuvent potentiellement entrer en contact. Le frottement est régi par le critère de glissement de Coulomb. La particularité du modèle présenté réside dans le couplage de ces conditions avec un problème non linéaire d'endommagement du géomatériau. Les travaux numériques suivants ont pour but de simuler ce phénomène via le code de calcul aux éléments finis Cast3M.

1.1. Loi de comportement non linéaire

Le comportement du géomatériau de part et d'autre de la discontinuité est considéré comme élasto-plastique endommageable. Le modèle de comportement utilisé dans le cadre de ces travaux, initialement développé pour le béton, reproduit fidèlement les non linéarités constatées pour un matériau fragile en traction-compression et cisaillement (Fichant et al., 1997).

a) Plasticité

Dans le modèle utilisé, les déformations plastiques sont calculées à l'aide d'un modèle de type Nadai (couplage de deux critères de Drucker-Prager) dont le domaine de réversibilité est représenté à la figure III.1. Les travaux de Heinfling (Heinfling, 1998) et Georgin (Georgin,

1998) ont montré que le couplage d'un critère de Drücker-Prager en compression et d'un critère de Rankine en traction fournit des résultats proches de la réalité expérimentale. Cependant, il est admis que la formulation utilisant deux critères de Drücker-Prager est plus simple (Bottoni, 2009) : la forme pyramidale du critère de Rankine en traction est remplacée par un cône dont le sommet est situé sur l'axe hydrostatique. Dans le cas d'un état de contrainte plane (Figure III.2, $\sigma_3 = \text{constante}$) ou proche de cet état, la différence entre les deux critères est minime alors que ceux-ci diffèrent pour des états de contraintes fortement confinés. Ces travaux de thèse se situant dans le premier cas, la fonction d'écoulement de Nadai (Merabet, 1990 ; Nadai, 1950) donne une approximation suffisante de la réponse du matériau sollicité en compression ou traction (La Borderie, 2003).

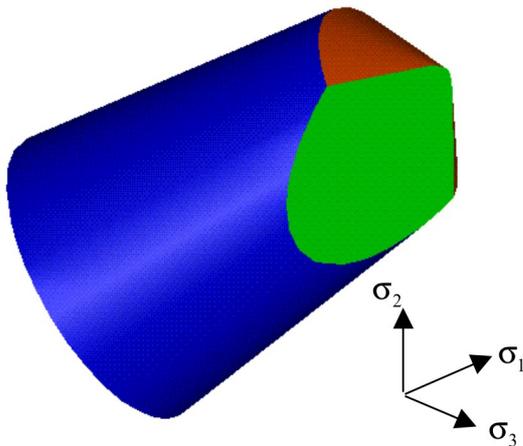


Figure III.1 : Représentation du critère de type Nadai dans l'espace des contraintes, d'après Bottoni (2009).

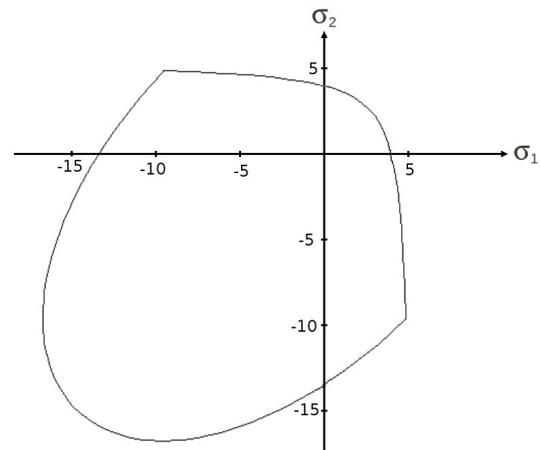


Figure III.2 : Représentation du critère de type Nadai dans l'espace des contraintes planes, d'après Bottoni (2009).

Le critère de Nadai s'écrit donc sous la forme d'une combinaison de deux fonctions de Drücker-Prager :

$$F_i = \sqrt{\frac{3}{2} J_2'} + A_i \frac{I_1'}{2} - B_i w \quad \text{pour } i = 1, 2 \quad (1)$$

Avec :

$J_2 =$ second invariant du déviateur de contraintes effectives

$I_1 =$ premier invariant des contraintes effectives

$w =$ variables d'écroutissage

A_i, B_i pour $(i = 1, 2) =$ paramètres initialement définis pour assurer la continuité entre F_1 et F_2

$$A_1 = \sqrt{2} \frac{1 - \gamma}{1 + \gamma}, \quad A_2 = \sqrt{2} \frac{\beta - 1}{2\beta - 1} \qquad B_1 = 2 \sqrt{2} \frac{\gamma}{1 + \gamma}, \quad B_2 = \sqrt{2} \frac{\beta}{2\beta - 1}$$

où : $\gamma = 0,4$: rapport entre la résistance en traction

et la résistance en compression uniaxiale pour un béton

$\beta = 1,16$: rapport entre la résistance en compression

biaxiale et la résistance en compression uniaxiale pour un béton

Chapitre 3 : Modélisations

Sorti du domaine réversible défini par les deux cônes de Drucker-Prager, le matériau se plastifie. L'évolution des déformations plastiques associées à ces surfaces est définie par la loi d'écroutissage suivante :

$$w = q * p^{1/2} + w_0 \quad (2)$$

Avec :

q = paramètre du modèle

p = contrainte effective plastique

w_0 = domaine de réversibilité initiale dans l'espace des contraintes

Afin de pouvoir utiliser ce modèle de plasticité, les déformations plastiques sont calculées en utilisant les contraintes effectives, notées $\bar{\sigma}_{ij}$, (voir chapitre 1) pour calculer la fonction seuil (Ju, 1989 ; Lemaitre, 1984).

$$\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ij}^e + \varepsilon_{ij}^p, \quad \bar{\sigma}_{ij} = \frac{E}{1 + \nu} \varepsilon_{ij}^e + \frac{E \nu}{(1 + \nu)(1 - 2\nu)} \varepsilon_{kk}^e \delta_{ij} \quad (3)$$

Avec :

ε_{ij} = déformations totales

$\varepsilon_{ij}^e, \varepsilon_{kk}^e$ = déformations élastiques

ε_{ij}^p = déformations plastiques

$\bar{\sigma}_{ij}$ = contrainte effective

E = Module d'Young

ν = coefficient de Poisson

δ_{ij} = symbole de Kronecker

L'endommagement est calculé par la suite à l'aide des déformations élastiques en évaluant le seuil d'endommagement. L'endommagement et la plasticité ne sont donc pas directement liés. Cela peut poser des difficultés lorsque ces deux mécanismes sont en concurrence (La Borderie, 2003).

b) Endommagement

La variable endommagement d est un scalaire qui agit différemment sur les parties positives $\langle \bar{\sigma} \rangle_{ij}^+$ et négatives $\langle \bar{\sigma} \rangle_{ij}^-$ du tenseur des contraintes de façon à représenter l'effet unilatéral. L'endommagement induit par la compression est pondéré d'un coefficient (α).

$$\bar{\sigma}_{ij} = (1 - d) \langle \bar{\sigma} \rangle_{ij}^+ + (1 - d^\alpha) \langle \bar{\sigma} \rangle_{ij}^- \quad (4)$$

Comme pour le béton, le modèle isotrope suppose que les extensions soient la cause de la création de l'endommagement qui est calculé à partir de la déformation équivalente définie par Mazars (Mazars, 1984 ; Mazars et Pijaudier-Cabot, 1996) et noté $\tilde{\varepsilon}$:

$$\tilde{\varepsilon} = \sqrt{\langle \varepsilon_1^e \rangle_+^2 + \langle \varepsilon_2^e \rangle_+^2 + \langle \varepsilon_3^e \rangle_+^2} \quad (5)$$

La loi d'évolution de l'endommagement, inspirée de celle développée par Feenstra (Feenstra, 1993), est :

$$d = 1 - \frac{f_t}{E \tilde{\varepsilon}} \exp\left(\frac{h f_t}{G_f} \left(\frac{f_t}{E} - \tilde{\varepsilon}\right)\right) \quad (6)$$

Avec :

f_t = résistance en traction

E = module d'Young

h = taille de l'élément fini

G_f = énergie de fissuration

$\tilde{\varepsilon}$ = déformations équivalentes

Enfin, la figure III.3 est la représentation, dans l'espace des contraintes, du domaine réversible, des surfaces seuils d'endommagement et de plasticité, générés par le modèle élasto-plastique endommageable utilisé par la suite. Son avantage réside dans le découplage du calcul des déformations plastiques et de l'endommagement, lequel facilite la résolution du problème non-linéaire tout en approximant de manière suffisamment précise le comportement mécanique d'un géomatériau, tel que la roche ou le béton. Ses paramètres d'entrées sont f_t , E , G_f et la valeur de α est choisie de manière à obtenir la bonne contrainte limite en compression f_c .

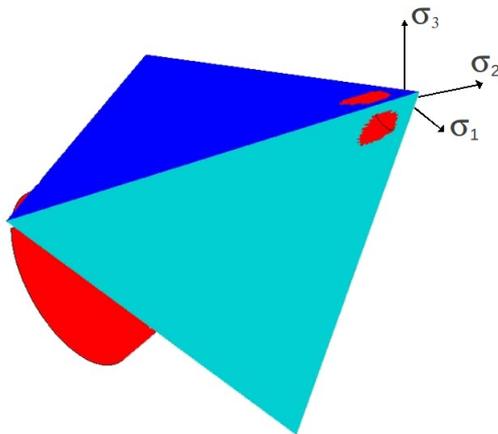


Figure III.3 : Représentation du domaine réversible avec les surfaces seuils d'endommagement et de plasticité dans l'espace des contraintes d'après La Borderie (2003).

1.2. Gestion du contact-frottement

L'étude bibliographique (chapitre 1) a mis en lumière l'intérêt que suscite la modélisation du contact et, plus particulièrement, celle développée aux éléments finis. Les travaux de Wrigger (Wriggers, 2006) décrivent les différentes approches qui existent et discutent de leur domaine de validité. En résumé, la modélisation du contact par les éléments finis se définit par deux caractéristiques : la discrétisation, puis la méthode de résolution du contact-frottement. Sous Cast3M, l'algorithme d'appariement (discrétisation du contact) utilisé est de type nœud (esclave) élément (maître) et la résolution du problème se fait par dualisation avec la méthode des doubles multiplicateurs de Lagrange.

a) Appariement nœud-élément

• Zones de contact potentiel

L'algorithme d'appariement ne détecte pas de manière automatique les zones qui entreront en contact lors de la simulation, l'opérateur doit donc au préalable les déterminer. Ces surfaces doivent être suffisamment larges pour éviter les phénomènes d'interpénétrations des maillages. L'opération d'appariement étant moins coûteuse en temps de calcul que l'algorithme de résolution, les performances du calcul ne seront pas perturbées si les zones définies sont étendues. Il est à noter que l'opérateur doit cependant prendre des précautions lors du choix des zones potentiellement en contact afin de garantir l'unicité de la projection.

Le choix de la surface maître (surface formée par tous les éléments maîtres) et de la surface esclave (surface formée par les nœuds esclaves) est important pour le déroulement du calcul et cette désignation incombe à l'opérateur (De Soza, 2013).

Une surface sera définie comme maître si elle a la plus grande rigidité (A), si elle recouvre l'autre surface (B), si elle a la plus grande rigidité apparente (C), ou encore si elle a le maillage le plus grossier (D).

Une surface sera définie comme esclave si elle est courbe (A), si elle est la plus petite surface (B), si sa rigidité apparente est inférieure celle de l'autre surface (C), ou encore si son maillage est le plus fin (D).

La figure III.4 résume ces différents cas. Cependant, des situations plus complexes peuvent apparaître, lors desquelles le choix est laissé à la réflexion de l'opérateur. Dans le cas d'un calcul symétrique, car le calcul est réalisé pour les deux situations garantissant ainsi la non-pénétration pour les deux surfaces.

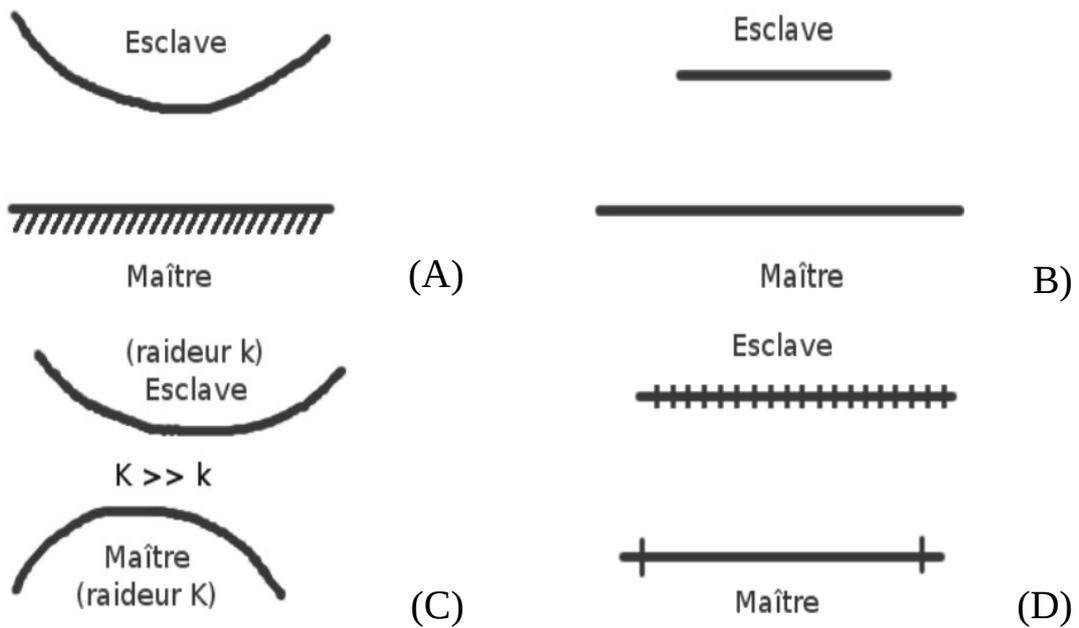


Figure III.4 : Choix du maillage maître et esclave, d'après De Soza (2013).

Les éléments participant au contact doivent être définis de façon à ce que la normale soit sortante (Abbas, 2013). La figure III.5 illustre différents cas. Les traits fins représentent les éléments volumiques sur lesquels s'appuient les éléments de contact (trait gras). Le sens de génération des nœuds est indiqué par ordre alphabétique afin d'obtenir l'orientation, notée \vec{n} , de l'élément voulu.

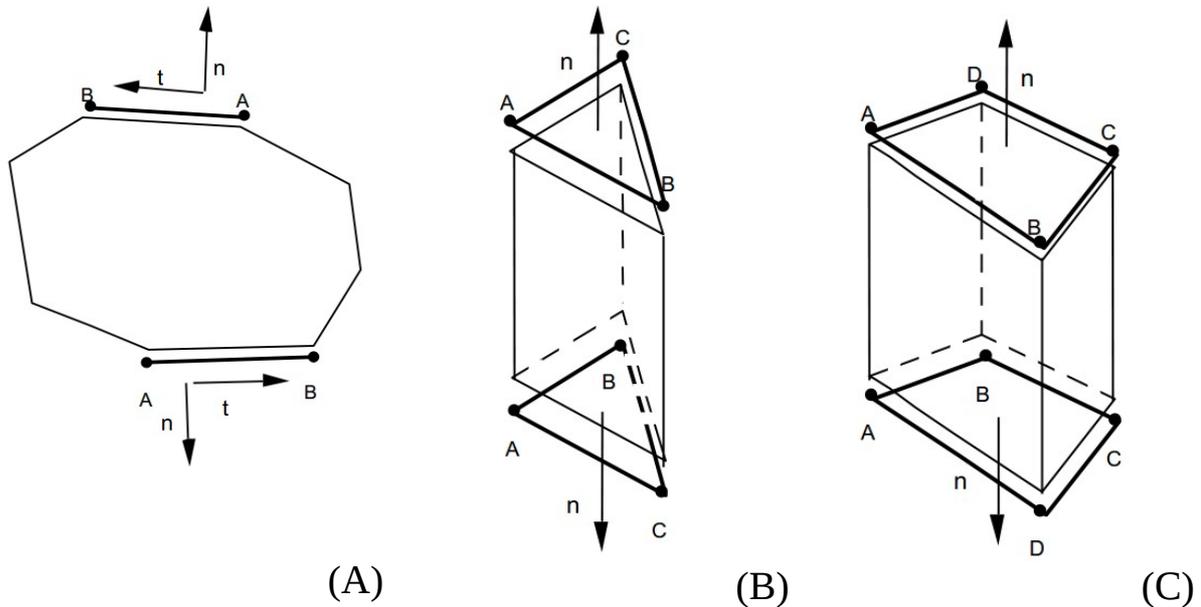


Figure III.5 : Orientation des éléments (A) cas 2D élément segment, (B) cas 3D élément triangle et (C) élément quadrilatère, d'après Abbas (2013).

Sous Cast3M, dès l'obtention de la bonne orientation, les zones susceptibles d'entrer en contact sont définies avec l'opérateur 'IMPO'.

• *Algorithme d'appariement*

Identification du nœud maître le plus proche du nœud esclave

La méthode consiste à calculer la distance entre le nœud esclave et les nœuds composant la surface maître, étant précisé que la plus petite distance correspond au nœud maître le plus proche du nœud esclave. Le calcul de cette distance est réalisé avec la géométrie actualisée dans le cadre du calcul en grand déplacement.

Identification de l'élément maître à apparier au nœud esclave

Le calcul précédent a déterminé le nœud maître le plus proche du nœud esclave. L'étude se réduit aux éléments contenant ce nœud maître. Pour chacun de ces éléments, l'algorithme calcule le projeté noté P_{PE} , du nœud esclave P_E , sur la surface maître. La distance $[P_E P_{PE}]$ la plus petite détermine l'élément à apparier au nœud esclave.

Pour un nœud esclave donné, l'algorithme cherche le point (en coordonnée paramétrique) qui minimise la distance à un élément maître donné. Ce problème de minimisation se résout à l'aide d'un algorithme de Newton.

• *Matrice de contact*

Les étapes précédentes ont permis de déterminer, pour chaque nœud esclave P_E , un point projeté P_{PE} sur une maille maître. Le déplacement $u_{P_{PE}}$ est gouverné par une combinaison linéaire des déplacements de nœud $N_1 (u_{P_1})$ et $N_2 (u_{P_2})$ de l'élément fini maître. Soit Φ_{P_1} et Φ_{P_2} les valeurs des fonctions de formes en M et supposons que la maille maître soit un segment deux points, on a alors :

$$u_{P_{PE}} = [\Phi_{P_1}(M)] \cdot \{u_{P_1}\} + [\Phi_{P_2}(M)] \cdot \{u_{P_2}\} \quad (7)$$

La distance entre P_E et P_{PE} s'écrit alors comme le jeu normal au vecteur \vec{N} , notée d :

$$\langle N \rangle \cdot \left[\{u_{P_E}\} - \sum_{i=1}^2 [\Phi_{P_i}(M)] \cdot \{u_{P_i}\} \right] = \{d\} \quad (8)$$

La généralisation de ce calcul à l'ensemble des couples en contact permet d'obtenir les conditions géométriques de non pénétration sous forme matricielle :

$$[A^c] \cdot \{u\} = \{d\} \quad (9)$$

La matrice de contact $[A^c]$ ainsi formée possède un nombre de lignes équivalant au nombre de couples de contact (couple élément maître nœud esclave) et un nombre de colonnes équivalant au degré de liberté physique du problème.

