

Amélioration de la technique d'injection de résine dans les
fissures des tunnels en béton pour étanchéisation

par

Khalil EL MEKARI

THÈSE PAR ARTICLES PRÉSENTÉE À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE
SUPÉRIEURE COMME EXIGENCE PARTIELLE À L'OBTENTION DU
DOCTORAT EN GÉNIE
Ph.D.

MONTRÉAL, LE 9 AVRIL 2024

ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE
UNIVERSITÉ DU QUÉBEC

©Tous droits réservés, Khalil El Mekari, 2024

©Tous droits réservés

Cette licence signifie qu'il est interdit de reproduire, d'enregistrer ou de diffuser en tout ou en partie, le présent document. Le lecteur qui désire imprimer ou conserver sur un autre media une partie importante de ce document, doit obligatoirement en demander l'autorisation à l'auteur.

PRÉSENTATION DU JURY

CETTE THÈSE A ÉTÉ ÉVALUÉE

PAR UN JURY COMPOSÉ DE :

M. François Duhaimé, directeur de thèse
Département de génie de la construction à l'École de technologie supérieure

Mme Nicole R. Demarquette, présidente du jury
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Jean-Sébastien Dubé, membre du jury
Département de génie de la construction à l'École de technologie supérieure

M. Daniel Perraton, membre du jury
Département de génie de la construction à l'École de technologie supérieure

M. Patrice Rivard, membre du jury externe
Département de génie de génie civil et bâtiment à l'Université de Sherbrooke

IL A FAIT L'OBJET D'UNE SOUTENANCE DEVANT JURY ET PUBLIC

LE 1 MARS 2024

À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

REMERCIEMENTS

Ce projet est le résultat de plusieurs années d'étude passionnantes. Un nombre incalculable d'heures et d'efforts ont permis l'aboutissement de cette thèse. Cela n'aurait pas été possible sans l'appui de certaines personnes et je tiens à exprimer mes remerciements.

En premier temps, je tiens à remercier mon directeur de thèse, François Duhaime, pour son appui inconditionnel et le support qu'il m'a apporté. Sa confiance envers moi dès le début du projet m'a permis développer mes aptitudes dans le domaine de la recherche. Ce fut un réel plaisir de travailler avec François et j'espère pouvoir répéter l'expérience.

Dans un deuxième temps, je voudrais remercier tous mes collègues du Laboratoire de géotechnique et de génie géoenvironnemental (LG2), du laboratoire de structure lourde et tout autre intervenant de l'ÉTS. Vos idées et vos solutions aux problèmes ont permis d'approfondir le projet et d'avoir des résultats concrets.

En dernier lieu, j'aimerais remercier du fond du cœur ma famille et mes proches pour leur soutien tout le long du projet. C'est grâce à votre soutien tout le long de mon parcours scolaire que cette thèse a été possible.

Amélioration de la technique d'injection de résine dans les fissures des tunnels en béton pour étanchéisation

Khalil EL MEKARI

RÉSUMÉ

L'injection de résine dans les fissures des tunnels en béton est une technique utilisée afin de colmater les fissures et ralentir ou prévenir les infiltrations d'eau. Cette technique consiste à injecter dans la fissure à l'aide d'une pompe un polymère liquide tel que le polyuréthane, l'époxy ou l'acrylique.

Présentement, le professionnel effectuant une injection n'a aucun moyen d'établir un protocole d'injection assurant le colmatage complet et de manière permanente de la fissure. La méthode utilisée pour l'imperméabilisation des fissures est souvent donc basée sur l'expérience de la personne qui réalise l'injection et est effectuée de manière artisanale. Cette thèse avait pour but de développer des méthodes pour caractériser l'ouverture des fissures et de déterminer les paramètres d'injection en se basant sur les caractéristiques hydrauliques des fissures afin de réaliser une injection. Tout d'abord, il a été nécessaire de développer une série de méthodes pour déterminer l'ouverture des fissures. Ensuite, l'influence des paramètres d'injection et des propriétés de la fissure sur la propagation de la résine a été définie. Finalement, une méthode a dû être développée pour relier les paramètres d'injection aux propriétés hydrauliques de la fissure.