Le même principe peut être appliqué au frottement en appliquant la notion de la matrice de contact dans le cadre des glissement tangentiels : c'est la matrice des relations cinématiques de frottement $[A^f]$.

b) Résolution du contact-frottement

• *Équation d'équilibre*

Le problème de comportement non-linéaire énoncé précédemment peut se formuler de la manière suivante :

$$(10) \begin{cases} \{F_i^{int.}(u_i)\} + [C_l]^t \cdot \{\lambda_i\} = \{F_i^{méca.}(u_i)\} \\ [C_l] \cdot \{u_i\} = \{u_i^{imposé}\} \end{cases}$$

Avec :

$\{u_i\}$ = déplacements à l'instant t_i

$\{u_i^{imposé}\}$ = déplacements à l'instant t_i imposés aux limites

$F_i^{int.}(u_i)$ = vecteur des forces internes à l'instant t_i

$F_i^{méca.}(u_i)$ = vecteur des forces du chargement extérieur à l'instant t_i

$[C_l]$ = matrice des conditions aux limites imposées

$\{\lambda_i\}$ = vecteur des multiplicateurs de Lagrange

Chapitre 3 : Modélisations

D'un point de vue physique, cela revient à vérifier l'équilibre global de la structure pour chaque instant t_i . Dans le cadre de ce paragraphe et pour ne pas alourdir les explications, ce problème général est simplifié en supprimant les conditions aux limites. Il faut donc vérifier :

$$\{F_i^{int.}(u_i)\} = \{F_i^{méca.}(u_i)\} \quad (11)$$

Sous Cast3M, la résolution de ce système est réalisée de manière itérative de type Newton. Le principe consiste à incrémenter le déplacement $\{u_{i-1}\}$ par $\{\Delta u_i\}$ afin de déterminer le déplacement à l'instant t_i noté $\{u_i\}$.

$$\{u_i^n\} = \{u_{i-1}\} + \{\Delta u_i^n\} = \{u_{i-1}\} + \{\Delta u_i^{n-1}\} + \{\delta u^n\} \quad (12)$$

Avec :

- $\{u_i^n\}$ = déplacements à l'instant t_i pour l'itération de Newton n
- $\{u_{i-1}\}$ = déplacements à l'instant t_{i-1} vérifiant la condition d'équilibre
- $\{\Delta u_i^n\}$ = incrément des déplacements pour l'itération de Newton n
- $\{\Delta u_i^{n-1}\}$ = incrément des déplacements cumulés jusqu'à l'itération de Newton $n-1$
- $\{\delta u^n\}$ = incrément des déplacements à l'instant t_i pour l'itération de Newton n

Pour l'itération n et suite à la linéarisation de la formule (12), $\{\delta u^n\}$ est déterminé par :

$$[K^{m,n-1}].\{\delta u^n\} = \{F_i^{méca., n-1}\} - \{F_i^{int., n-1}\} \quad (13)$$

Avec :

$$[K^{m,n-1}] = \text{matrice tangente mécanique à l'instant}$$

Dans le cadre du contact-frottement, les forces induites par ces conditions aux limites non-linéaires modifient les forces du chargement externe $F_i^{méca.}(u_i)$. En appliquant cette modification, la formule (13) devient :

$$\{F_i^{méca.}(u_i)\} = \{F_i^{ext.}(u_i)\} - \{F_i^{cont.}(u_i)\} - \{F_i^{frot.}(u_i)\} = \{F_i^{int.}(u_i)\} \quad (14)$$

Avec :

- $\{F_i^{ext., n-1}(u_i)\}$ = vecteur des forces extérieures
- $\{F_i^{cont.}(u_i)\}$ = vecteur des forces de contact
- $\{F_i^{frot.}(u_i)\}$ = vecteurs des forces de frottement

À l'image du cas où il n'existe pas de frottement, à chaque itération de Newton, la linéarisation de la formule (14) par rapport à $\{u_i^n\}$ introduit une matrice tangente $[K^{tot., n-1}]$ composée de la matrice tangente mécanique $[K^{m, n-1}]$ issue des effort intérieurs et extérieurs de la structure, et de la matrice tangente issue de la linéarisation des effort de contact-frottement $[K^{cf, n-1}]$. La formule (14) devient :

$$\begin{aligned} ([K^{m, n-1}] + [K^{cf, n-1}]).\{\delta u^n\} &= \{F_i^{ext., n-1}\} - \{F_i^{int., n-1}\} - \{F_i^{cont., n-1}\} - \{F_i^{frot., n-1}\} \quad (15) \\ \Leftrightarrow [K].\{\delta u^n\} &= \{F\} \end{aligned}$$

Chapitre 3 : Modélisations

L'algorithme d'appariement permet d'écrire les conditions cinématiques de contact et de frottement en introduisant parallèlement la matrice de contact, $[A^c]$, et la matrice de frottement, $[A^f]$. Dans le cadre de ces travaux, les phénomènes d'adhérence ne sont pas pris en compte. La matrice de frottement est seulement composée de la matrice de glissement.

• Conditions unilatérales de contact

Les conditions de non-pénétration (Chapitre 1) sont écrites sur le système de liaisons actives, Θ^c , modifiant les inégalités en égalités (Abbas, 2013). L'utilisation d'un double Lagrangien pour garantir la factorisation de la matrice de rigidité définie positive (Pellet, 2011 ; Verpeaux, 2013) donne le système à résoudre suivant :

$$\begin{cases} [K].\{\delta u^n\} + [A^c]^t.\{\lambda_i^{c1}\} + [A^c]^t.\{\lambda_i^{c2}\} = \{F\} \\ [A^c].\{\delta u^n\} - \alpha\{\lambda_i^{c1}\} + \alpha\{\lambda_i^{c2}\} = \{d^{c,n-1}\}_{\Theta^c} \\ [A^c].\{\delta u^n\} + \alpha\{\lambda_i^{c1}\} - \alpha\{\lambda_i^{c2}\} = \{d^{c,n-1}\}_{\Theta^c} \end{cases} \Leftrightarrow [K'].\{X'\} = \{F'\} \quad (16)$$

Avec :

$\{\lambda_i^{c1}\} = \text{multiplicateur de Lagrange 1}$

$\{\lambda_i^{c2}\} = \text{multiplicateur de Lagrange 2}$

$\alpha = \text{constante}$

$\Rightarrow \text{Nouveau système équivalent}$

Remarque : En suivant une certaine règle de numérotation des Lagrangiens et en choisissant la constante $\alpha > 0$, la matrice $[K']$ est définie positive (Pellet, 2011). La convergence est donc assurée.

Conditions de frottement

Les conditions de glissement cinétique (Chapitre 1) sont également écrites sur le système de liaisons actives Θ^f afin d'obtenir des égalités. Le système à résoudre à travers une dualisation (méthode des multiplicateurs de Lagrange) est :

$$\begin{cases} [K].\{\delta u^n\} + [A^f]^t.\{\lambda_i^f\} = \{F\} \\ [A^c].\{\delta u^n\} = \{\tilde{F}^{t,n-1}\}_{\Theta^f} \end{cases}$$

Avec :

$\{\lambda_i^f\} = \text{multiplicateur de Lagrange}$

$\{\tilde{F}^{t,n-1}\} = \text{vecteur de la force tangentielle}$

• Résolution dans Cast3M

Dans Cast3M, la résolution du système (14) est faite de manière itérative. Cette boucle générale est composée d'une sous boucle résolvant le contact dont la convergence est assurée par le double Lagrangien. Dès le contact résolu, la boucle générale calcule le frottement sur les surfaces de contact déterminées préalablement puis vérifie l'équilibre global des forces.

2. APPROCHE ÉLASTIQUE DU CONTACT-FROTTEMENT

2.1. Refermeture d'une discontinuité

Les résultats des essais de traction-compression dans le chapitre 2 ont mis en avant des phénomènes de contact frottant, lors de la refermeture de fissure. Ces frottements s'expliqueraient en partie par la non-concordance géométrique des lèvres de la fissure induite par les contraintes internes présentes dans l'échantillon. Cela se traduit par une hystérésis au niveau des cycles de chargement sur la courbe de contraintes normales/déplacements normaux. Lors d'une phase de refermeture de la fissure, l'influence des frottements s'illustre par une évolution non-linéaire des déformations inélastiques. La notion des contraintes internes dans le matériau à l'origine des ces phénomènes peut s'expliquer de manière numérique (Briffaut et al., 2013), mais elle reste complexe à mettre en évidence de manière expérimentale. Le travail présenté dans ce paragraphe a pour but de modéliser l'effet des contraintes internes sur la refermeture d'une fissure et d'en illustrer numériquement les répercussions sur l'évolution des déformations inélastiques.

a) Modélisation de la discontinuité

- *Modèle de comportement*

À l'image de l'essai présenté dans le chapitre 2, les efforts globaux modélisés en compression ne doivent pas dépasser la contrainte limite élastique en compression du matériau. De ce fait, le calcul est réalisé avec un modèle élastique. Les propriétés du matériau, un béton ordinaire, se résument à un module d'Young de 30 GPa et à un module de Poisson de 0,2 et à un angle de frottement interne de 30°. Cette première hypothèse présente l'avantage de permettre des calculs rapides mais a toutefois l'inconvénient de simplifier le problème. Les travaux présentés par la suite (voir III.3) montrent que la modélisation locale du contact-frottement entraîne des sur-contraintes pouvant ponctuellement endommager le matériau même si l'effort global appliqué à l'échantillon se situe dans son domaine d'élasticité. Dans le cadre de ce paragraphe, ces mécanismes ne sont pas représentés.

- *Maillage et conditions aux limites*

La représentation de la fissure est issue de la numérisation d'une surface rugueuse obtenue à la suite d'un essai de traction-compression. En deux dimensions, la discontinuité est modélisée avec des éléments segments et l'espacement des points est de 0,1 mm. La modélisation du reste des épontes est réalisée avec des éléments de type triangle à un point de Gauss avec une densité décroissante. Le maillage final (Figure III.6) de l'éprouvette fracturée est rectangulaire, de largeur 102,81 mm et de hauteur 30,135 mm.

Les deux profils de rugosité situés de part et d'autre de la fissure sont initialement identiques, permettant ainsi de garantir la continuité du matériau pour une contrainte nulle. Afin de représenter un cycle de chargement-déchargement issu de l'essai, le maillage des deux profils est fusionné sur une longueur de 21,5 mm (en vert figure III.7). Les conditions de contact-frottement sont appliquées sur le reste de la fissure.

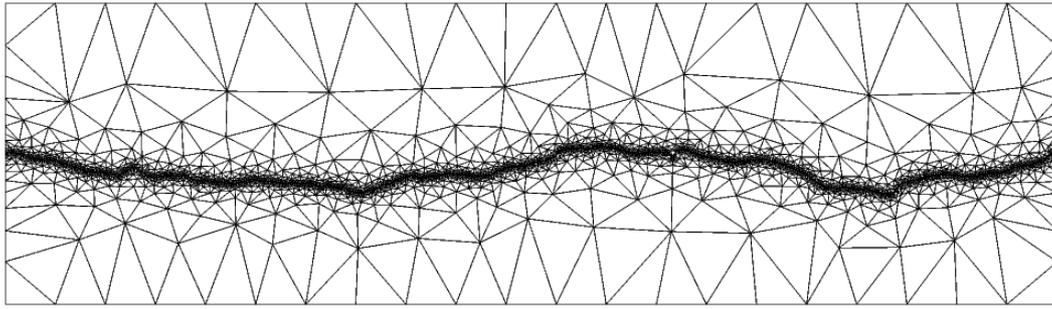


Figure III.6 : Maillage de la fissure issu de la numérisation d'une surface rugueuse obtenue suite à un essai de traction cyclique.

Les conditions aux limites sont représentées à la figure III.7 . La surface inférieure est bloquée suivant \vec{y} et le nœud inférieur gauche suivant \vec{x} .

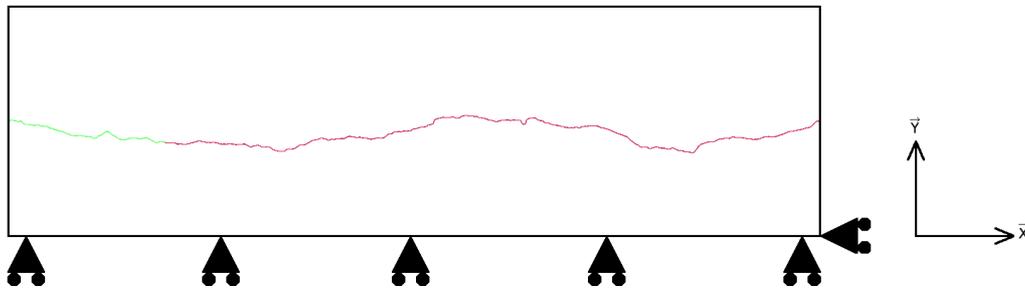


Figure III.7 : Représentation des conditions aux limites et de la discontinuité partielle.

b) Représentation des contraintes internes

• Champ de température imposé

La non-correspondance de la géométrie des lèvres de fissure proviendrait des déformations des aspérités créées . L'intensité de ces micro-déplacements serait corrélée au relâchement d'énergie lors de la fissuration, lui-même dépendant de la répartition des contraintes internes. Les contraintes internes provoquant ces micro-déformations de la rugosité sont simulées à travers la dilatation ou la rétraction des aspérités générées par le champ de température imposé (Figure III.8). Ce champ est obtenu par un tirage aléatoire ayant une moyenne de $-2\text{ }^{\circ}\text{C}$, un écart-type de $14\text{ }^{\circ}\text{C}$, et une longueur de corrélation de 2 cm . Le choix de ces paramètres est réalisé afin d'obtenir un champ de contraintes volumiques semblable à celui obtenu par un modèle mésoscopique représentant l'effet des contraintes internes (Briffaut et al., 2013).

La figure III.9 illustre ce champ de contraintes internes résultant des phénomènes de dilatation et de contraction du matériau sous l'effet du champ de température. Alors que l'échantillon n'est soumis à aucune force ni déplacement, ces contraintes internes varient de $-4,5\text{ MPa}$ à $+0,8\text{ MPa}$. Cependant, l'intégrale de ces contraintes sur la surface est nulle.

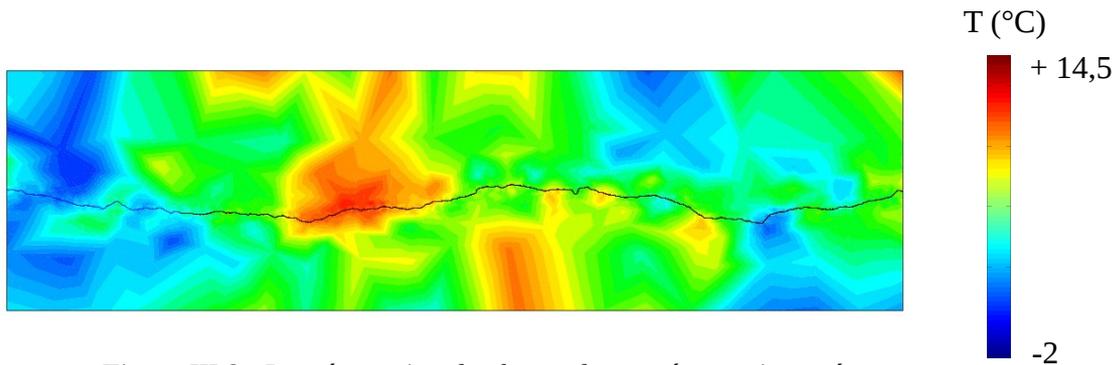


Figure III.8 : Représentation du champ de température imposé.

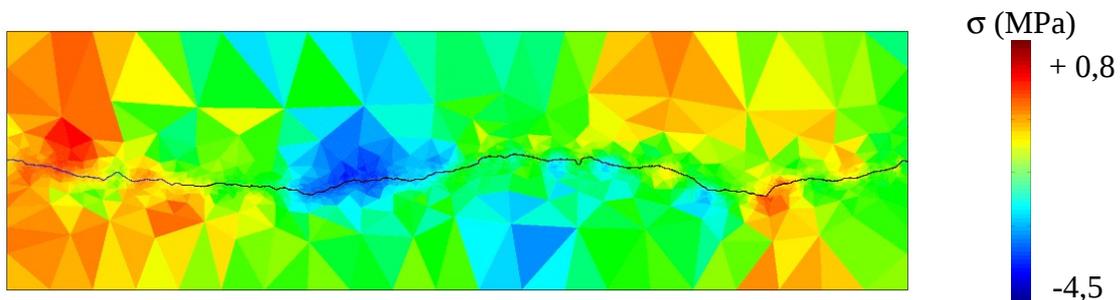


Figure III.9 : Champ de contraintes internes issu des déformations thermiques.

• Dilatation des lèvres de la fissure

Le champ des contraintes provoque une déformation du maillage qui se traduit par un déplacement des nœuds formant les profils des lèvres de la fissure. La figure III.10 représente la composante horizontale des déplacements le long de la fissure, et la figure III.11, la composante verticale. Les courbes noires représentent les déplacements du profil inférieur, et les grises, ceux du profil supérieur. Les déplacements sont de l'ordre du dixième de micromètre et diffèrent d'un profil à l'autre.

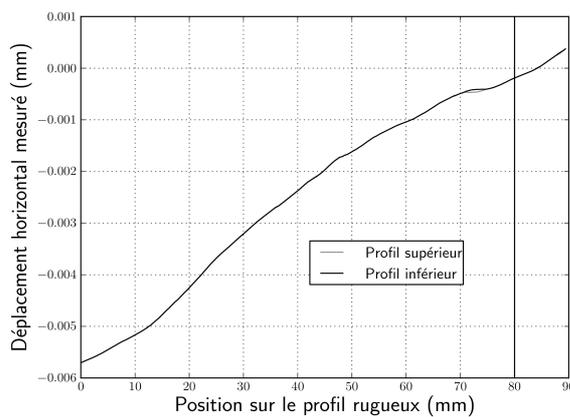


Figure 10 : Déplacements horizontaux le long des lèvres des fissures suite au chargement thermique.

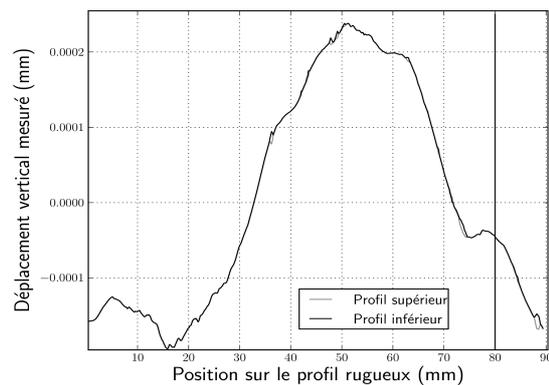


Figure III.11 : Déplacements verticaux le long des lèvres des fissures suite au chargement thermique.

Pour les deux composantes du déplacement, les courbes se superposent : il y a donc contact sur toute la largeur de la discontinuité. Malgré des différences très ponctuelles, les profils supérieur et inférieur se sont déformés à l'identique suite au chargement thermique. Comme le confirme la figure III.9, il y a continuité du champ de contrainte de part et d'autre de la fissure. Il est à noter que le décalage entre les déplacements horizontaux à gauche et à droite de la fissure est dû au blocage du nœud inférieur selon \vec{x} .

c) Sollicitations mécaniques

- *Contact-frottement induit par le chargement*

La figure III.12 illustre le chargement imposé à l'échantillon. Suite au chargement thermique (gris [0-1]), un chargement mécanique (noir) est imposé en tête de l'éponte supérieure. Initialement, un déplacement négatif est imposé jusqu'à un déplacement de $-10 \mu\text{m}$ ([1-2]) pour comprimer l'échantillon. Par la suite, le déplacement croît jusqu'à un déplacement vertical de $+10 \mu\text{m}$ ([2-3]) avant de redevenir négatif ([3-4]). Un déplacement de $-10 \mu\text{m}$ implique une contrainte globale de -1 MPa .

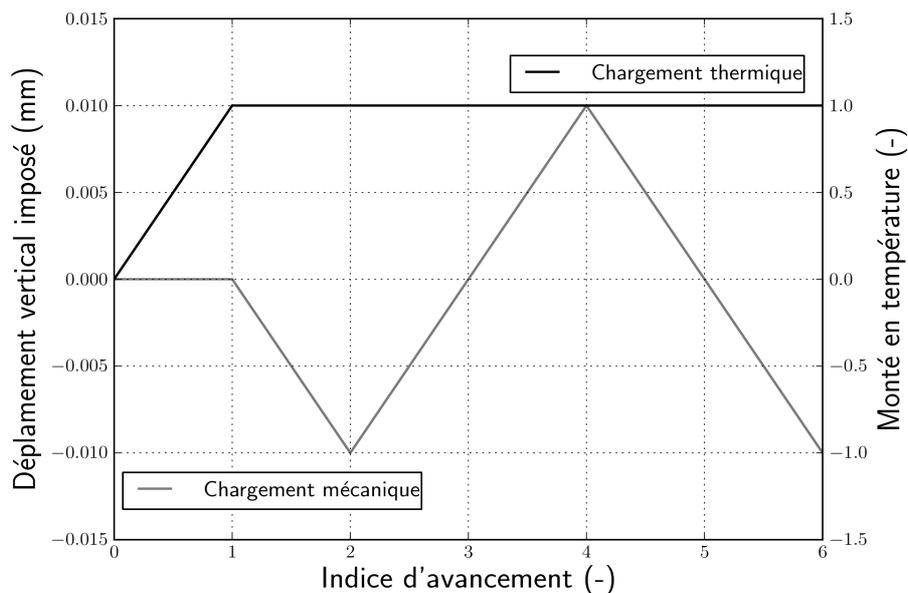


Figure III.12 : Combinaison du chargement thermique avec le chargement mécanique.

Les figures III.13 et III.14 représentent à nouveau le déplacement suivant \vec{x} et \vec{y} après la dernière compression. Le déplacement horizontal quasi-nul sur le bord droit s'explique toujours par la condition qui bloque suivant \vec{x} le nœud inférieur droit. Un mouvement global de l'échantillon est réalisé vers la gauche en raison de l'effet Poisson. Les écarts entre les courbes traduisent un déplacement horizontal plus important d'une éponte par rapport à l'autre. Ce constat mis en parallèle avec les décalages des déplacements verticaux illustre le phénomène du contact frottant des aspérités.

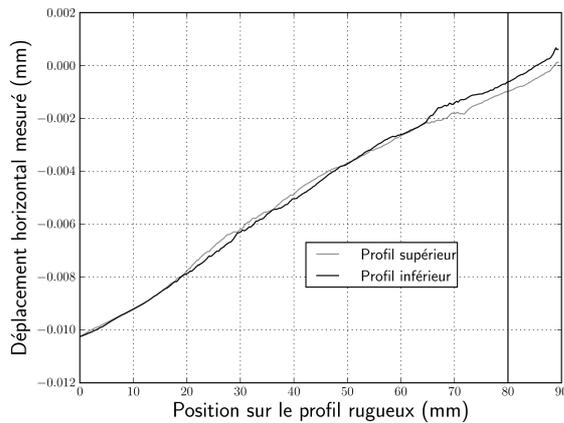


Figure III.13 : Déplacements horizontaux le long des lèvres de fissure à la fin des cycles de chargement (compression).

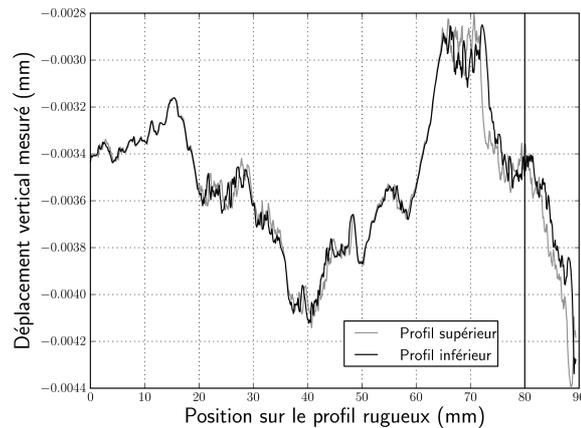


Figure III.14 : Déplacements verticaux le long des lèvres de fissure à la fin des cycles de chargement (compression).