En premier lieu, des modèles physiques visant à reproduire une fissure de béton ont été conçus en laboratoire. Des injections de mélange eau-glycérol ont été effectuées pour étudier l'écoulement lorsque les paramètres d'injection varient. Les résultats montrent que la viscosité dynamique a un impact immédiat sur l'écoulement lorsque la fissure est sèche. Dans le cas d'une fissure humide, l'écoulement est irrégulier et l'impact de la viscosité dynamique est moins important. Les conditions aux frontières et le niveau de saturation initiale (sèche ou humide) influent sur la durée d'injection nécessaire pour atteindre la saturation de la fissure. À l'aide de capteurs de pression placés à différents endroits dans la fissure, il a été possible d'établir le moment où la saturation a été atteinte. Une importante perte de charge a été notée lors des injections entre la sortie de la pompe et l'entrée du liquide dans les modèles. La pression à la sortie de la pompe était supérieure à la pression d'injection à l'entrée des modèles. Cette perte de charge dépend en grande partie du diamètre de tuyau d'injection. Un modèle numérique conçu avec le logiciel COMSOL multiphysics a permis de valider les résultats obtenus avec les modèles physiques et simuler les conséquences de l'ouverture et de la rugosité de la fissure sur la pression d'injection. Les résultats des simulations ont montré que l'ouverture de la fissure a des conséquences beaucoup plus importantes sur la pression d'injection que la rugosité.

En second lieu, un essai de caractérisation hydraulique *in-situ* a été conçu et réalisé afin d'établir les différents paramètres requis pour injecter adéquatement un joint de construction présent sur un site expérimental. À l'aide de capteurs de pression, il a été possible de déterminer

VIII

l'ouverture hydraulique et la conductivité hydraulique de la section étudiée avec des injections de mélanges eau-glycérol. Ces propriétés ont permis d'obtenir le volume et la durée d'injection nécessaire afin de colmater la fissure lors de l'injection de résine. Une injection de résine basée sur les résultats de l'essai *in-situ* a été effectuée. Un échantillon prélevé après l'injection de résine a permis d'observer le colmatage de la section étudiée et d'obtenir l'ouverture mécanique du joint ainsi que sa distribution dans l'espace à l'aide d'une microtomographie aux rayons X (CT scan).

En dernier lieu, le modèle numérique développé avec COMSOL multiphysics a été amélioré en implémentant plusieurs types d'ouverture et une viscosité qui varie dans le temps. Trois types d'ouverture ont été utilisés : une ouverture gaussienne avec corrélation spatiale, une ouverture gaussienne sans corrélation spatiale et une ouverture constante. Seulement l'ouverture gaussienne avec corrélation spatiale a pu reproduire l'anisotropie de la propagation de la résine lors de l'injection. Les simulations ont été répétées plusieurs fois pour obtenir le profil moyen de la pression d'injection des trois types d'ouverture. Bien que la pression d'injection moyenne des répétitions soit identique pour les trois types d'ouverture, une variation importante des pressions d'injection maximale et minimale a été observée pour l'ouverture avec corrélation spatiale. Cette variation est due à la distribution de l'ouverture autour du point d'injection. Une viscosité variable selon le temps a été implémentée pour établir les conséquences lors d'une injection de résine dont la polymérisation a débuté. Les résultats ont montré une augmentation significative de la pression d'injection et des pertes de charge lors de l'écoulement ainsi qu'une diminution importante de la propagation de la résine lorsqu'une injection a lieu après le début de la polymérisation.

Pour conclure, cette thèse a permis d'établir les fondements de l'écoulement d'une résine dans une fissure béton lors d'une injection. L'ouverture, la viscosité dynamique, l'équipement utilisé, les conditions aux frontières ainsi que l'état initial de saturation influent sur la distribution de la pression dans le temps, les pertes de charges et la propagation de la résine dans la fissure. Ces éléments doivent être pris en compte lors du développement d'un protocole d'injection afin d'obtenir un colmatage complet de la fissure.