• Résultat numérique de l'évolution des déformations inélastiques

Expérimentalement, il a été montré que les frottements dus à la non correspondance des aspérités se traduisaient, d'une part, par une hystérésis sur la courbe des contraintes lors des cycles et, d'autre part, par un comportement non linéaire des déformations inélastiques. Afin de comprendre les mécanismes à l'origine de ces comportements, trois configurations, appuyées sur les conditions précédentes, sont simulées. La figure III.15 illustre les courbes des contraintes normales en fonction des déformations normales obtenues pour ces trois cas. La première consiste à appliquer uniquement le chargement mécanique sur une fissure lisse. Le résultat sur la courbe des contraintes (courbe grise, figure III.15) est représenté par une droite en phase de compression et une droite en phase de traction. La pente de la première droite est égale au module d'Young initial, soit 30 GPa : le contact est réalisé sur toute la surface ce qui implique que les déformations sont élastiques. Pour une contrainte positive, le contact n'apparaît plus que sur la partie fusionnée, soit 21 % de la surface initiale. La pente de cette droite correspond au module d'Young endommagé équivalant à l'avancement de la fissure : il est égal à 6,9 GPa, ce qui représente 23 % du module initial. On retrouve la corrélation entre l'endommagement (réduction du module d'Young) et la fissuration malgré l'utilisation d'un modèle élastique. Cependant, la transition entre la compression et la traction n'est pas représentative : le comportement est une transition brutale de deux comportements linéaires.

La deuxième simulation, représentée par la courbe noire, modélise le comportement d'un joint lisse, mais dans ce cas, le chargement thermique est appliqué avant le chargement mécanique. Si les deux comportements linéaires constatés précédemment se retrouvent également aux extrémités de la courbe, leur transition est marquée par un fort comportement non-linéaire, proche de celui remarqué expérimentalement. L'étude des déformations montre que, contrairement au cas précédent, dès que la contrainte devient positive, certaines zones restent en contact du fait des déformations induites par le relâchement des contraintes internes. La réduction progressive de ces surfaces de contact entraîne l'adoucissement de la pente jusqu'à la valeur limite déterminée précédemment. Cependant, l'étude de la zone à proximité de la phase de transition compression-traction (Figure III.16) illustre que le chemin de contrainte est identique en phase de chargement ou de déchargement : les courbes se superposent. Le

phénomène d'hystérésis n'est donc pas représenté malgré la déformation de la surface lisse générée par les contraintes internes.

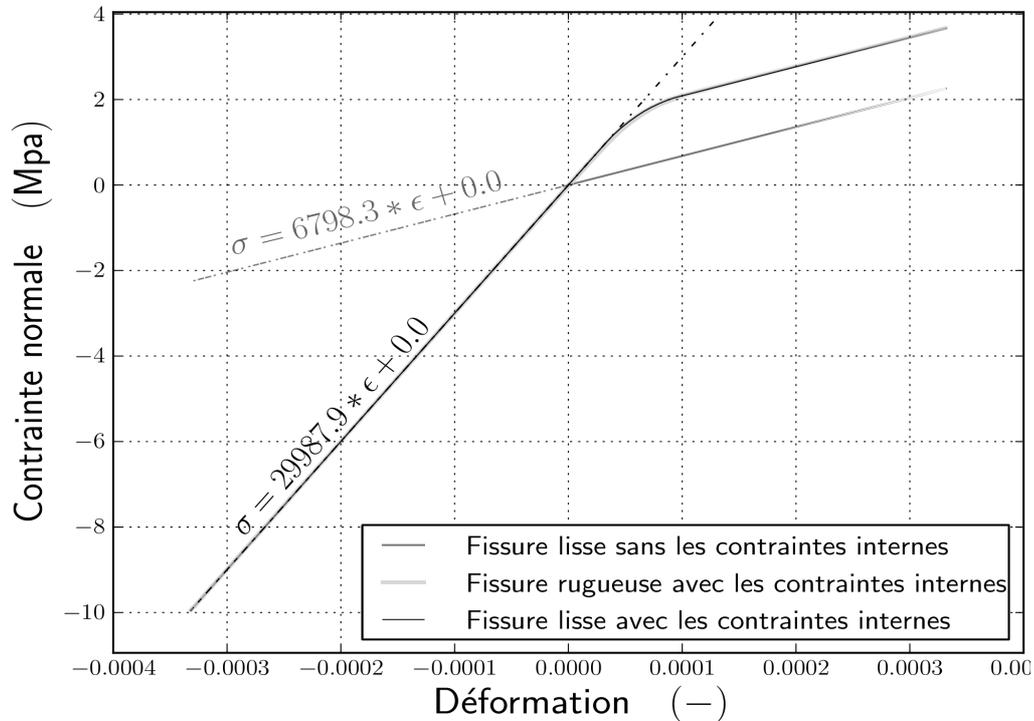


Figure III.15 : Courbes de contrainte normale en fonction du déplacement normal, issues du chargement précédent pour une fissure lisse (gris), une fissure lisse déformée sous l'effet des contraintes internes (noir), et une surface rugueuse déformée sous l'effet des contraintes internes (gris clair).

La troisième et dernière simulation consiste à appliquer les chargements thermique et mécanique aux profils de fissure décrits précédemment (issue de la campagne de traction cyclique). Le comportement global est comparable au cas précédent : les deux courbes sont confondues sur la figure III.16. Néanmoins, contrairement au cas précédent, la figure III.16 illustre une hystérésis : le chemin de chargement lors du passage compression-traction se situe légèrement au dessus du chemin traction-compression.

Cette dernière modélisation peut se rapprocher des résultats expérimentaux présentés dans le chapitre précédent. En effet, les deux pentes de la courbes permettent de calculer un endommagement de 0,77 correspondant à celui du chargement 5 (égale à 0,81) pour l'essai de traction cyclique présenté.

Expérimentalement, l'étude par corrélation d'images a analysé les déplacements horizontaux au niveau des lèvres de la fissure à 25 mm du bout de l'entaille droite de l'échantillon (Figure II.2). Cette zone d'étude se situe à 80 mm sur le profil rugueux des figures III.13 et III.14 (trait vertical noir). Lors de la fermeture du cycle 5, un décalage horizontal de 5 μm caractérise la discontinuité à l'état ouvert. À la fin, cette longueur est inférieure à 2 μm . Suite au chargement en compression succédant à la sollicitation thermique, les déplacements horizontaux en ce point, sont identiques de part et d'autre de la fissure. L'ouverture de fissure entraîne un décalage horizontal de 0,5 μm en fin de chargement. À la fin de la simulation, cette longueur

est égale à $0,36 \mu\text{m}$. À l'image du constat expérimental, le décalage horizontal au niveau des lèvres de fissure fermée est inférieur à la valeur obtenue suite à la refermeture mais dans des proportions minimes (rapport de 10). Cette sous-estimation au niveau des déplacements horizontaux se retrouve aussi dans le calcul de l'énergie dissipée par frottement (Aire de l'intersection des deux courbes pour une contrainte négative). Expérimentalement, une valeur de $10,20 \text{ J.m}^{-2}$ a été trouvée entre le déchargement du cycle 5 et le rechargement du cycle 6. Numériquement, l'aire de l'hystérésis est égale à $0,15 \text{ J.m}^{-2}$. Les phénomènes de frottement mis en avant dans cette troisième modélisation restent peu significatifs comparativement à ce qui a été constaté dans la phase expérimentale. Cependant le modèle reproduit le comportement non linéaire d'un échantillon fissuré lors de la phase de refermeture. La courbe traduit la capacité du matériau modélisé à retrouver son comportement initial pour des contraintes négatives ne dépassant pas la limite élastique.

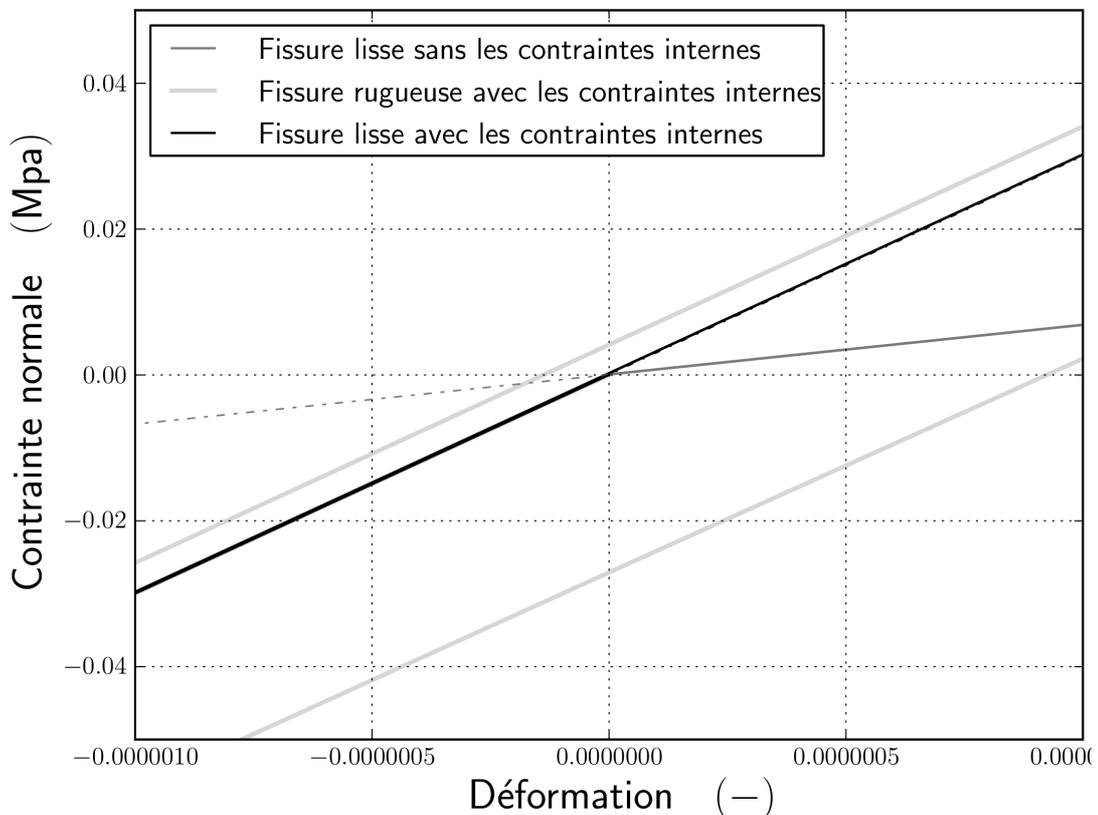


Figure III.16 : Illustration de l'hystérésis issue du frottement des aspérités.

En conclusion, les résultats de ces simulations sont cohérents avec ceux obtenus expérimentalement : comportement non linéaire et phénomène d'hystérésis. La modélisation de l'effet de contrainte interne a permis d'appuyer expérimentalement les interprétations indiquant que : les phénomènes de frottement seraient dus à la non correspondance des lèvres de fissures induite par la relaxation de ces contraintes entraînant des déformations non-homogènes le long de la discontinuité. Cependant, dans le cadre de ces simulations, l'effet reste bien inférieur à celui qui a été constaté expérimentalement. Cela peut s'expliquer par le calcul élastique sur un matériau non-endommagé. Expérimentalement, l'avancée de la fissure

correspond aux cycles réalisés à la fin de l'essai. La répétition des ouvertures et fermetures de fissure doit entraîner un endommagement mécanique de la surface avec possibilité de détachement du matériau. Ces phénomènes ne sont pas représentés dans le cadre de ces travaux. Afin d'améliorer ce modèle (implémentation de la plasticité et de l'endommagement), il serait intéressant de prendre en compte les phénomènes de micro-fissurations dans la process zone lors de la propagation de la fissure. Enfin, grâce à la corrélation d'images utilisée lors des essais, il apparaîtrait intéressant de déterminer la pointe de fissure pour chaque inter-cycle (endommagement constant, voir chapitre 2) : la confrontation des résultats numériques et expérimentaux pourrait ainsi permettre d'identifier les différents mécanismes expliquant ce comportement non linéaire et apporter des éléments de réponses supplémentaires sur le comportement mécanique d'un géomatériau fissuré soumis à un chargement cyclique.

2.2. Cisaillement de deux surfaces lisses

a) Modèle et conditions aux limites

Ce paragraphe présente des cas tests de contact-frottement : simulations du cisaillement de deux surfaces lisses. Ils sont effectués en considérant seulement la matrice d'élasticité du matériau afin de mettre en avant la gestion du contact-frottement. Les caractéristiques du matériau (béton voir chapitre 1) sont résumées dans le Tableau III.1.

Paramètres	Valeur
Résistance en compression, σ_c (MPa) :	64,4
Résistance en traction, σ_t (MPa) :	4,9
Module d'Young, E (GPa) :	37,9
Coefficient de Poisson, γ (-) :	0,21
Densité (-)	2,4
Angle de frottement θ (°)	30

Tableau III.1 : Caractéristiques mécaniques du matériau.

Les calculs sont réalisés en deux dimensions. La géométrie choisie est la modélisation de deux rectangles de même longueur ($l = 10$ mm) et de même hauteur ($h = 5$ mm). Le maillage est de type élément triangle à un point de Gauss. L'éponte inférieure (rectangle 1) est encadrée suivant \vec{x} et \vec{y} . Une pression normale de 1 MPa est appliquée en tête de l'éponte supérieure. Le déplacement tangentiel est imposé sur le côté gauche du rectangle 2 (Figure III.17).

Les courbes suivantes illustrent les évolutions du rapport des forces tangentielles numériques, $F_{\text{modèle}}^t$ (calculé avec Cast3M) sur la force théorique calculée avec le critère de glissement de Coulomb, $F_{\text{théorique}}^t$ en fonction du déplacement tangentiel imposé. Le déplacement total est égal à 1 mm, soit dix pour cent de la surface totale. Ce déplacement tangentiel maximal garantit une large surface de contact à la fin de l'essai numérique évitant le renversement de l'éponte supérieure.

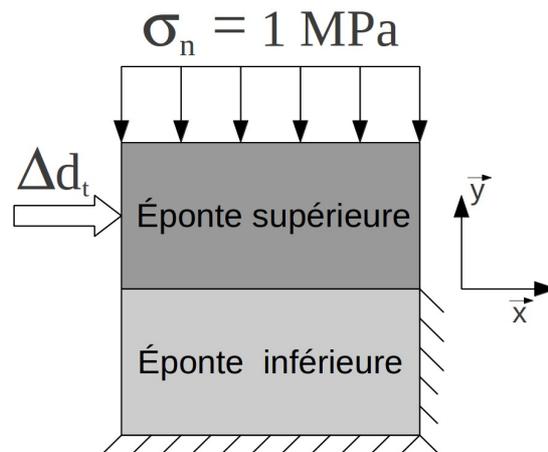


Figure III.17 : Schéma de principe des conditions aux limites.

b) Densité de maillage et pas de temps de calcul

La figure III.18 représente les courbes correspondant à trois densités de maillage différentes. La première courbe, de densité 1 (gris clair), modélise la discontinuité avec un seul élément sur chaque lèvres, celle de densité 10 (gris) avec dix éléments, et enfin celle de 100 (gris foncé) avec cents éléments. Le déplacement tangentiel imposé est de 0,1 mm par pas de temps de calcul.

Pour un déplacement inférieur à 0,2 mm, les trois courbes sont distinctes et croissent pour atteindre la valeur théorique déterminée par le critère de Coulomb : au premier pas de temps pour les maillages de densités 10 et 100 et au troisième pas de temps seulement pour le maillage de densité 1. Au-delà, les courbes oscillent autour de soixante dix pour cent de la valeur théorique. Ces oscillations sont induites par un changement d'état de la contrainte de cisaillement au niveau de la discontinuité, d'un pas de temps de calcul au suivant. Ce phénomène ne dépendent apparemment pas de la taille de l'élément.

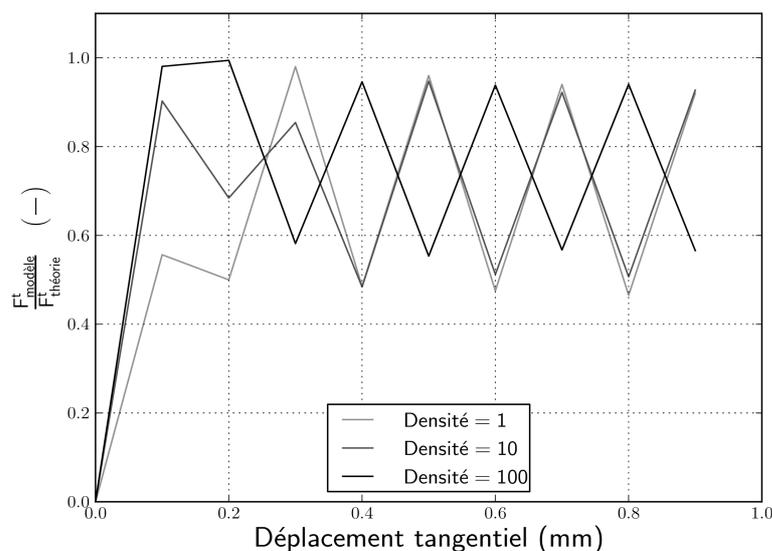


Figure III.18 : Dépendance de l'évolution de la force tangentielle à la densité de maillage.

Ce résultat est confirmé par la figure III.19. La courbe en gris clair représente cette fois-ci le résultat d'une simulation entre deux surfaces lisses mais dont les nœuds ne correspondent pas : sur l'une des deux lèvres, la densité de maillage évolue de manière croissante (de droite à gauche), alors que pour l'autre, l'évolution se fait de manière décroissante. Les deux autres courbes (gris et gris foncé) sont issues des maillages de densité 10 et 100 énoncés précédemment mais le pas de temps a été réduit à 0,01 mm par pas. L'amplitude des oscillations est sensiblement la même pour tous les cas de figure, cependant, la période initialement de 0,1 mm a chuté à 0,01 mm suivant ainsi la réduction du pas de temps de calcul.

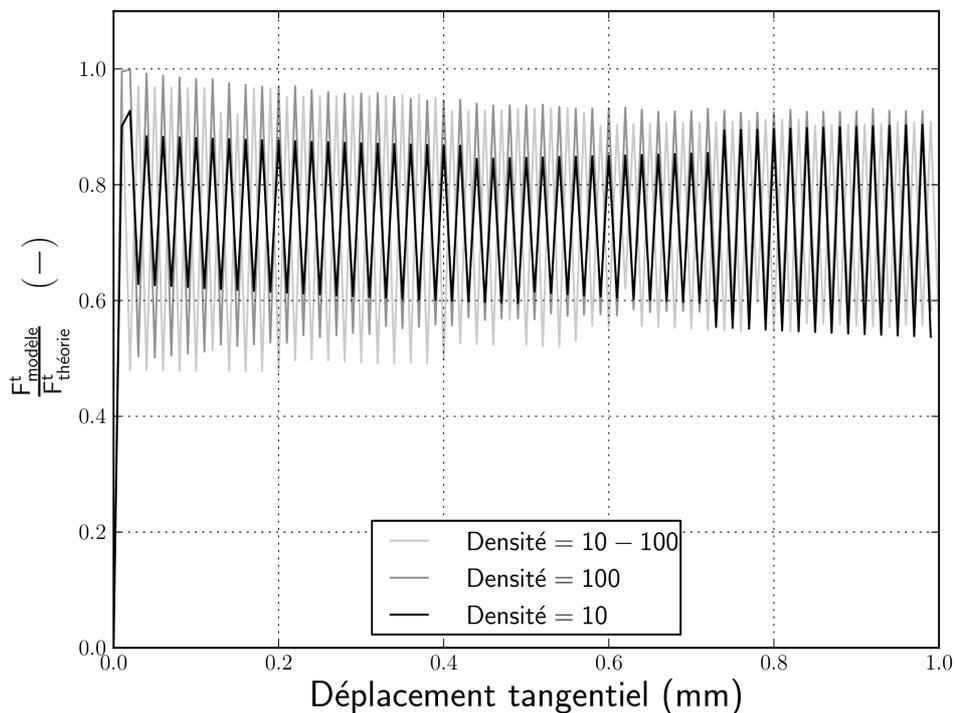


Figure III.19 : Dépendance de l'évolution de la force tangentielle à la répartition des nœuds.

L'influence du pas de temps (Δt) de calcul sur les oscillations est étudiée plus particulièrement à la figure III.20. Afin de se placer dans le cadre des numérisations de nos surfaces rugueuses cisailées expérimentalement, la surface plane de 10 mm de large est discrétisée avec une densité de 0,1 mm. Le plus petit pas de temps de calcul est pris cent fois inférieur à la longueur de la base d'un élément. Malgré cette précaution, le phénomène de oscillatoire est toujours présent.

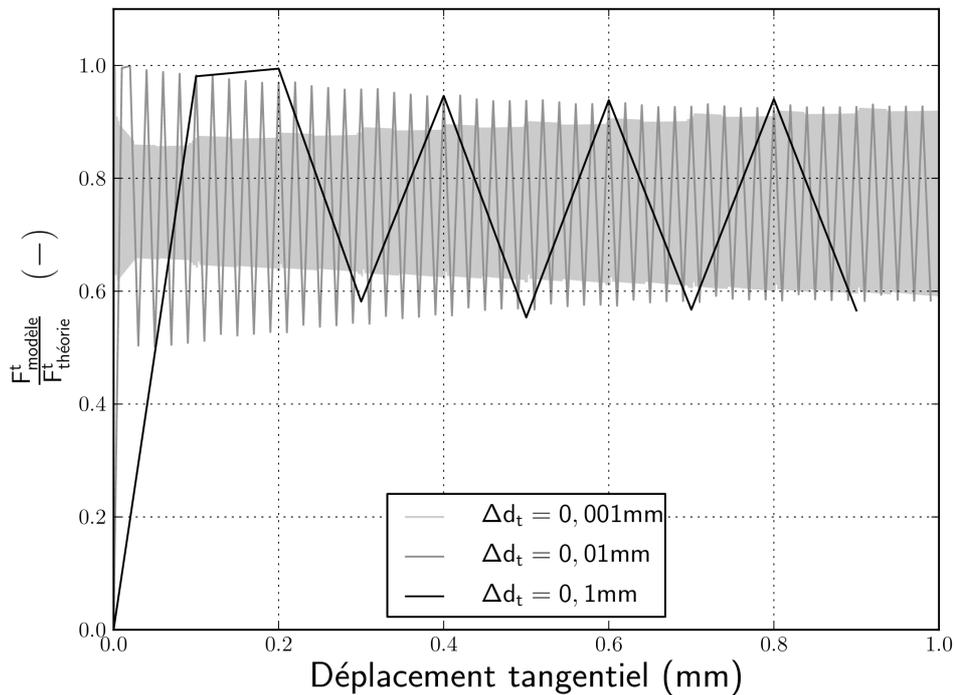


Figure III.20 : Dépendance de l'évolution de la force tangentielle au pas de temps de calcul.

c) Mouvement de reptation

Afin de mieux appréhender le problème, les figures III.21 (A et B) représentent l'état de contrainte de cisaillement dans les épontes pour deux pas de temps de calcul consécutifs. L'essai qui est représenté est réalisé avec un maillage de densité 0,1mm et un pas de temps de calcul de 0,01. Lors du premier pas de temps, il y a une zone à fortes contraintes du côté droit des épontes. Lors du pas de temps suivant (Figure III.21B), l'état de contrainte est globalement moins important et mieux dispersé sur toute la surface en contact. Il est intéressant de noter la présence de deux zones aux extrémités où la contrainte est plus importante. À l'image du phénomène de reptation, l'éponte supérieure se contracte suite à un blocage en tête, puis se relâche au pas de temps suivant. Cette contraction est issue de l'élasticité du matériau. Les figures III.22 (A et B) représentent les états de contraintes à pas de temps identique à précédemment, avec le même maillage, mais pour un matériau très rigide ($E = 37,9 \cdot 10^6 \text{ GPa}$). Les variations des contraintes de cisaillement dans le matériau sont similaires d'un pas de temps à l'autre. Les contraintes les plus fortes sont très localisées et sont supérieures à celles du cas précédent. Cela se traduit sur la courbe de la figure 23 par une force quasi-constante, assimilable à la valeur théorique de Coulomb.

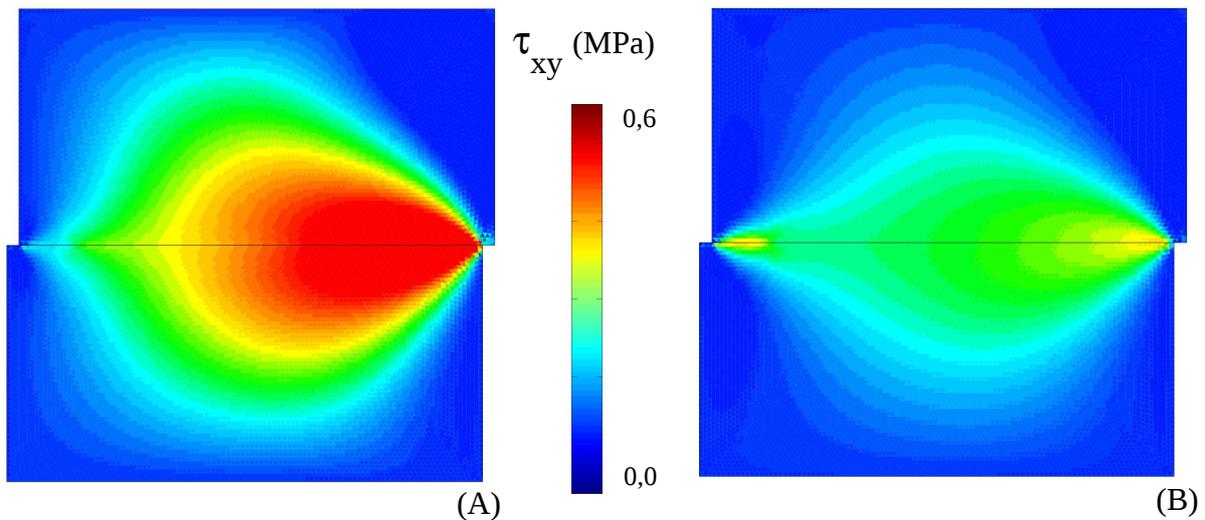


Figure III.21 : État de contrainte de cisaillement dans les épontes : (A) phase de contraction (B) phase de relâchement pour un matériau ayant un module d'Young de 37,9 GPa.

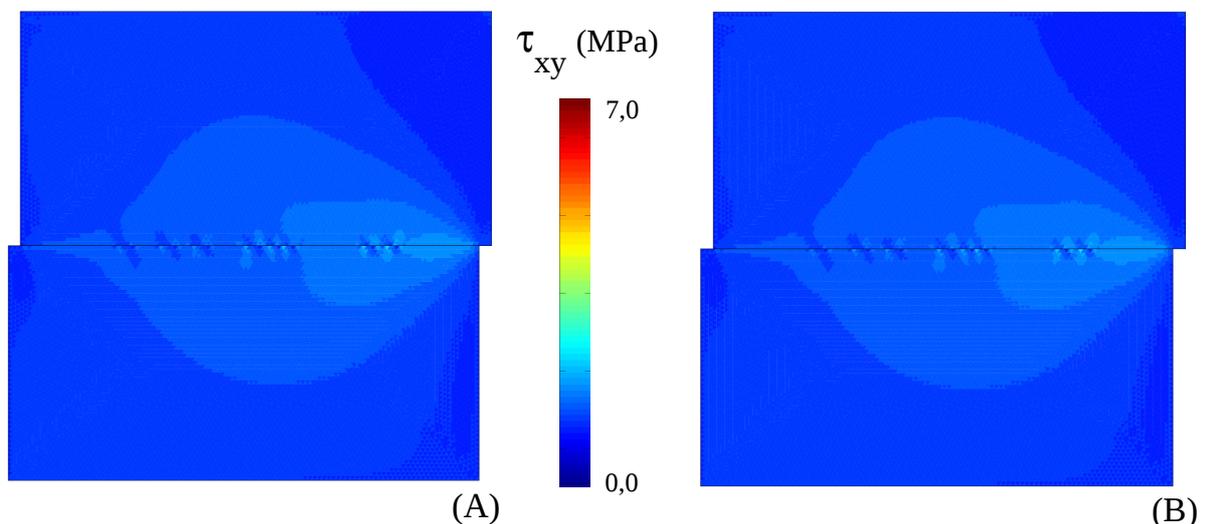


Figure III.22 : État de contrainte de cisaillement dans les épontes : (A) phase de contraction (B) phase de relâchement pour un matériau ayant un module d'Young de $37,9 \cdot 10^6$ GPa.

Pour conclure, les cas tests ont permis d'étudier le frottement de deux solides élastiques au travers de deux surfaces de contact lisses. Les courbes issues de ces simulation se caractérisent par des oscillations des contraintes tangentielles lors du cisaillement. Elles sont indépendantes du maillage, que ce soit en termes de densité ou de correspondance des nœuds en contact. L'élasticité du matériau explique en partie ces instabilités, cependant, la dépendance au pas de temps laisse à penser que le calcul des forces de frottement n'est peut être pas réalisé au moment opportun dans la boucle itérative. Enfin , l'aspect dynamique du glissement est à envisager afin de diminuer ce phénomène à l'aide d'un amortissement. La suite du travail ne portant pas sur l'amélioration du modèle de contact-frottement de Cast3M, cette problématique ne fera pas l'objet de développements supplémentaires.

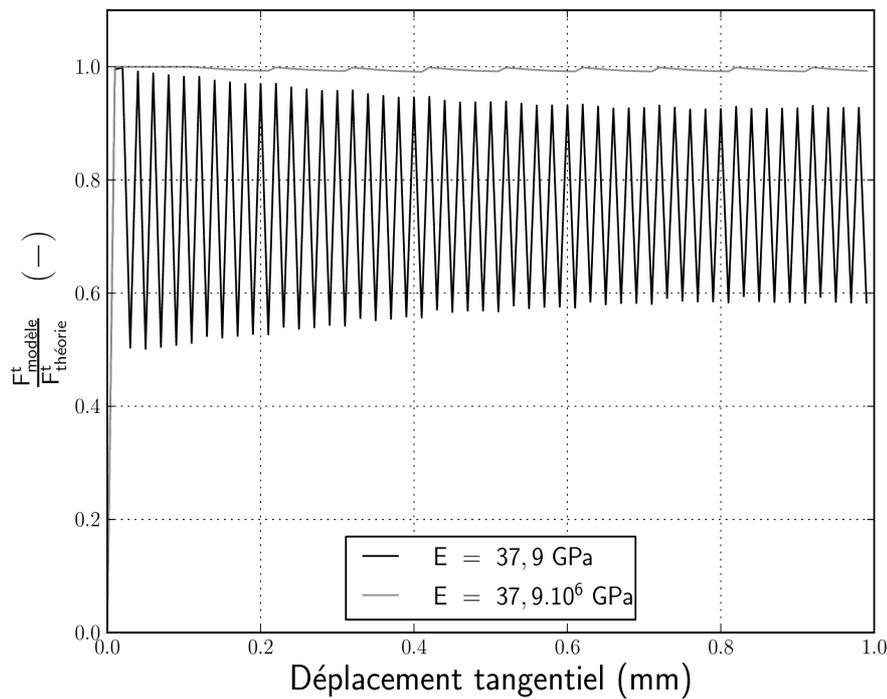


Figure III.23 : Dépendance de l'évolution de la force tangentielle à la rigidité.

3. CISAILLEMENT D'UN JOINT ROCHEUX

3.1. Modélisation

a) Modèle de comportement

Dans ce paragraphe, l'étude porte sur des surfaces rugueuses qui ont été générées à l'aide du profilomètre laser présenté dans le chapitre 2. Afin de représenter les effets des fortes contraintes induites par la localisation du contact, le modèle de comportement élasto-plastique endommageable est implanté dans le calcul. Le matériau modélisé est la roche utilisée dans la campagne expérimentale de cisaillement, dont les caractéristiques sont rappelées dans le tableau suivant :

Paramètres	Valeur
Résistance en compression, σ_c (MPa) :	185
Résistance en traction, σ_t (MPa) :	13
Module d'Young, E (GPa) :	56
Coefficient de Poisson, γ (-) :	0,25
Densité (-)	2,75
Énergie de fissuration G_f (J.m ⁻²)	100
Angle de frottement θ (°)	30

Tableau III.2 : Caractéristiques mécaniques du matériau rentrées dans le modèle de comportement.

La résistance en compression, en traction indirecte, le module d'Young et le coefficient de Poisson ont été identifiés expérimentalement lors de la phase de caractérisation de la roche. L'angle de frottement a été déterminé en mesurant l'angle d'inclinaison seuil pour lequel l'éponte rocheuse lisse supérieure glisse par rapport à l'éponte inférieure. L'énergie de fissuration n'ayant pas été déterminée pour la roche étudiée, il a été fixé à 100 J.m^{-2} comme pour le béton.

b) Surfaces rugueuses et emboîtement

L'emboîtement des surfaces rugueuses est une problématique récurrente dans la littérature (Flamand, 2000; Gentier, 1986; Marache, 2002) car elle gouverne le comportement mécanique du joint. Malgré les nombreuses précautions et les différents protocoles mis en place lors de la numérisation des surfaces, l'emboîtement numérique n'a pu être réalisé lors de ces travaux de thèse. Afin de représenter l'influence de l'espace des vides, la non-correspondance des lèvres de fissure est modélisée en appliquant un champ de déplacement aux lèvres de la fissure. Les valeurs imposées sont obtenues par un tirage aléatoire corrélé pour chaque géométrie.

Un profil de fissure initial est généré en deux dimensions avec les données obtenues par le profilomètre laser. Pour ne pas alourdir les calculs, la taille des mailles (segment pour la génération du profil de fissure), initialement de 0,1 mm, est agrandie à 1 mm, divisant ainsi par dix le nombre de points sur la surface initiale.

Deux champs de déplacements horizontaux sont ensuite obtenus par tirage aléatoire corrélé. Arbitrairement, le premier a une moyenne de 0,5 mm, un écart type de 0,25 mm, et une longueur de corrélation de 5 mm (le déplacement est donc corrélé sur cinq mailles voisines). Les valeurs du second champ ne diffèrent que pour la moyenne, qui est l'opposé du premier tirage, soit -0,5 mm. Deux profils non correspondants sont générés par translation du profil initial par ces champs de déplacements : un vecteur de déplacement est appliqué à chaque nœud du maillage initial. Le reste des épontes est modélisé à partir de ces profils avec un maillage de type triangle à un point de Gauss dont la densité diminue en s'éloignant de la discontinuité. Afin de représenter les hétérogénéités du matériau, un module d'Young variable (valeurs obtenues par un tirage aléatoire corrélé) est associé aux éléments composant les épontes.

c) Conditions aux limites

Les conditions aux limites sont représentées à la figure III.24. L'éponte fixe est bloquée suivant les axes \vec{x} et \vec{y} . Une contrainte normale de 1 MPa est appliquée en tête de l'éponte mobile : à l'image des essais expérimentaux, cette faible valeur permet d'étudier le comportement mécanique induit par la géométrie des aspérités. Le cisaillement est imposé à travers un déplacement tangentiel au niveau d'un bord de l'éponte mobile. Afin de limiter les phénomènes de rotation de l'éponte supérieure, sans les freiner totalement, un élément coque d'une rigidité égale à celle de l'acier de 10 mm d'épaisseur est placé sur le côté sollicité ($E = 210 \text{ GPa}$, $\mu = 0,3$ et $\rho = 7850 \text{ kg.m}^{-3}$). Le déplacement tangentiel de $1 \mu\text{m}$ par pas de temps de calcul est imposé à l'extrémité de cet élément coque : à 5 mm (5 fois la taille de l'élément) de la discontinuité. Le déplacement total est de 5 mm. Le chargement de la contrainte normale est réalisé en premier. Dès l'obtention de la contrainte voulue, le cisaillement commence.

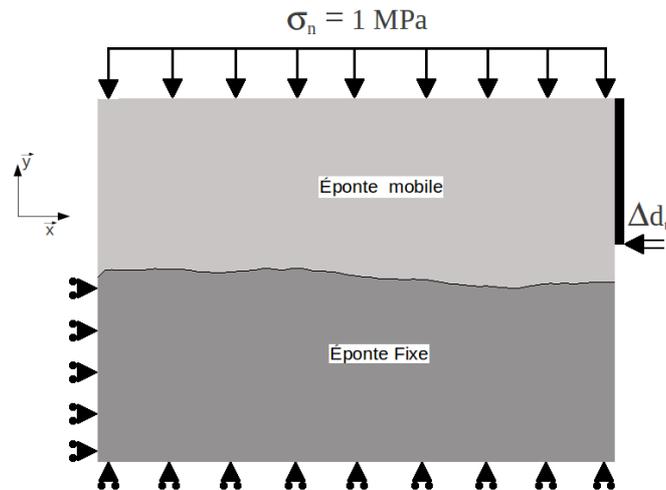


Figure III.24 : Schématisation des conditions aux limites.

Les figures de III.25 à III.27 représentent les états de contraintes normales portées par \vec{y} suite au chargement en compression (Figures III.25), puis pour un déplacement tangentiel de $10\ \mu\text{m}$ (Figures III.26), et enfin pour un déplacement final de $6\ \text{mm}$ (Figures III.27). Une comparaison est réalisée entre une fissure parfaite (A) dont les profils de rugosité sont correspondants (deux profils initiaux), et une fissure formée par des lèvres de fissure non correspondantes (B).

3.2. Simulations

a) Transmission des contraintes

Les calculs présentés par la suite ont été effectués en contraintes planes.

Le figure III.25A illustre une transmission des contraintes homogènes le long de la discontinuité : le contact est réalisé sur toute la surface, impliquant une contrainte de compression de $1\ \text{MPa}$ dans les deux épontes. La figure III.25B montre une profonde différence d'état de contraintes suite au chargement normal. Le contact est réalisé ponctuellement sur deux aspérités, réduisant ainsi la surface de transmission des contraintes verticales. Cette géométrie de fissure entraîne une distribution non homogène des contraintes verticales générant des bulbes de sur-contrainte ($-30\ \text{MPa}$) au niveau des zones de contact. Ce constat est confirmé après le premier déplacement tangentiel imposé (Figure III.26A&B). Le contact est réalisé sur six points pour l'échantillon (A) et sur deux points pour (B) entraînant des sur-contraintes de -10 à $-15\ \text{MPa}$ pour (A), et de $30\ \text{MPa}$ à nouveau pour le joint (B). En fin de course, pour un déplacement de $6\ \text{mm}$ (Figure III.27A&B), les deux états de contrainte sont similaires. Cependant, les deux zones de contact de la discontinuité parfaite repartissent mieux les contraintes comparativement à celles du joint non-emboîté : les sur-contraintes sont de $-30\ \text{MPa}$ dans le cas (A) alors qu'elles sont inférieures à $-50\ \text{MPa}$ pour le cas (B). Logiquement, l'effet de l'emboîtement initial est important sur les premiers déplacements lors du ré-emboîtement des aspérités de petites longueurs d'ondes ; néanmoins, cet effet tend à s'atténuer au cours du cisaillement.

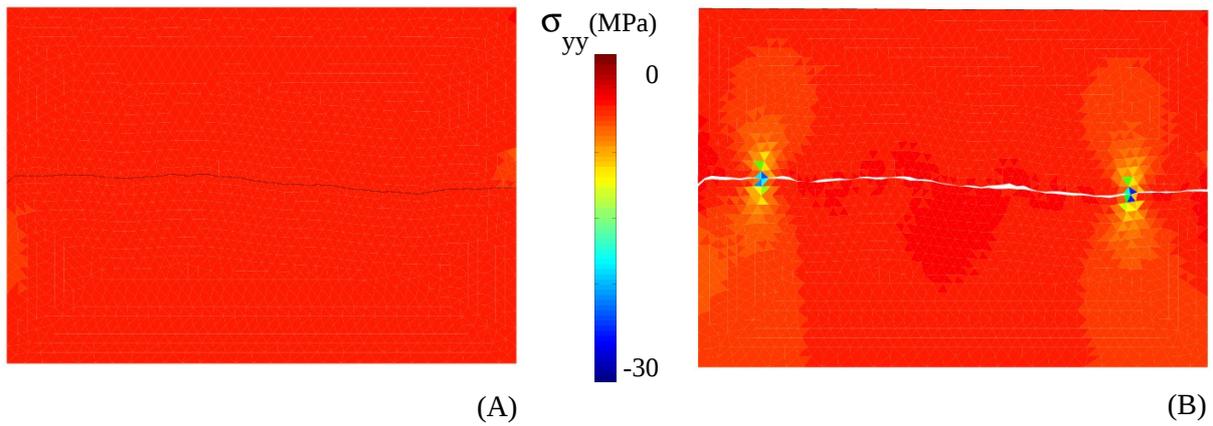


Figure III.25 : Représentation des contraintes verticales dans les épontes suite au chargement normal de 1 MPa : (A) Fissure parfaitement emboîtée initialement ; (B) Fissure non-emboîtée initialement.

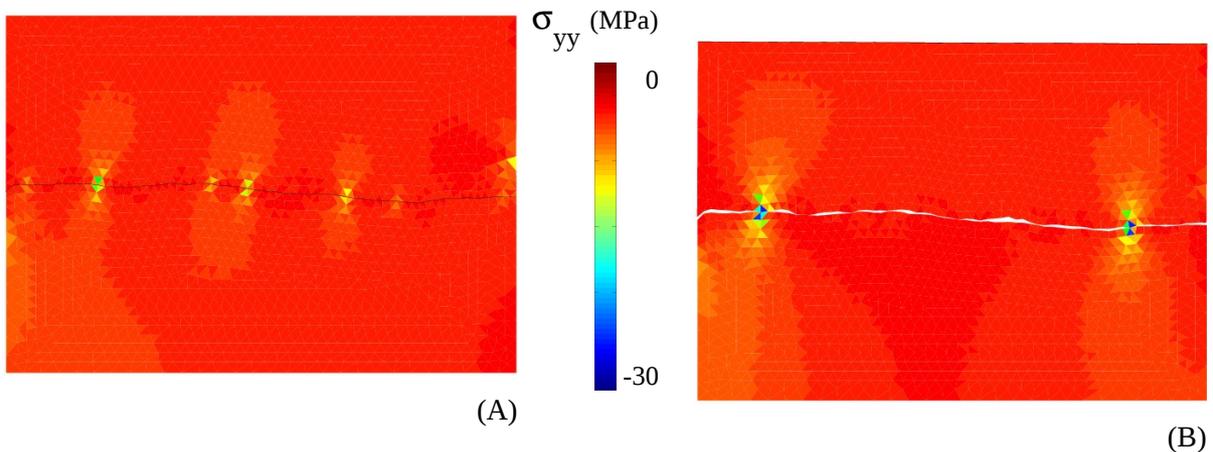


Figure III.26 : Représentation des contraintes verticales dans les épontes suite à un déplacement tangentiel de $10 \mu\text{m}$: (A) Fissure parfaitement emboîtée initialement ; (B) Fissure non-emboîtée initialement.