Les travaux effectués ont permis de soumettre trois articles de journaux qui ont été révisés par des pairs ainsi que trois articles présentés lors de diverses conférences. Cette thèse contient les trois articles de journaux ainsi qu'un article de conférence.

Mots-clés : Injection de résine, imperméabilisation de tunnel, écoulement en milieu poreux fissuré, essai *in-situ*, Méthode des éléments finis, COMSOL

Improvement of the chemical grout injection method in concrete fractures in tunnels for waterproofing

Khalil EL MEKARI

ABSTRACT

The chemical grout injection method is performed in concrete fractures in tunnels for waterproofing. Liquid polymers such as polyurethane, epoxy or acrylic are injected in the fracture with a pump.

Presently, the professional performing an injection has no guidelines or standard procedure to develop an injection protocol that ensure an adequate and permanent sealing of the fracture. Therefore, the success of this method relies on the professional experience. This thesis aimed to define the injection parameters from studying the hydraulic characteristics of a fracture in concrete fracture during injections. This main objective can be divided in three subobjectives. Initially, it was necessary to develop multiple methods to establish the different apertures of a concrete fracture. Secondly, the influence of the injection parameters and the fracture properties on the resin propagation were defined. Thirdly, a method was developed to establish the injection parameters from the fracture hydraulic properties.

The first step was to study the flow when injections were performed in concrete physical models. Water-glycerol mixtures were injected by varying the injection parameters. The results showed that the dynamic viscosity had an important influence on the liquid propagation for dry fractures. For moist fractures, the liquid propagation was irregular and partially guided by the dynamic viscosity. The boundary conditions and the initial fracture saturation level (dry or moist) influenced the duration needed to reach fracture saturation. With pressure gauges installed in the fracture, it was possible to establish the duration needed to reach fracture saturation. Important head loss was noted the pump outlet and the injection point in the model. It would have been an error to assume that the entry pressure in the model is the same as the pump outlet pressure. The head loss between both point is influenced by the tubing diameter. A numerical model was developed with COMSOL Multiphysics software to validate the results obtained with the physical models and establish the effect of the aperture and roughness on the injection pressure. The results showed that the aperture has a higher effect on the injection pressure than the roughness.

The second step was to enhance the numerical model built on COMSOL Multiphysics with the implementation of multiple types of fracture aperture and a time-dependent dynamic viscosity. Three types of apertures were used: Gaussian spatially correlated aperture, Gaussian non-spatially correlated aperture and a constant aperture. Gaussian spatially correlated aperture was able to simulate the propagation anisotropy. Multiple reproductions of the simulations were performed to obtain the average injection pressure for all the aperture types. Despite the fact the average pressure was the same for all the aperture type, an important variation was observed between the highest and lowest injection pressure for the Gaussian spatially correlated aperture. This variation can be explained by the aperture distribution around the injection point.

A time-dependent dynamic viscosity was implemented to establish its effect on the grout flow when the polymerization began. When the liquid polymerization was considered, the results showed a significant increase of the injection pressure and the head loss during flow fracture while the liquid propagation decreased.

The last step was to conceive and realise an *in-situ* test for the hydraulic characterization of a concrete fracture and established the parameters to effectively perform a chemical grout injection in a construction joint of an experimental site. With pressure gauges installed in the joint and water-glycerol mixtures, it was possible to establish the hydraulic aperture and hydraulic conductivity of the studied fracture area of the joint. The injection volume and duration needed to seal the studied fracture area with chemical grout were determined from the *in-situ* test. A chemical grout injection was performed based on the in-situ test results. Core sampling was performed to validate the full propagation of the grout in the studied fracture area and establish the mechanical aperture and its distribution in space with X-ray microtomography (CT scan).

To conclude, this thesis allowed to define the components of the injection protocol that influence the resin flow in a concrete fracture. The dynamic viscosity, the fracture aperture, the injection equipment, the boundary conditions, and the initial saturation state influenced the pressure distribution in time, the head loss, and the resin propagation. Those components need to be considered when an injection protocol is developed to ensure a fully sealed fracture.