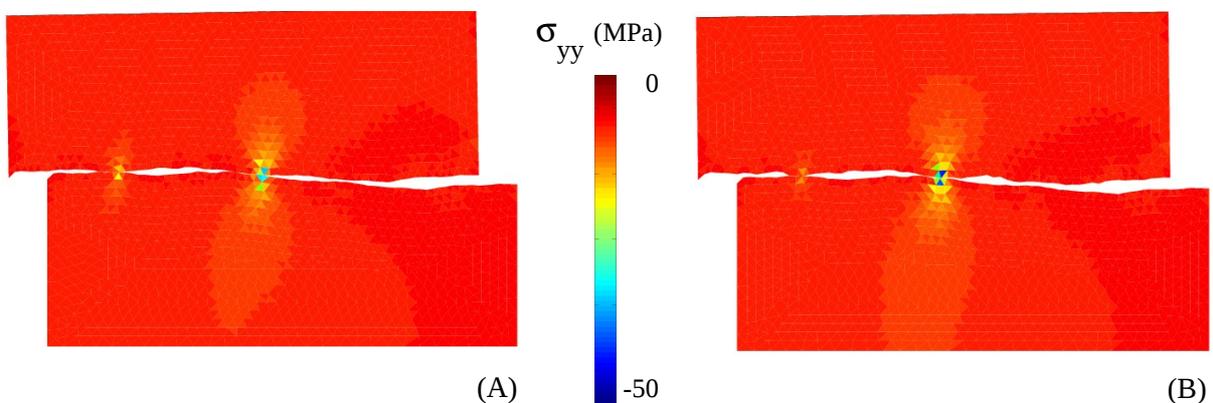


Figure III.27 : Représentation des contraintes verticales dans les épontes suite à un déplacement tangentiel de 6 mm : (A) Fissure parfaitement emboîtée initialement ; (B) Fissure non-emboîtée initialement.

b) Analyse des courbes

La figure III.28 représente le fuseau des courbes de contraintes tangentielles obtenues expérimentalement (gris clair) et celles obtenues par les deux simulations : fissure parfaite (A) et fissure non-empoîtée (B). D'un point de vue numérique, la contrainte est calculée comme le quotient de la force de réaction tangentielle divisée par la surface projetée de la fissure (soit le diamètre en deux dimensions multiplié par une épaisseur de 1 m).

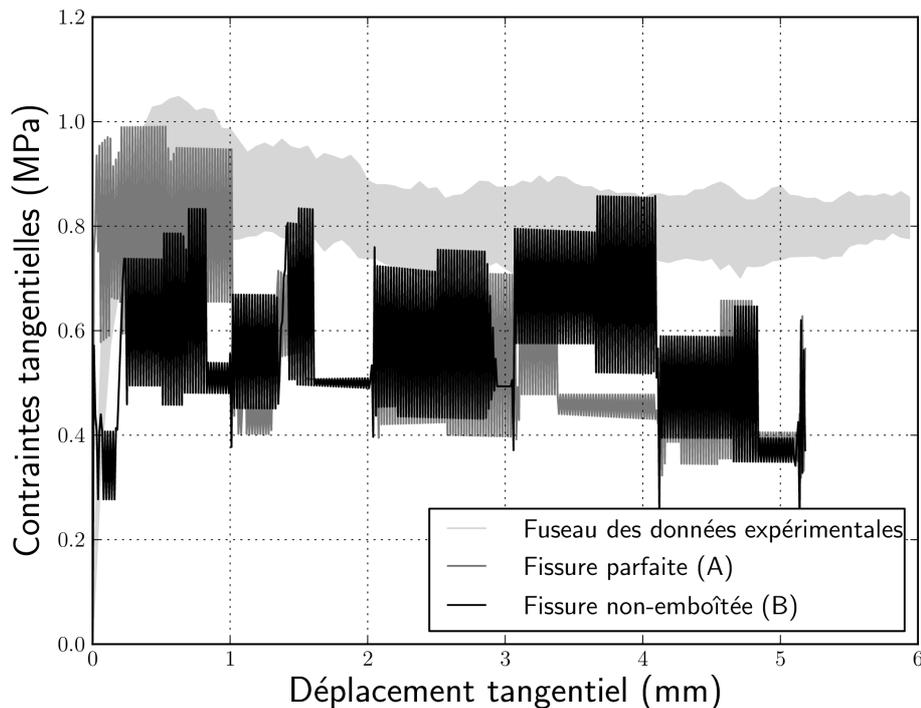


Figure III.28 : Courbes de contrainte tangentielle en fonction du déplacement tangentiel : fuseau des résultats expérimentaux sur surface saine (gris clair), modélisation du cisaillement d'une fissure parfaitement empoîtée (A) (gris) et modélisation du cisaillement d'une fissure non-empoîtée (B) (noir).

La première analyse porte uniquement sur les deux courbes numériques. Malgré de fortes oscillations, le comportement des joints au niveau des contraintes semble différer au début de la simulation : le pic est moins prononcé pour l'échantillon (B). Cependant, le comportement résiduel des deux joints est comparable. L'effet de l'empoîtement initial est donc atténué au cours du cisaillement.

La seconde analyse compare les résultats numériques aux résultats expérimentaux. Le profil initial provient d'une surface rugueuse issue de la première campagne expérimentale. Il est à noter que malgré des conditions aux limites simplifiées (par rapport à l'essai expérimental), le comportement global obtenu par les simulations est comparable à celui des essais expérimentaux : les valeurs des contraintes de cisaillement numériques sont dans l'ordre de grandeur des valeurs expérimentales. Le pic de contrainte de la fissure parfaite se situe dans le fuseau expérimental, en revanche, le modèle sous estime la résistance résiduelle. En outre, la rigidité numérique est supérieure à celle obtenue expérimentalement.

Les courbes de dilataance des essais numériques et le fuseau des essais expérimentaux sont illustrés à la figure III.29. Au niveau numérique, le déplacement normal au joint est calculé comme la moyenne des déplacements horizontaux des nœuds du profil de fissure mobile.

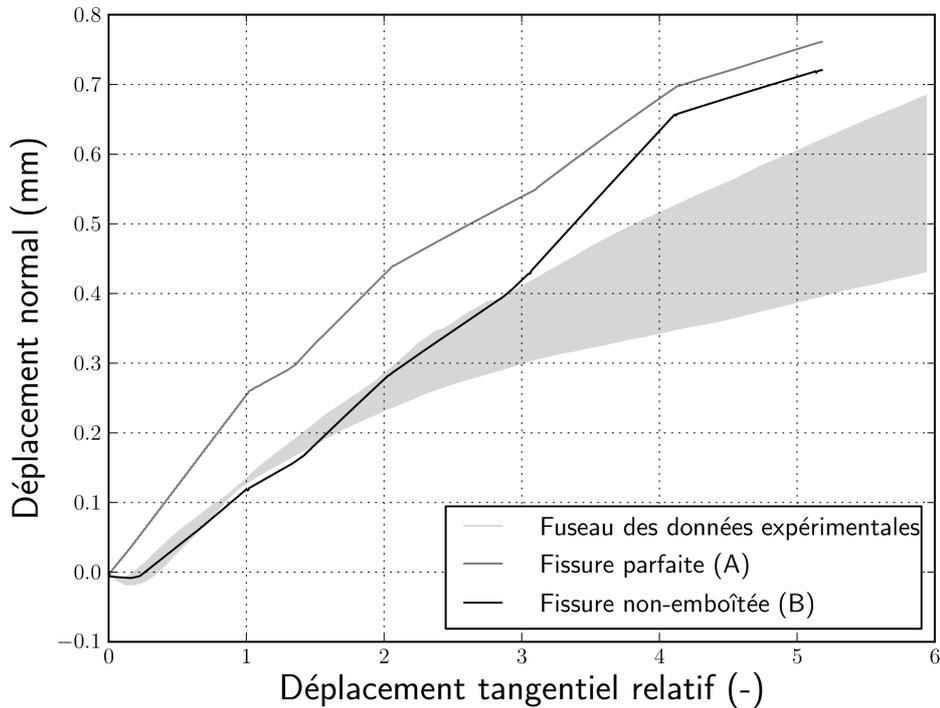


Figure III.29 : Courbes de dilatance : fuseau des résultats expérimentaux sur surface saine (gris clair), modélisation du cisaillement d'une fissure parfaitement emboîtée (A) (gris) et modélisation du cisaillement d'une fissure non-emboîtée (B) (noir).

Tout d'abord, l'analyse des deux courbes de dilatance numériques montre un décalage, lequel est principalement dû à la phase de contractance de la discontinuité non-emboîtée : il y a une phase de ré-emboîtement. Les deux échantillons ont une ouverture de fissure finale comparable : le taux (pente de la courbe identique) est identique dans les deux cas. À l'image des courbes de contrainte, la modification de l'emboîtement agit essentiellement sur les petites aspérités au début du cisaillement.

Ensuite, la comparaison de l'expérimental et du numérique fait observer que la modélisation de la fissure parfaite n'est pas réaliste au niveau de l'ouverture de fissure, alors que cette simulation avait correctement représenté le pic de contrainte. En revanche, le comportement au cisaillement des surfaces non-emboîtées est très proche de celui des essais expérimentaux jusqu'à 2mm de déplacement. Ensuite, le taux de dilatance (vitesse d'ouverture de fissure) est sur-estimé du point de vue numérique. Là encore, les conditions aux limites sont très certainement à l'origine de cette différence qui est à corrélérer avec la sous-estimation de la contrainte résiduelle. Il est à noter que les images de la figure III.27 mettent en avant une légère rotation de l'éponte supérieure pouvant expliquer les différences sur les courbes.

c) Retour sur les conditions aux limites

Les résultats du modèle numérique sous-estiment la contrainte tangentielle et sur-estiment le taux de dilatance obtenu expérimentalement. Ces erreurs sont corrélées : si la force tangentielle appliquée sur l'éponte supérieure est moins importante pour un déplacement donné, l'effort normal associé est aussi réduit (cône de frottement de Coulomb), permettant ainsi une ouverture de fissure plus importante.

L'analyse des images de la figure III.27 met en exergue une légère rotation de l'éponte supérieure : cela est du aux conditions aux limites. L'hypothèse initiale, qui a conduit à modéliser ces conditions, supposait que le montage expérimental autorisait de petites déformations de la surface supérieure induisant une possible rotation. Cette configuration a l'avantage de favoriser le glissement par rapport à une autre pour laquelle la rotation serait bloquée. Afin d'étudier la différence entre les résultats du modèle numérique et les résultats expérimentaux, un blocage a été rajouté au niveau de la surface supérieure : les déplacements verticaux des nœuds composant la droite supérieure de l'éponte mobile sont égaux. Cette configuration empêche donc la rotation du bloc supérieur.

Les simulations numériques ont été réalisées sur les surfaces non correspondantes précédentes. Les figures III.30 et III.31 présentent les résultats provenant des essais expérimentaux (fuseau gris clair) et des deux modélisations : celle avec les conditions aux limites initiales (cl1 gris) et celle avec les nouvelles conditions (cl2 noir).

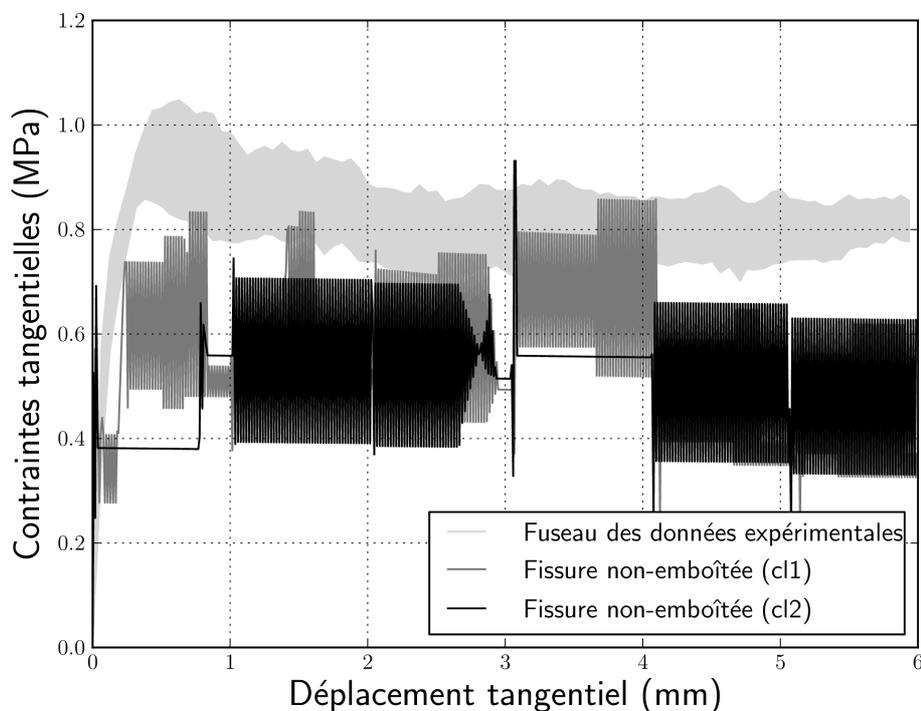


Figure III.30 : Influence des conditions aux limites sur la courbe des contraintes.

L'analyse des courbes de contrainte ne révèle pas un changement de comportement prépondérant. Les différences avec les résultats expérimentaux sont identiques pour les deux simulations : sur-estimation de la raideur et sous-estimation des contraintes maximale et résiduelle. L'étude des courbes de dilatance indique cependant un changement lors de la phase de contractance : cette différence a tendance à s'annuler avec les nouvelles conditions aux limites (cl2), s'éloignant ainsi des résultats expérimentaux. Pour des déplacements supérieurs à 3 mm, le taux de dilatance des deux simulations est comparable : l'effet des conditions aux limites tend à s'annuler lorsque le comportement au cisaillement est gouverné par les structures topographiques de grandes longueurs d'ondes.

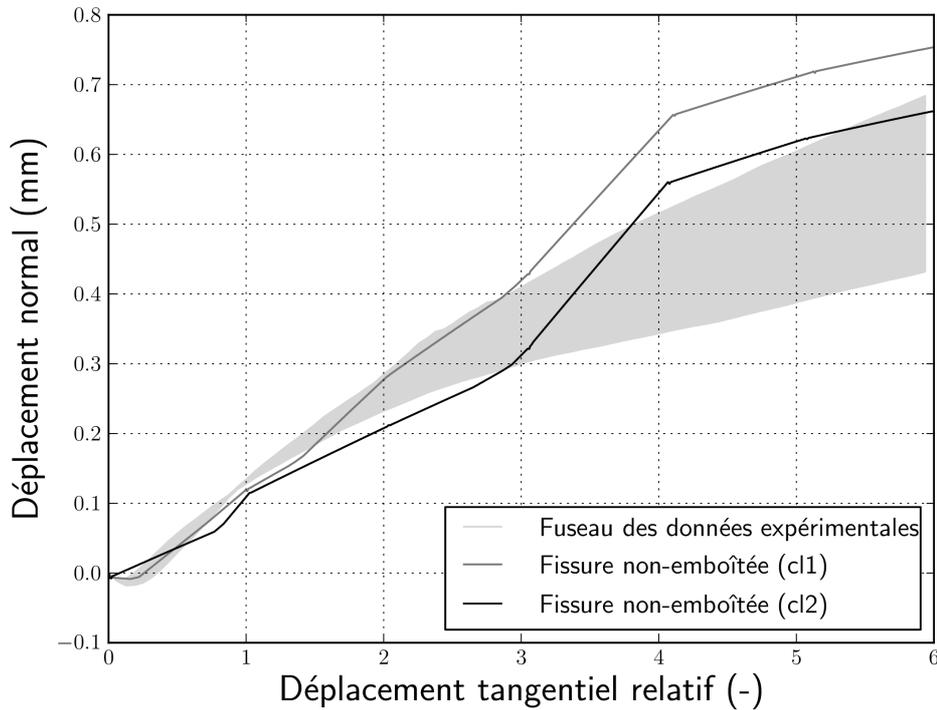


Figure III.31 : Influence des conditions aux limites sur la courbe de dilatance.

La modification des conditions aux limites entraîne logiquement des modifications dans le comportement mécanique d'une discontinuité et, plus particulièrement, au niveau de son ouverture de fissure. Il est évident que les deux modélisations représentent de manière simpliste les conditions aux limites expérimentales. De manière plus réaliste, il apparaît nécessaire de représenter numériquement les effets du montage expérimental (rigidité du bâti, erreur des capteur, pertinence des mesures...) afin de prendre en compte les imperfections de la réalité dans le modèle. Dans la suite des travaux, la première configuration permettant la rotation de l'éponte supérieure a été retenue car elle favorise le comportement induit par les petites aspérités.

Pour conclure, les premiers résultats présentés dans ce paragraphe prouvent la pertinence du choix du modèle pour représenter le comportement au cisaillement d'un joint rugueux. L'approche discrète utilisée pour résoudre le problème de contact frottement permet de représenter l'ouverture de fissure. La modélisation du comportement d'une discontinuité dont les lèvres ne sont pas correspondantes est plus représentative des essais expérimentaux. Cependant, le modèle tend, d'une part, à sous estimer la contrainte tangentielle et, d'autre part, à sur-estimer la rigidité tangentielle. Ces erreurs sont certainement imputables à une modélisation simpliste des conditions aux limites de l'essai de cisaillement. Par ailleurs, l'étude de l'état de contrainte a mis en avant la localisation des efforts induits par le contact. Ces sur-contraintes peuvent entraîner localement de l'endommagement (Figure III.32). Néanmoins, l'utilisation d'une contrainte normale faible, d'une rugosité peu marquée, et d'une roche à résistance élevée, limite fortement cette dégradation, permettant ainsi de mettre en lumière le comportement des aspérités.

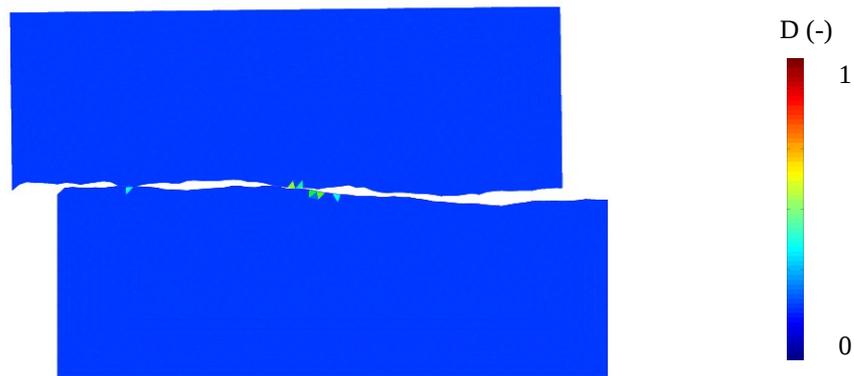


Figure III.32 : Représentation de l'endommagement pour un déplacement tangentiel de 5 mm avec les conditions aux limites initiales.

4. APPLICATIONS

La partie précédente a permis de valider en partie l'approche numérique envisagée pour modéliser le comportement au cisaillement d'un joint rocheux. Afin de pouvoir revenir à la problématique initiale du stockage de CO₂, des études préalables sont encore à réaliser au niveau de la modélisation à la petite échelle. Trois axes ont été développés afin d'apporter un début de réponse. Après avoir analysé l'influence de l'échelle d'observation de la rugosité sur le comportement mécanique du joint, l'étude se concentre sur l'intérêt de la modélisation en trois dimensions. Enfin, la dernière partie traitera du volet chimique en modélisant la dégradation du matériau et du profil de rugosité avant de le cisailier.

a) Échelle d'observation

L'utilisation de la méthode des éléments finis dans le cadre du comportement mécanique d'une discontinuité implique de représenter directement la géométrie de la rugosité à travers le maillage. À l'image de la caractérisation par des outils statistiques, la problématique de l'échelle d'observation est dépendante de la discrétisation issue de la numérisation de la surface. Il est possible de représenter la micro rugosité, mais est-il nécessaire de la prendre en compte pour modéliser une fracture de plusieurs kilomètres ? La caractérisation de la rugosité par une approche fractale met en avant des propriétés d'auto-affinité et d'auto-similarité (Legrain, 2007) en fonction des dimensions de l'échantillon. Dans cette partie, l'étude porte sur l'influence de l'échelle d'observation (étendue de l'échantillon et précision de la discrétisation) au niveau des échantillons numérisés.

Le profil de rugosité initial, de longueur 70 mm, a été numérisé avec une discrétisation de 0,1 mm. À partir de ce profil initial, plusieurs profils de fissure ont été réalisés :

- un profil (type 1) de longueur 70 mm avec un pas de discrétisation 1 mm,
- deux profils (type 2) de longueur 35 mm avec un pas de discrétisation 0,5 mm,
- cinq profils (type 3) de longueur 14 mm avec un pas de discrétisation 0,2 mm.

Toutes ces fissures sont considérées parfaites. Chaque maillage est obtenu de manière homothétique par rapport au premier (Figure III.33). Pour chaque profil type, la somme des longueurs des profils représente la géométrie du profil initial. Les conditions aux limites sont identiques à celles du paragraphe précédent. Le pas de temps de calcul est identique pour

chaque simulation, soit 10 μm . Le déplacement final est proportionnel à la longueur des échantillons cisailés : 6 mm pour le type 1 , 3 mm pour le type 2, et 0,6 mm pour le type 3.

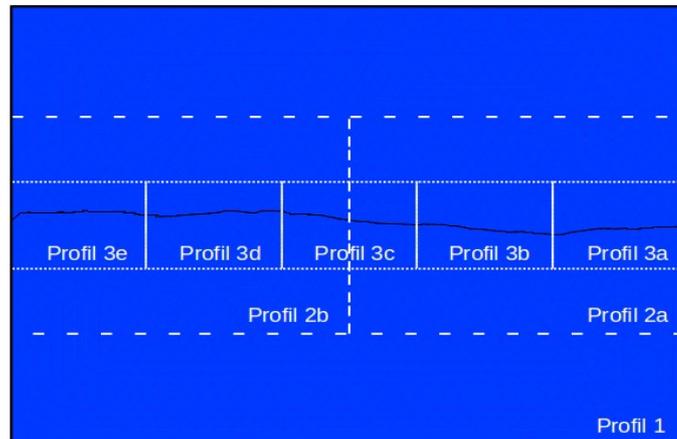


Figure III.33 : Représentation des différents profils issus du profil initial.

Les courbes de contraintes tangentielles sont représentées à la figure III.34 et celles de dilatance à la figure III.35. Afin d'être comparables, les abscisses ont été normées par rapport à la longueur de chaque profil : le déplacement final est donc inférieur à 10 % de la longueur des échantillons. La contrainte étant déjà le quotient de la force sur la surface en contact, elle n'a pas été modifiée. Le déplacement normal est également normé par rapport à la longueur de chaque profil. Les courbes des échantillons de type 2 et 3 représentent la moyenne obtenue par les différentes simulations. L'inclinaison de la fissure initiale est conservée pour chaque sous fissure.

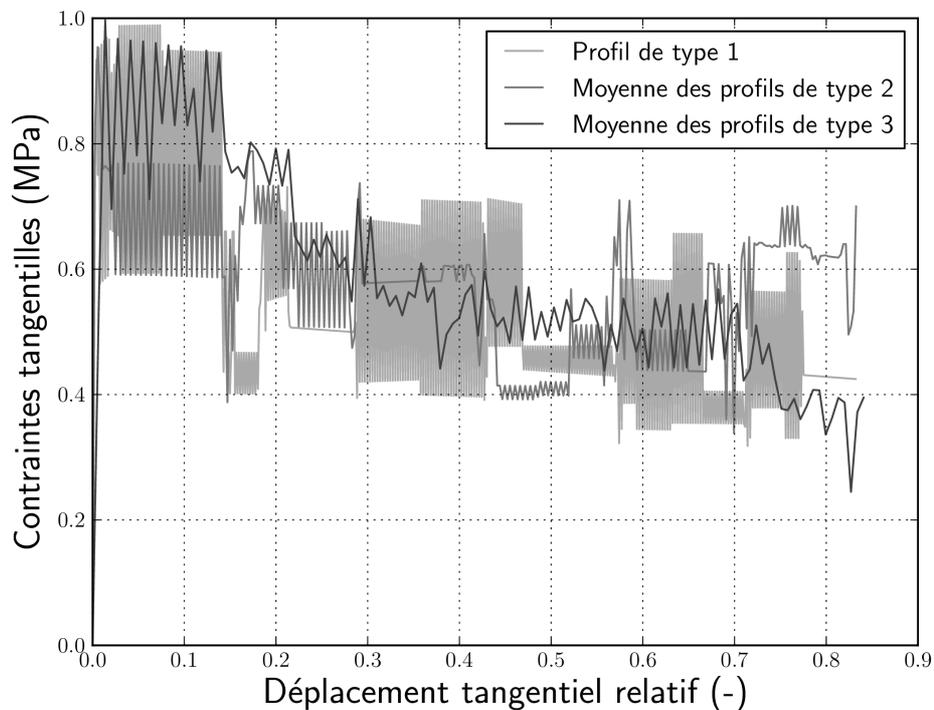


Figure III.34 : Dépendance de l'échelle d'observation sur la courbe de contrainte.

Les courbes de contraintes se superposent. Les courbes moyennes permettent d'atténuer les oscillations, mais le comportement global des différentes simulations est comparable, tant au niveau de la contrainte maximale égale à 0,8 MPa, qu'à celui de la contrainte résiduelle valant 0,5 MPa.

S'agissant des courbes de dilatance, le constat est identique pour les joints de type 1 et 2. En revanche, l'ouverture de fissure est plus importante pour les fissures de type 3. Ce résultat observé sur la dilatance peut illustrer la propriété d'auto-similarité des petites surfaces rugueuses (<1 m) énoncé par (Legrain, 2007).

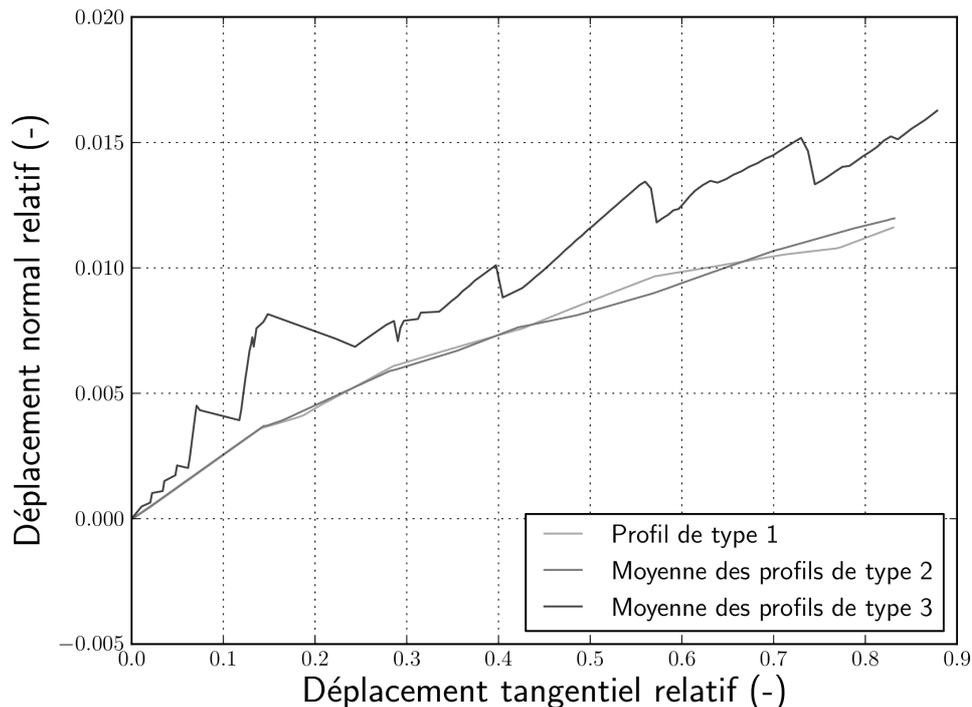


Figure III.35 : Dépendance de l'échelle d'observation sur la courbe de dilatance.

Cette étude est une introduction aux propriétés fractales des surfaces rugueuses qui permettront par la suite de modéliser à plus grande échelle. Ces travaux de thèse restant à l'échelle du laboratoire, cette problématique ne fera pas l'objet de développements supplémentaires. Néanmoins, il est à retenir que, dans notre cas, le comportement au cisaillement d'un joint de 70 mm de long et le comportement moyen des cinq discontinuités de 14 mm le constituant sont proches. Il est évident que cette remarque doit être confirmée expérimentalement.

b) Modélisation 3D

La numérisation des surfaces rugueuses à l'aide du profilomètre laser permet de modéliser la discontinuité en trois dimensions. L'intérêt d'une telle représentation est de pouvoir matérialiser les déplacements et les efforts, dans le plan de cisaillement, et perpendiculairement au sens de cisaillement. Les interactions entre deux aspérités voisines sont ainsi mieux représentées. Cependant, une modélisation en trois dimensions est excessivement coûteuse en terme de temps de calculs (augmentation du nombre de degrés de libertés et des multiplicateurs de Lagrange). Cette étude se concentre sur l'impact de la représentation en trois dimensions par rapport à l'approche en deux dimensions.

Chapitre 3 : Modélisations

Le maillage est composé de deux blocs de petite taille. L'éponte inférieure fixe (1) a une surface de 1 mm de large pour 10 mm de long et une hauteur moyenne de 1 mm. L'éponte supérieure mobile (2) a une surface de 1 mm de large pour 25 mm de long et une hauteur de 1 mm. Les deux volumes sont discrétisés pour une densité de 10, c'est à dire qu'un élément segment mesure 0,1 mm. Les surfaces rugueuses formant les lèvres de fissure sont issues du même profil de rugosité : le joint est donc parfaitement emboîté. Le calcul est réalisé avec le modèle élasto-plastique endommageable incluant les caractéristiques mécaniques du matériau citées précédemment.

Les conditions aux limites sont modifiées par rapport aux précédentes (Figure III.24). L'éponte (1) est bloquée au niveau de sa surface inférieure suivant \vec{x} et \vec{z} , et une arête longitudinale de cette surface est bloquée suivant \vec{y} . L'éponte (2) est soumise à une pression négative de 1 MPa au niveau de sa surface supérieure et une arête longitudinale de cette surface est bloquée suivant \vec{y} afin que le glissement reste dans l'axe de l'éponte inférieure. Le déplacement tangentiel est imposé sur la surface indiquée à la figure III.36 suivant l'axe \vec{x} , à raison de 1 μm par pas de temps de calcul, pour un déplacement final de 0,45 mm.

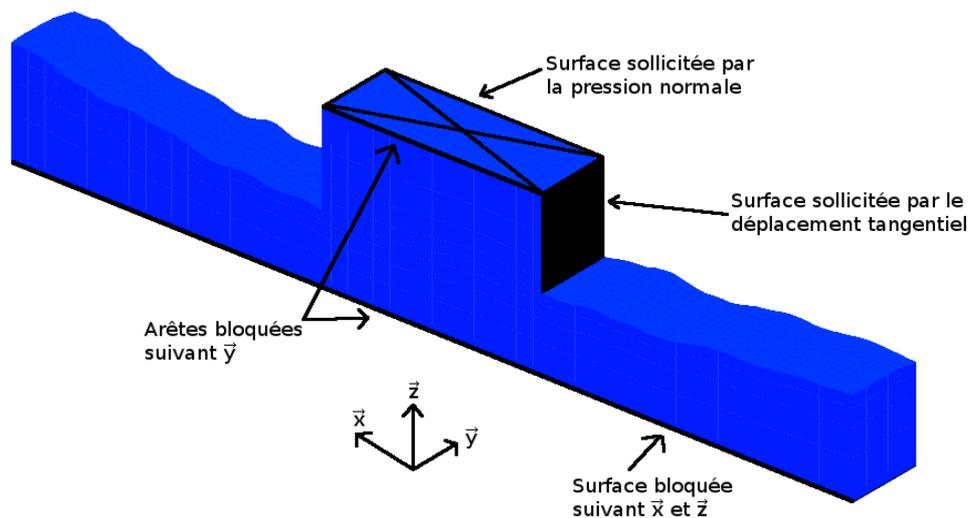


Figure III.36 : Conditions aux limites du modèle en trois dimensions.

Parallèlement, les dix profils composant l'épaisseur du modèle en trois dimensions ont été modélisés en deux dimensions. Les dix simulations en 2D ont été réalisées avec les mêmes conditions aux limites et les mêmes caractéristiques du matériau que la modélisation en trois dimensions.

La figure III.37 représente la courbe des contraintes obtenue pour le modèle en trois dimensions (gris) et la courbe moyenne des contraintes issue des modélisations des profils en deux dimensions (noir). Le comportement global est identique pour les deux courbes : les oscillations sont atténuées pour la courbe des simulations 2D en raison de sa nature de moyenne. Le pic de contrainte à 1 MPa pour le modèle 2D est supérieur à celui du 3D, qui est de 0,8 MPa, mais cette erreur reste dans les plages de valeur des oscillations. La contrainte résiduelle oscillant entre 0,5 et 0,6 MPa est similaire pour les deux modèles.

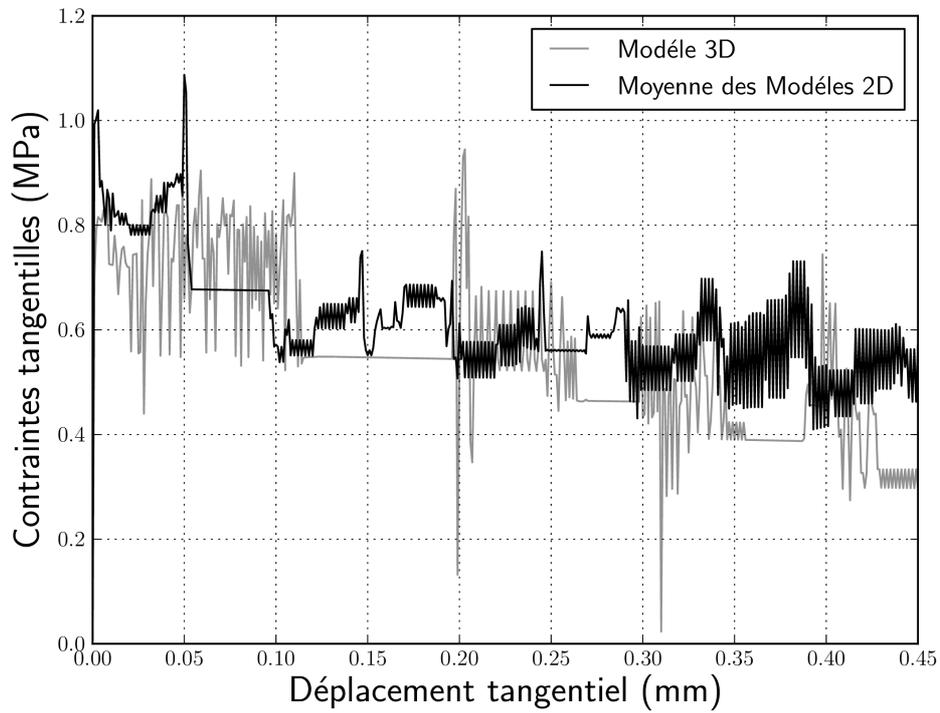


Figure III.37 : Influence de la modélisation en trois dimensions sur la courbe des contraintes.

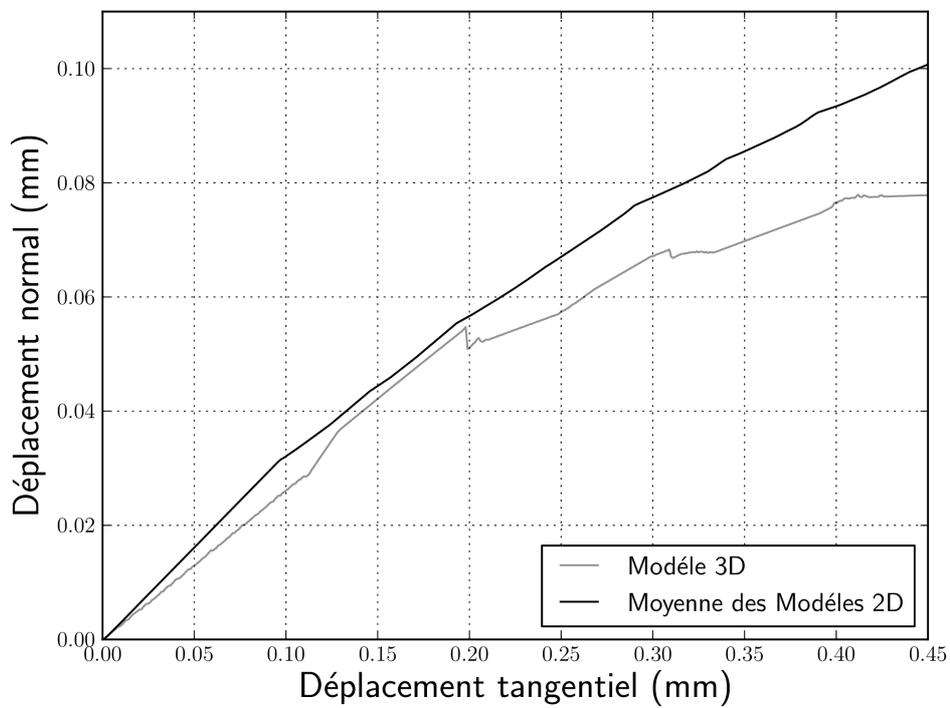


Figure III.38 : Influence de la modélisation en trois dimensions sur la courbe dilatance.

L'étude des courbes de dilataance (Figure III.38) indique un comportement relativement proche entre le modèle 3D et le modèle 2D pour de petits déplacements, néanmoins cette proximité tend à s'élargir au delà de 0,2 mm. Le taux de dilataance, qui est croissant pour le modèle 2D, décroît en revanche fortement pour le modèle 3D. Si l'influence de la représentation de la rugosité en trois dimensions n'est pas visible sur la courbe des contraintes, elle se remarque pour l'ouverture de fissure dans la phase résiduelle du cisaillement.

c) Cisaillement d'un joint rocheux attaqué chimiquement

La dégradation chimique des surfaces rugueuses change profondément le comportement au cisaillement d'un joint rocheux (voir chapitre 2 II). Ces modifications sont induites par un non-emboîtement des épontes et une diminution des propriétés mécaniques surfaciques du matériau. Le modèle élasto-plastique endommageable a prouvé qu'il était capable de prendre en compte l'espace des vides entre les lèvres de la fissure, et l'approche par les éléments finis permet de faire évoluer les caractéristiques de notre matériau afin de reproduire l'attaque acide. Le travail présenté par la suite a pour but de simuler les essais de cisaillement sur surfaces chimiquement dégradées traitées dans le chapitre précédent.

• Modélisation de l'attaque chimique

Dans notre étude, l'attaque chimique n'est pas directement représentée. Une première étape consiste à modéliser la diffusion des ions H^+ dans le matériau de part et d'autre de la fissure. Le modèle de diffusion utilisé dans ces travaux est celui développé dans Cast3M, il se base sur la loi de Fick. Le coefficient de diffusion du matériau est constant, fixé à $2.10^{-12} \text{ m}^2.\text{s}^{-1}$ pour tout le maillage : les hétérogénéités minérales du matériau induisant une dissolution non homogène sur la surface ne sont pas prises en compte. Le champ de concentration obtenu à la fin de ce calcul est assimilable au front de pénétration des ions H^+ dans le matériau (Figure III.39). L'échantillon mesure 100 mm de long et 50 mm de haut. Le profil de fissure initial est plus marqué que celui traité précédemment afin de pouvoir étudier l'effet de la géométrie de la discontinuité sur le front de diffusion. La forme du front de diffusion (cyan) est plus lisse que la rugosité initiale. Les concentrations tendent à être homogènes sur la largeur de l'éprouvette. À la fin de la cette première simulation, les géométries des lignes d'isovaleurs 0,0 à 0,8 sont conservées.

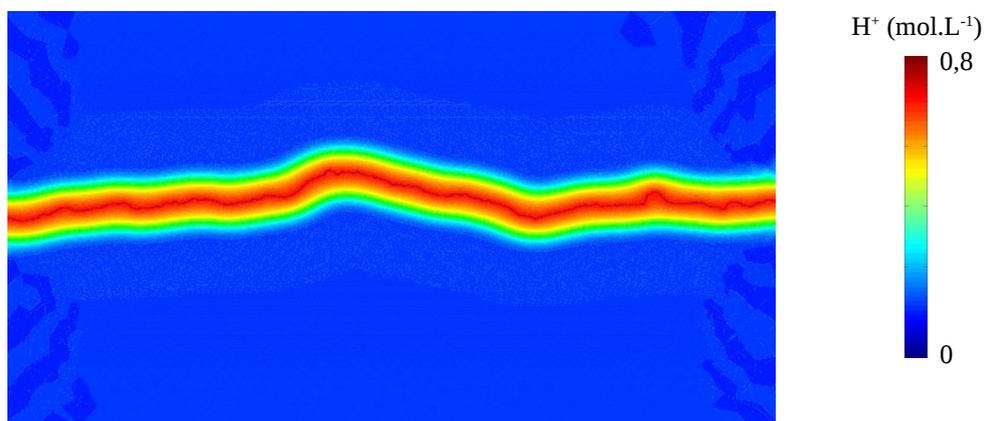


Figure III.39 : Modélisation de la diffusion des ions H^+ .

Chapitre 3 : Modélisations

Lors de la deuxième étape, un nouveau maillage est généré à partir des sous maillages formés entre les lignes d'isovaleurs (Figure III.40). Afin de représenter la modification géométrique consécutive à l'attaque chimique, les éléments dont la concentration était supérieure à 0,8 ont été éliminés. L'endommagement chimique du matériau est modélisé par une diminution du module d'Young en fonction de la concentration. En effet, la bibliographie a montré que l'attaque chimique pouvait être assimilable à de l'endommagement, et donc à une perte de raideur. Les valeurs des modules d'Young pour chaque concentration sont indiquées dans le Tableau III.3. Ne possédant pas de données expérimentales caractérisant la diminution des paramètres mécaniques suite à l'attaque chimique, il a été fait le choix d'une valeur minimale fixée à 30 % du module d'Young sain. Cette valeur reste légèrement supérieure à la valeur minimum fixée à 25 % par l'ISRM (International Society for Rock Mechanics, 1977). La valeur maximum équivaut à 100 % de la valeur du module d'Young pour le dernier maillage (vert). La distribution entre les deux est réalisée de manière linéaire.

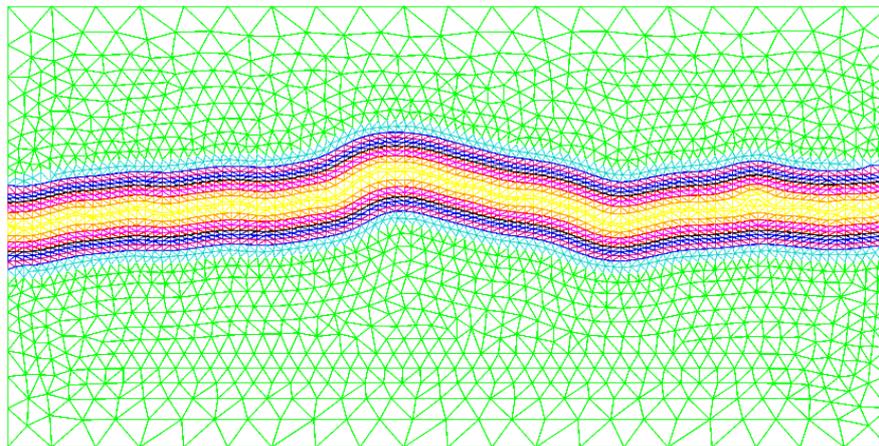


Figure III.40 : Maillages représentant l'avancée du front de concentrations en H^+ .

Couleur du Maillage	Concentration en H^+ (mol.l ⁻¹)	Module d'young (GPa)
Jaune	0,8	$0,3 * E_{\text{sain}} = 16,8$
Orange	0,7	$0,4 * E_{\text{sain}} = 22,4$
Rose	0,6	$0,5 E_{\text{sain}} = 28$
Rouge	0,5	$0,55 * E_{\text{sain}} = 30,8$
Violet	0,4	$0,6 * E_{\text{sain}} = 33,6$
Bleu	0,3	$0,7 * E_{\text{sain}} = 39,2$
Azur	0,2	$0,8 * E_{\text{sain}} = 44,8$
Cyan	0,1	$0,9 * E_{\text{sain}} = 50,4$
Vert	0,0	$E_{\text{sain}} = 56$

Tableau III.3 : Évolution du module d'Young en fonction de la concentration d'ions H^+ .

La troisième et dernière étape consiste à implanter le maillage issu de l'étape précédente dans le modèle de cisaillement. Les conditions aux limites sont identiques aux simulations de la partie précédente.

• Résultats

Dans le cadre de cette étude, trois cas sont modélisés. Le premier cas représente la fissure modèle : les lèvres de la discontinuité correspondent parfaitement (profil initial) et le matériau de part et d'autre du joint est sain (Module d'Young = 56 GPa). Le déplacement final de cette simulation est de 1,17 mm, le modèle ne convergeant plus par la suite. Le deuxième cas ne prend en compte que l'aspect géométrique de la dégradation chimique : les surfaces rugueuses ne correspondent plus (profils de l'isovaleur 0,8 mol.l⁻¹) mais le matériau des épontes est sain. Le déplacement maximal obtenu est de 6 mm. Le troisième cas est le plus préjudiciable : la géométrie des lèvres de fissure ne correspondent pas (profils de l'isovaleur 0,8 mol.l⁻¹) mais le matériau à proximité de la discontinuité est endommagé 'chimiquement' par une diminution du module d'Young (suivant les valeurs du Tableau III.3). Ce calcul converge jusqu'à un déplacement tangentiel de 2,46 mm. Les problèmes de convergences sont dus à un endommagement trop important des éléments (Figure III.41) . Cette difficulté n'était pas survenue auparavant car la rugosité était peu marquée et l'endommagement était minime.

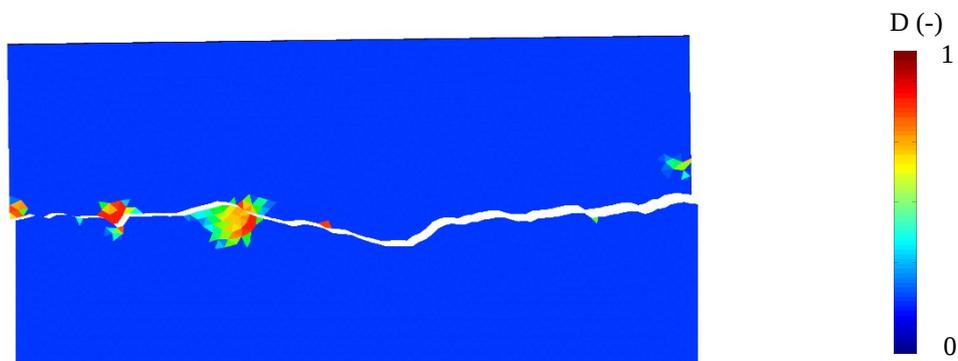


Figure III.41 : Représentation de l'endommagement pour la discontinuité parfaite pour un déplacement de 1,17 mm : endommagement total d'une aspérité prépondérante entraînant une non convergence du calcul.

Les figures III.42 et III.43 illustrent respectivement les courbes de contraintes et de dilatances des trois simulations.

De la comparaison de la courbe de contrainte de la fissure parfaite (gris clair) avec les deux autres, il ressort que les modifications du comportement sont induites par la modification géométrique des surfaces. À l'image de la figure III.30, la non correspondance des lèvres de fissure (ici due à l'attaque chimique) a pour effet de réduire, à la fois la résistance au pic de contrainte tangentielle, et la rigidité. Le calcul n'ayant pas dépassé le pic de contrainte du fait d'un endommagement trop important des aspérités prépondérantes, il n'est pas possible de commenter l'influence de la dégradation chimique géométrique sur le comportement résiduel du joint fortement rugueux. En se concentrant sur les deux courbes des échantillons non-empoîtés, il est observé que le pic de contrainte de l'échantillon sain (gris) est décalé par rapport à celui de l'échantillon endommagé (noir) : la contrainte est atteinte pour un déplacement de 0,4 mm dans le premier cas et de 0,5 mm dans le second. Les deux surfaces étant initialement identiques, cette différence est uniquement imputable à la dégradation chimique du matériau. Par la suite, le comportement des deux discontinuités est identique.

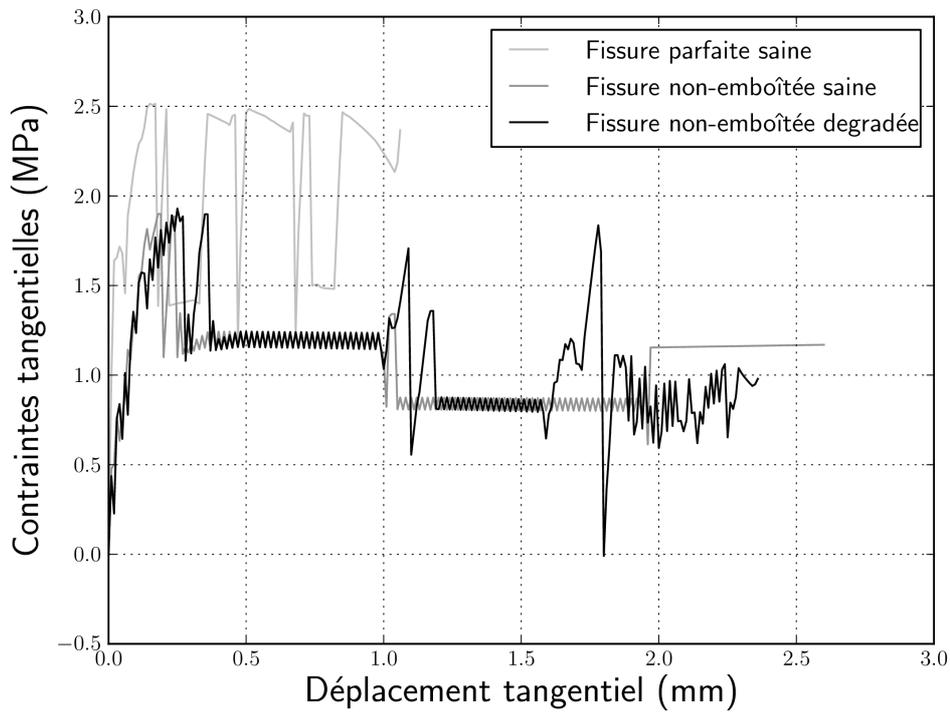


Figure III.42 : Influence de la dégradation chimique sur la résistance au cisaillement d'un joint.

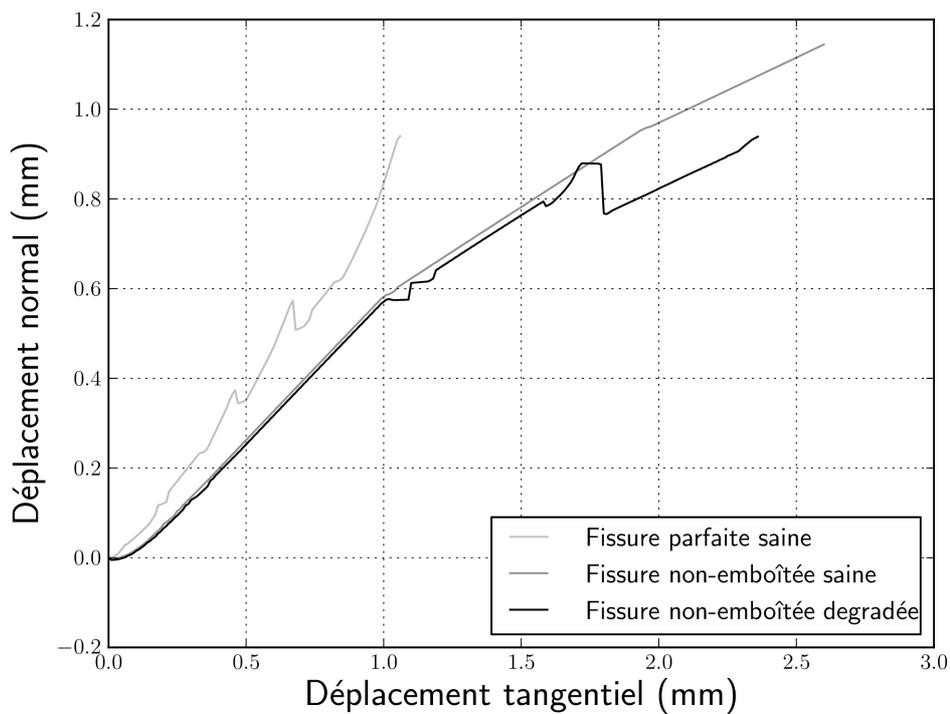


Figure III.43 : Influence de la dégradation chimique sur le comportement dilatant d'un joint.

Chapitre 3 : Modélisations

L'analyse des courbes de dilatances confirme les constats précédents. Ces simulations numériques indiquent que la différence de comportement engendrée par la modification de la géométrie de la fissure par attaque chimique est plus importante que celle imputable à la dégradation des propriétés mécaniques du matériau entourant la discontinuités.

L'étude des courbes de cisaillement ne permet pas de différencier le comportement des deux joints dégradés. Cependant, l'analyse de l'endommagement à la fin du cisaillement montre un profond changement (Figure III.44A et III.44B).

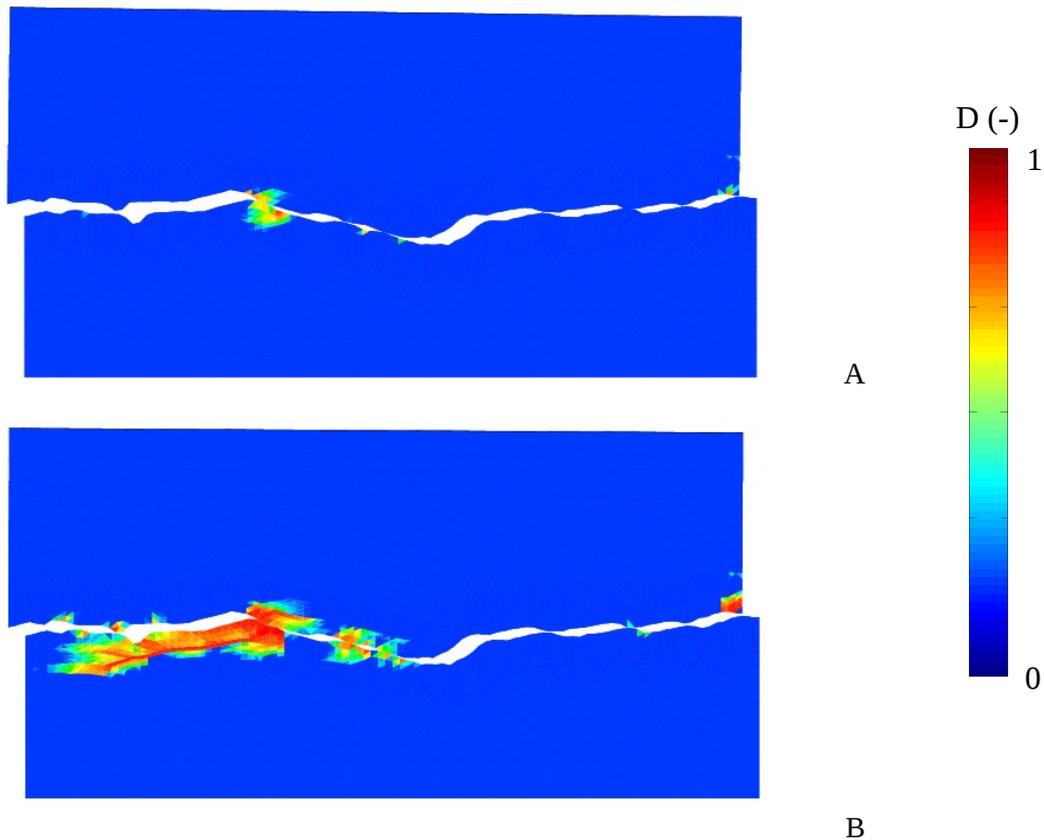


Figure III.44 : Modélisation de l'endommagement mécanique suite au cisaillement, pour les deux joints dont la géométrie des lèvres a été modifiée par l'attaque acide (déplacement total de 2.42 mm) : A) échantillon sain B) échantillon dégradé chimiquement.

Dans le cas de l'échantillon sain, l'endommagement est localisé sur une petite surface, à l'image du joint parfait de la figure III. 41. La modification de la rugosité induite par l'attaque chimique a lissé le joint, permettant de cisailier l'échantillon sur 6 mm. Pour l'échantillon dont les propriétés mécaniques ont été endommagées chimiquement (diminution du module d'Young), la zone endommagée est beaucoup plus diffuse et son intensité est plus importante, entraînant une non-convergence du calcul.

Chapitre 3 : Modélisations

En conclusion, cette étude concernant de la modélisation du cisaillement d'un joint dégradé chimiquement donne des résultats prometteurs malgré la simplicité du modèle d'attaque chimique et le manque de données expérimentales. Les zones endommagées obtenues dans les deux cas par le modèle sont comparables à celles obtenues expérimentalement : endommagement localisé sous forme d'impact pour les échantillons sains et endommagement diffus pour les échantillons dégradés chimiquement. Les résultats numériques expliquent également que les modifications du comportement au cisaillement d'un joint dégradé sont essentiellement dues à une modification géométrique des lèvres de la fissure qui ne correspondent plus. Cette remarque n'est valable que pour des petits déplacements (< 2 mm). Il est envisageable que son comportement diffère de l'échantillon sain pour des grands déplacements en raison de l'importance de l'endommagement final pour l'échantillon endommagé chimiquement. En d'autres termes, la modification géométrique consécutive à l'attaque chimique agirait principalement sur les aspérités de petites longueurs d'ondes. Quant à l'endommagement chimique des propriétés mécaniques du matériau, il impacterait les structures topographiques de grandes longueurs d'ondes. Ce constat numérique doit être approfondi par sa confrontation avec des données expérimentales. Enfin, cette dernière étude a mis en avant une limite du modèle. Lorsque l'endommagement engendré par les sur-contraintes est trop important, le modèle ne converge plus. Ce problème se traduit expérimentalement par l'arrachement du matériau à la surface durant le cisaillement. Ne pouvant représenter un tel problème avec la méthode des éléments finis, il est envisageable d'implanter un modèle d'érosion éliminant les éléments trop endommagés. Il est à noter que ce problème apparaît pour des rugosités très marquées, pour des cisaillements avec une contrainte normale importante, et pour le cisaillement d'un matériau à faible résistance mécanique.

RÉFÉRENCES

Abbas, M. (2013), Formulation discrète du contact-frottement dans le code Aster, Rapport EDF, 60 p.

La Borderie, C.(2003), Stratégie et Modèles de Calculs pour les Structures en Béton, HdR, Université de Pau et de Pays de l'Adour, 109 p.

Bottoni, M. (2009), Loi de comportement à double critère Drucker Prager pour la fissuration et la compression du béton, notice ASTER, Rapport EDF, 57 p.

Briffaut, M., Benboudjema, F., La Borderie, C., et Torrenti, J.M. (2013), *Creep Consideration Effect on Meso-Scale Modelling of Concrete Hydration Process et Consequences on the Mechanical Behavior*, J. Eng. Mech, vol. 139(12), p. 1808 – 1817.

Feenstra, P.H. (1993), Computational aspects of biaxial stress in plain and reinforced concrete ,Delft, Netherlands: Delft University Press.

Fichant, S., Pijaudier-Cabot, G., and La Borderie, C. (1997), *Continuum damage modelling: Approximation of crack induced anisotropy.*, Mech. Res. Commun., vol. 24,p. 109–114.

Flamand, R. (2000), Validation d'une loi de comportement mécanique pour les fractures rocheuses en cisaillement, thèse Université du Québec à Chicoutimi, 379 p.

Gentier, S. (1986). Morphologie et comportement hydromécanique d'une fracture naturelle dans le granite sous contrainte normale - Etude expérimentale et théorique, thèse Spécialité Mécanique des Roches, Université Orléans.

Heinfling, G. (1998), Contribution à la modélisation numérique du comportement du béton et des structures en béton armé sous sollicitations thermo-mécaniques à hautes températures, Thèse, 222 p.

International Society for Rock Mechanics, Commission on Standardization of Laboratory and Field Tests, and Committee on Field Tests, (1977), Suggested methods for the quantitative description of discontinuities in rock masses.

Jing, L. (2003), *A review of techniques, advances and outstanding issues in numerical modelling for rock mechanics and rock engineering*, Int. J. Rock Mech. Min. Sci., vol. 40, p. 283–353.

Ju, J.W. (1989), *On energy-based coupled elastoplastic damage theories: Constitutive modeling and computational aspects*, Int. J. Solids Struct., vol. 25, p. 803–833.

Legrain, H. (2007). Étude de l'influence de la rugosité sur l'écoulement de fluide dans les fissures rocheuses, Thèse polytechnique de Mons, 162 p.

Lemaitre, J. (1984), *How to use damage mechanics*, Nucl. Eng. Des., vol. 80, p. 233–245.

Chapitre 3 : Modélisations

Marache, A. (2002), Comportement mécanique d'une fracture rocheuse sous contraintes normales et tangentielles, Spécialité géomécanique, École centrales Paris, 362 p.

Mazars, J. (1984), Application de la mécanique de l'endommagement au comportement non linéaire de la rupture du béton de structure, Thèse d'état. Université de Paris 6, 288 p.

Mazars, J., et Pijaudier-Cabot, G. (1996), *From damage to fracture mechanics and conversely: A combined approach*, Int. J. Solids Struct, vol. 33, p. 3327–3342.

Merabet, O. (1990), Modélisation des structures planes en béton armé sous chargements monotone et cyclique - Construction et validation d'un modèle numérique, thèse.

Nadai, A.L. (1950), Theory of flow and fracture of solids. 1, McGraw-Hill, 1277 p.

Pellet, J. (2011). Dualisation des conditions aux limites, notice ASTER, rapport EDF, 30 p.

De Soza, T. (2013). Notice d'utilisation du contact, notice ASTER, rapport EDF, 30 p.

Verpeaux, P. (2013), Support de cours : Contact Frottement.

Wriggers, P. (2006). Computational Contact Mechanics, livre Springer, 532 p.

Conclusions

Conclusions

Le travail réalisé durant ces trois années de doctorat s'inscrit dans le cadre du stockage géologique du CO₂. Cette technologie visant à lutter contre l'émission dans l'atmosphère des gaz à effet de serre a pour principe de capter le CO₂ des industries les plus émettrices comme les cimenteries, les usines de sidérurgie, etc ; de le transporter, puis de l'injecter dans un réservoir géologique. Ce dernier procédé amène à s'interroger sur la sécurité du site à court, moyen et long termes. Le scénario à l'origine des ces travaux de thèse rend compte de la possibilité d'une fuite de CO₂ le long d'une faille située dans la roche de couverture. Ce gaz se dissout et acidifie les eaux interstitielles. Le géofluide en résultant réagit avec la roche des lèvres de la faille pouvant ainsi modifier sa stabilité. La compréhension globale de ce problème géologique est complexe en raison du nombre de paramètres à considérer : température, confinement, effet d'échelle, hétérogénéités du géomatériau, composition du géofluide, réactions chimiques...

La démarche scientifique développée et relatée dans ce manuscrit a consisté à simplifier ce problème à grande échelle par une identification et une compréhension des différents mécanismes intervenant à l'échelle du laboratoire, le but ultime étant de modéliser la problématique à l'échelle d'un site de stockage. Les travaux de recherches portant sur l'étude du *comportement d'une discontinuité dans un géomatériau sous sollicitations chemo-mécaniques* ont donc été envisagés sous les angles expérimental et numérique. Ces travaux de recherche ont été réalisés dans le cadre d'une cotutelle entre le laboratoire des SIAME à l'Université de Pau et des Pays de l'Adour (France, 64) et le laboratoire de mécanique des roches et de la géologie appliquée du département de génie civil de l'Université de Sherbrooke (Québec). Les compétences numériques du laboratoire français dans les modélisations de structures bétons ont été enrichies du savoir faire expérimental du laboratoire québécois dans le domaine de la mécanique des roches.

Une discontinuité dans un géomatériau se définit, de manière surfacique, comme la géométrie de la rugosité des deux profils qui la composent, et de manière volumique, au travers du comportement du matériau des épontes. Bien que l'aspect du sujet soit théorique, l'état de l'art a illustré les multiples applications technologiques dérivant de l'étude du comportement d'une discontinuité (stockage géologique, stabilité de barrage, comportement d'une structure sous charge sismique ...). De ce fait, les travaux de recherche à ce sujet sont nombreux et interdisciplinaires. Malgré une littérature importante, l'étude bibliographique a mis en exergue :

- le manque de connaissances et de données expérimentales sur l'évolution des déformations inélastiques générées par des cycles de fermeture et ouverture d'une discontinuité,
- l'absence d'études expérimentales du comportement d'une discontinuité sollicitée chimiquement et mécaniquement,
- l'existence de modèles numériques aux éléments finis couplant un comportement élasto-plastique avec une résolution discrète du contact/frottement, cependant ce couplage n'est pas élargi à un modèle élasto-plastique endommageable qui est plus représentatif du comportement quasi-fragile d'un géomatériau, tel que la roche ou le béton.

Ces trois besoins ont guidé l'organisation de ces travaux de recherches.

Lors d'un essai de traction cyclique, le corps d'épreuve est sollicité de manière uni-axiale. Si la définition est simple, la mise en place d'un tel essai est complexe. Néanmoins, les résultats obtenus lors de la campagne expérimentale confirment la présence d'une hystérésis lors des cycles de chargement. L'étude des données a permis, d'une part, de corréler les

Conclusions

déformations inélastiques avec l'endommagement du matériau et, d'autre part, de souligner le comportement non-linéaire de l'évolution des déformations inélastiques lors de la refermeture de fissure. En s'appuyant sur la corrélation d'images, il est possible d'en déduire que cette évolution serait gouvernée en partie par les frottements issus du ré-emboîtement des lèvres de la discontinuité. La dissipation d'énergie par frottement des aspérités est illustrée par les hystérésis de la courbe des contraintes. La relaxation des contraintes internes lors de la fissuration génère des déformations non-homogènes entraînant une non-correspondance des aspérités des lèvres de la fissure à l'origine des phénomènes de friction lors du ré-emboîtement. Il est important de noter que l'emboîtement géométrique est une problématique courante en mécanique des roches pour des joints érodés. Cette campagne expérimentale a montré que ce constat était également valable pour les fissures « jeunes ».

La perspective principale de ce travail réside dans la poursuite des essais afin de confirmer ce résultat et de le généraliser à d'autres géomatériaux. En ce qui concerne le montage expérimental, il serait intéressant de coupler l'analyse d'images avec un suivi acoustique. Le signal émis en phase de refermeture permettrait de quantifier les mécanismes de frottement et de ce fait, alimenter de nouvelles réflexions sur la modélisation du comportement mécanique d'un géomatériau fissuré.

L'essai de cisaillement direct est relaté dans la littérature. L'originalité de ces travaux de thèse se trouve dans le protocole de dégradation des surfaces rugueuses par une solution acide. Deux campagnes expérimentales ont été réalisées sur des surfaces attaquées chimiquement.

Dans un premier temps, une étude non-destructive des surfaces a été réalisée. La numérisation de la rugosité au profilomètre laser a permis de mettre en avant une modification de leur état. L'observation visuelle des échantillons, analysée par le prisme de la littérature a indiqué une possible dégradation des caractéristiques volumiques du géomatériau.

Dans un second temps, les échantillons ont été cisailés sous une contrainte normale faible afin de mettre en avant le rôle des aspérités, et plus particulièrement, de celles dégradées chimiquement. Les courbes des essais révèlent une profonde modification du comportement au cisaillement des joints attaqués. Cela se traduit par une disparition du pic de contrainte, accompagnée d'une diminution de la rigidité sur la courbe des contraintes et d'une augmentation de la contractance avec une réduction de l'angle de dilatance. Ces différences de comportement s'expliquent par la non correspondance des profils de fissure suite à l'attaque chimique et par l'endommagement chimique dans le matériau de part et d'autre de la fissure. L'influence de chacune de ces modifications sur l'évolution du comportement au cisaillement reste néanmoins difficile à déterminer de manière plus précise par ces essais.

En complément de ces travaux, de nouveaux essais de cisaillement sur des surfaces dégradées chimiquement pourraient être menés. Toutefois, pour caractériser plus finement le rôle des modifications à la fois surfacique et volumique, il serait nécessaire de travailler sur des surfaces moulées : surface à géométrie fixée et parfaitement maîtrisée. La réalisation de différentes formulations de mortier, dont le comportement est assimilable à celui d'une roche, permettrait de faire varier les caractéristiques volumiques du géomatériau à surface rugueuse constante. La deuxième perspective de ces travaux est relative à la phénoménologie de la dégradation chimique. Afin de mieux la caractériser, il serait important de déterminer dans le cadre de la roche utilisée : la vitesse de propagation du front de dissolution, la quantité et le type de minéraux dissous, l'évolution de la porosité, et la diminution des propriétés mécaniques du matériau. Enfin, la caractérisation de la modification des profils de rugosité suite à l'attaque chimique constitue le troisième axe des perspectives. Une analyse fractale de

Conclusions

la surface rugueuse paraîtrait plus pertinente : l'effet de la dissolution pourrait ainsi être défini par une longueur d'onde présentant la caractéristique d'une « taille » d'aspérité. Cette analyse ne devrait cependant pas porter sur une éponte puis l'autre, mais sur l'emboîtement des deux lèvres de fissure. Cette étude de l'indice des vides avant et après attaque chimique pourrait être envisageable au moyen d'une analyse au tomographe à rayons X.

La modélisation du comportement mécanique d'une discontinuité dans un géomatériau se traduit à la fois par une loi de comportement du matériau et par la méthode de gestion du contact et du frottement à l'interface des deux solides. Si la représentation de ce phénomène par la méthode des éléments finis nécessite la connaissance de la géométrie de la fissure, la capacité de cette méthode à reproduire fidèlement le comportement fragile ou semi-fragile d'un géomatériau est apparue comme un atout pour ces travaux. Cette partie numérique a pour originalité de coupler un modèle de comportement élasto-plastique endommageable continu avec une résolution du contact-frottement de manière discrète. Tous les calculs ont été réalisés sous le code de calculs aux éléments finis Cast3M.

Dans un premier temps, des calculs élastiques ont été menés à travers deux cas tests afin de visualiser uniquement les mécanismes de contact-frottements. Le premier travail a été de reproduire simplement un cycle de traction compression pour matérialiser les phénomènes de friction des aspérités. Les simulations ont montré que l'effet des contraintes internes induisait un comportement fortement non linéaire de l'échantillon. L'hystérésis, mise en avant dans la partie expérimentale, a pu être constatée de manière minime au moyen de la simulation d'un profil rugueux. Les frottements issus du relâchement des contraintes internes lors de la rupture n'expliquent pas à eux seuls la dissipation d'énergie lors des cycles de compression et de traction. Après cette analyse des micro frottements, l'étude a porté sur le phénomène de reptation entraînant de fortes oscillations dans le cas du glissement de deux surfaces libres. Il s'atténue pour de grandes rigidités mais reste dépendant du pas de temps de calcul.

Dans un deuxième temps, les travaux ont eu pour objet le modèle d'endommagement couplé avec les conditions de contact-frottement de Sigorini-Coulomb. Les premières simulations ont permis de mettre en avant l'avantage de cette approche par le biais de la modélisation de l'endommagement du matériau issu des sur-contraintes obtenues par la représentation locale du contact. L'utilisation d'un profil réel numérisé lors de la campagne expérimentale a permis une première comparaison des résultats afin de valider le modèle. Les différences de résultats entre les essais expérimentaux et numériques sont principalement dues aux hypothèses simplificatrices considérées pour modéliser les conditions aux limites. Cependant, les résultats numériques restent pertinents, que ce soit pour les contraintes ou l'ouverture de fissure.

Dans un troisième et dernier temps, des cas tests ont été réalisés afin de mettre en avant les capacités du modèle. Le premier test a consisté à observer l'influence de l'effet d'échelle sur le comportement au cisaillement d'un joint rocheux. Dans le cadre de ces travaux, l'étude a porté sur des petites échelles, montrant ainsi un écart faible entre les comportements de discontinuités de 70 mm et de 14 mm. Le deuxième test a permis d'illustrer l'apport de la modélisation en trois dimensions. Si l'influence de la représentation de la rugosité en trois dimensions n'est pas visible sur la courbe des contraintes, elle se remarque en revanche pour l'ouverture de fissure dans la phase résiduelle du cisaillement. Le troisième et dernier cas test a reproduit l'essai de cisaillement avec des surfaces rugueuses dégradées chimiquement. Malgré une approche simpliste des phénomènes de dissolution, les résultats numériques corroborent ceux des essais expérimentaux. La modélisation de la dégradation chimique a permis de mettre en avant une limite du modèle : lorsque le matériau cisailé est trop endommagé, le calcul ne converge plus.

Conclusions

Ces travaux numériques constituent une base pour développer un modèle plus complet. Dans cette optique, trois axes doivent être privilégiés :

- *La validation* : grâce à la base de données expérimentales, un grand nombre de profils rugueux peuvent être générés. La moyenne des résultats issus de ces simulations pourra être comparée aux valeurs expérimentales. Ce travail sur les moyennes permettra de réduire l'effet des oscillations numériques.
- *L'amélioration* : deux problèmes subsistent : les oscillations dues au phénomène de reptation et l'arrêt du calcul en présence d'un endommagement trop important. Pour le premier, la dépendance des oscillations au pas de temps laisse à penser que le calcul des forces de frottement n'est peut être pas réalisé au moment opportun dans la boucle itérative. L'aspect dynamique du glissement est également à envisager afin de diminuer ce phénomène à l'aide d'un amortissement. En ce qui concerne la non convergence, un modèle d'érosion devrait être implanté afin de pouvoir reproduire les mécanismes d'arrachement du matériau.
- *L'optimisation* : les effets de la modélisation en trois dimensions et l'évolution du comportement en fonction de l'échelle d'observation sont minimales. Cependant, ces études ont été réalisées pour des petites échelles. Il serait alors nécessaire par la suite d'étudier ces paramètres pour des échelles plus grandes (ordre de grandeur du mètre). L'étude de l'effet de l'échelle d'observation devrait permettre d'optimiser les maillages pour de grandes surfaces et ainsi conduire, à long terme, à la modélisation d'un site de stockage.

En conclusion, les résultats présentés dans la partie expérimentale ont servi à la compréhension du problème théorique du comportement au cisaillement d'un joint dégradé chimiquement. Cependant, en vue d'applications à la problématique du stockage géologique de CO₂, il est impératif d'envisager un essai tri-axial afin de reproduire les conditions *in situ*. Une fois l'échantillon fissuré soumis aux conditions de contraintes et de température fixées, un écoulement acide sera imposé dans la fissure. Un tel montage a été réalisé durant le doctorat : il est composé d'une cellule tri-axiale couplée avec un perméamètre de type Bernaix. Par manque de temps et en raison d'une combinaison d'événements défavorables, les expériences n'ont pas pu être conduites. Enfin, un travail devrait également être effectué sur la composition du fluide avec pour objectif de reproduire, le plus fidèlement possible, les mécanismes de dissolution et de précipitation réels en formation géologique profonde.

D'un point de vue numérique, le couplage implémenté durant ces travaux de thèse semble représenter correctement les phénomènes de frottement à l'échelle du laboratoire. Après la validation du modèle obtenu à l'échelle du laboratoire, les travaux pourraient porter sur la modélisation d'un site de stockage. Ce passage à une grande échelle (up-scaling) peut être envisageable en poursuivant l'étude, initiée dans ces travaux, sur l'échelle d'observation. Ces travaux numériques devront être conduits en parallèle d'une campagne expérimentale d'essais de cisaillement portant sur l'effet d'échelle. Enfin, une étude numérique de la sismicité induite par cisaillement pourrait être envisagée dans le cadre d'une comparaison avec des écoutes sismiques recueillies sur un site de stockage.

L'ouverture des perspectives de ces travaux de doctorat sur la thématique du stockage géologique de CO₂ peut s'élargir à toutes autres problématiques portant sur le comportement d'une discontinuité dans un massif (stabilité d'un tunnel, d'un barrage, d'un enrochement), d'une structure ou encore à l'interface roche/structure.

ANNEXE 1 : Dimensionnement de l'éprouvette de l'essai de traction-compression

Annexe 1

PROBLÈME :

Un échantillon de béton est sollicité en traction. Afin de pouvoir dépasser la résistance au pic et d'avoir un pilotage post-pic, l'éprouvette doit avoir un déplacement à la rupture très grand par rapport au déplacement élastique.

Soit un échantillon de béton de section S et de hauteur H . Ces caractéristiques mécaniques sont :

- Module d'Young : $E = 3 \text{ GPa}$
- Résistance à la traction : $f_t = 3 \text{ MPa}$
- Énergie de fissuration : $G_f = 100 \text{ J/m}^2$
- Aire de la section : $A = 0,005 \text{ m}^2$
- Force maximale : $F_{\max} = f_t * A = \text{J/m}^2$

L'éprouvette peut être représentée de manière schématique par deux ressorts et un élément « ouverture de fissure » (Figure 1.). Le comportement global voulu est représenté sur la figure 1.

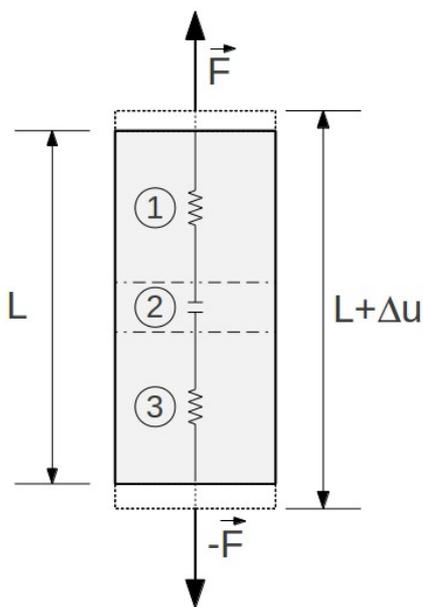


Figure 1: Schéma mécanique d'une éprouvette.

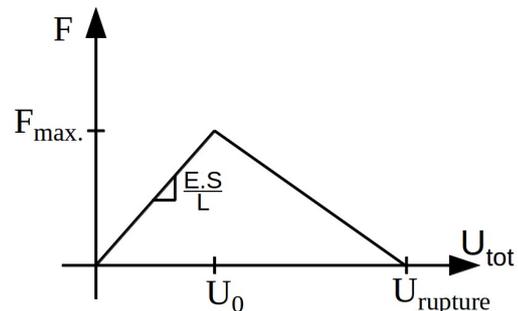


Figure 2: Comportement global de l'éprouvette.

On souhaite que l'expérience soit stable. La condition de stabilité peut s'exprimer :

$$U_{\text{rupture}} > U_0$$

Compte tenu des incertitudes nous prendrons comme condition :

$$U_{\text{rupture}} > 2 * U_0$$

Annexe 1

Le comportement de chaque élément avant et après U_0 est représenté dans le Tableau 1.

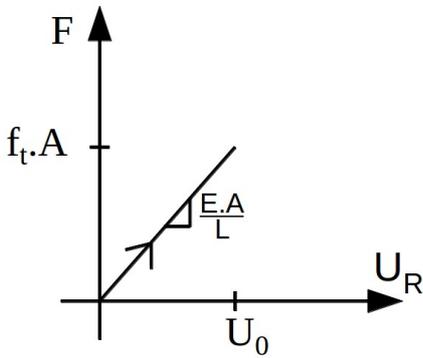
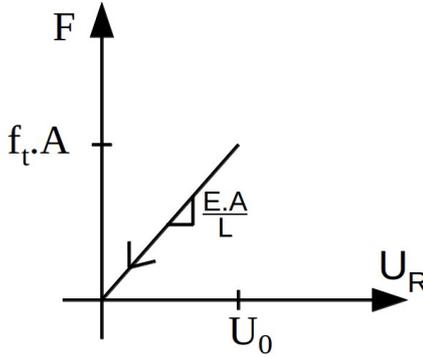
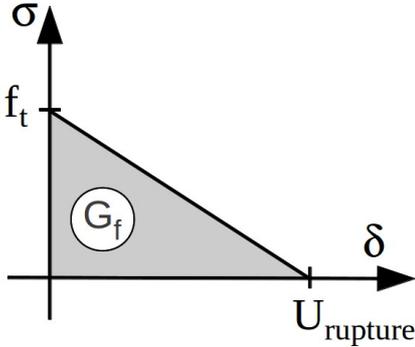
Élément	Symbole	$U \leq U_0$	$U \geq U_0$
Ressort			
Ouverture de fissure			

Tableau 1 : Représentation schématique du comportement des éléments.

ANALYSE DU COMPORTEMENT GLOBAL DE L'ÉPROUVETTE :

$\underline{U_{tot} \leq U_0}$: On est dans la zone élastique, seuls les ressort se déforment, on a donc :

$$U_{tot}(F) = U_{R1}(F) + U_{R2}(F)$$

On sait que :

$$F = \frac{E * A}{l_1} * U_{R1} \quad F = \frac{E * A}{l_2} * U_{R2}$$

$$\rightarrow U_{R1} = \frac{l_1}{E * A} * F \quad \rightarrow U_{R2} = \frac{l_2}{E * A} * F$$

En supposant que :

$$l_1 = l_2 \rightarrow L = l_1 + l_2$$

On a alors :

$$\forall U_{tot} < U_0, \quad U_{tot}(F) = U_R(F) = \frac{L}{E * S} * F, \quad \text{avec } U_0 = \frac{L}{E * S} * F_{max}$$

Annexe 1

$U_{tot} \geq U_0$:

On est dans la zone où le matériau s'endommage. Le déplacement total U_{tot} est donc composé du déplacement induit par l'ouverture de fissure δ diminué du relâchement des ressorts $U_R(F)$:

$$U_{tot}(F) = \delta(F) + U_R(F)$$

Soit pour $F=0$:

$$U_{tot}(F) = \delta(F) = U_{rupture}$$

En considérant que :

$$G_f = \frac{U_{rupture} * f_t}{2} \rightarrow U_{rupture} = \frac{2 * G_f}{f_t}$$

En considérant que :

$$U_0 = \frac{L}{E * S} * F_{max} = \frac{L * f_t}{E}$$

On a alors :

$$U_{rupture} > 2 * U_0 \Leftrightarrow \frac{2 * G_f}{f_t} > 2 * \frac{L * f_t}{E}$$

$$\Rightarrow L < \frac{E * G_f}{f_t^2}$$

$$\Rightarrow L < 0,33 \text{ m}$$

L'application numérique montre que pour avoir un déplacement à la rupture supérieur au double du déplacement élastique, assurant ainsi la stabilité de l'expérience, la hauteur de l'éprouvette de doit pas dépasser 330 mm. Pour des raisons pratiques (coffrage), la hauteur de l'éprouvette a été fixée à 300 mm.

Remarque : Ce dimensionnement a été réalisé avant les essais de caractérisation. L'application de ce raisonnement à posteriori donne une hauteur égale à 160 mm. Avec 300 mm, la rupture théorique est obtenue pour un déplacement égal à $1,06 * U_0$.

**ANNEXE 2 : Étude numérique
de l'évolution du
module d'Young**

Annexe 2

Le module d'Young moyen déterminé par les essais de caractérisation sur les éprouvettes cylindriques est égal à 37,9 GPa et celui calculé sur les éprouvettes parallélépipédiques vaut 21 GPa.

Afin d'expliquer cette différence, un calcul élastique est mené sous le code de calculs aux éléments finis Cast3M. L'éprouvette entaillée est modélisée en deux dimensions avec des éléments triangles à un point d'intégration. Les caractéristiques du béton sont intégrées au modèle. La pression de compression est imposée en tête de l'éprouvette et le socle est encastré (Figure 1).

La déformation finale pour une pression de compression de 8 MPa est calculée en tête d'éprouvette (ϵ_{totale}), au niveau de l'entaille ($\epsilon_{entaille}$) et au niveau théorique ($\epsilon_{théorie}$) correspondant au cas sans entaille. La première déformation (ϵ_{totale}) est calculée avec le déplacement final de la surface supérieure sur la longueur totale de l'échantillon. La seconde ($\epsilon_{entaille}$) est la moyenne des déformations locales aux point sP1a et P1b d'une part, et P2a et P2b, d'autre part. Enfin, la troisième (ϵ_{totale}) est le quotient de la pression exercée avec le module d'Young issu des essais de caractérisation. On obtient :

$$\epsilon_{entaille} = -5,387 \cdot 10^{-4} < \epsilon_{totale} = 2,17 \cdot 10^{-4} < \epsilon_{théorique} = 2,11 \cdot 10^{-4}$$

La première inégalité explique la différence entre les mesures en tête d'éprouvette et les mesures locales au niveau de l'entaille. Les déformations sont plus importantes au niveau des traits de scie. La seconde inégalité montre les effets des entailles sur l'échantillon total. À point de mesure identique, l'éprouvette entaillée est plus déformée.

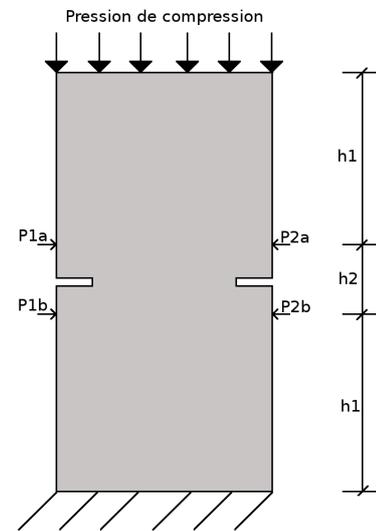


Figure 1 : Modélisation 2D de l'éprouvette (avec $h1 = 125 \text{ mm}$ et $h2 = 50 \text{ mm}$).