A total of three journal papers with pairs revision and three conference papers has been produced. This thesis contains the journal papers and one conference paper.

Keywords : Chemical grout injection, tunnel waterproofing, flow in fractured porous media, *in-situ* test, COMSOL numerical model

TABLE DES MATIÈRES

	Page
INTRODUCTION	1
CHAPITRE 1 ÉTAT DE L'ART	7
1.1 Discontinuité et fissuration du béton	7
1.2 Caractérisation des infiltrations d'eau et atténuation des conséquences	9
1.3 Injection de résine dans une fissure de béton pour étanchéisation	12
1.3.1 Type de résine et viscosité dynamique	14
1.3.2 Pression d'injection	23
1.3.3 Distance et forage des ports d'injection.....	25
1.3.4 Volume et temps d'injection.....	27
1.4 Conclusion partielle de la revue de littérature	28
1.5 Paramètres d'écoulement en milieu poreux fissuré d'Hakami (1995).....	29
1.6 Essais hydrauliques de caractérisation d'écoulement d'une fissure rocheuse	36
1.7 Injection cimentaire de fissure rocheuse.....	46
1.7.1 « Grout intensity number » (GIN)	47
1.7.2 Injection des fissures rocheuses pour entreposage de résidus radioactifs	49
1.7.3 Pression d'injection maximale et dilatation du roc.....	53
1.8 Modélisation numérique	55
1.9 Conclusion de la revue de littérature	63
CHAPITRE 2 PHYSICAL AND NUMERICAL MODELS OF PRESSURE DURING WATERPROOFING INJECTIONS WITH POLYMER INTO CONCRETE FRACTURES	71
2.1 Abstract.....	71
2.2 Introduction.....	72
2.3 Material and Methods	75
2.3.1 Physical models of concrete fracture.....	75
2.3.2 Injected liquids.....	77
2.3.3 Injection protocol.....	78
2.3.4 Aperture analysis	80
2.3.5 Numerical model	81
2.4 Results and discussion	86
2.4.1 Pressure in the physical model	86
2.4.2 Numerical modeling results.....	88
2.5 Conclusion	93

CHAPITRE 3	DEVELOPMENT OF AN IN-SITU TEST FOR THE HYDRAULIC CHARACTERIZATION OF CONCRETE FRACTURES IN TUNNEL AND WATERPROOFING USING CHEMICAL GROUT INJECTIONS.....	97
3.1	Abstract.....	97
3.2	Introduction.....	98
3.3	Materials and methods	101
3.3.1	Site and concrete fracture characteristics	101
3.3.2	<i>In-situ</i> test injection parameters.....	104
3.3.3	<i>In-situ</i> test validation by chemical grout injection	105
3.3.3.1	Chemical grout injection parameters.....	105
3.3.3.2	Core sampling.....	106
3.3.4	CT scans on core sampling.....	107
3.4	Results.....	108
3.4.1	<i>In-situ</i> pressure distribution as function of time	108
3.4.2	Establishment of the hydraulic aperture	110
3.4.3	<i>In-situ</i> test validation	112
3.4.4	Mechanical aperture establishment from CT scans	115
3.5	Conclusion	117
CHAPITRE 4	DEVELOPMENT OF A NUMERICAL MODEL TO STUDY THE FLOW IN A CONCRETE FRACTURE DURING RESIN INJECTION FOR NON-STRUCTURAL PURPOSES	119
4.1	Abstract.....	119
4.2	Introduction.....	120
4.3	Materials and methods	123
4.3.1	Domain, mesh, initial and boundary conditions	123
4.3.3	Time-dependent dynamic viscosity	126
4.3.4	Aperture distribution in space.....	127
4.3.5	Model validation by resin injection in concrete fracture in tunnel.....	133
4.4	Results and discussion	135
4.4.1	Model validation.....	135
4.4.2	Aperture distribution effects on the flow.....	140
4.4.3	Time-dependent dynamic viscosity effects on the flow	144
4.5	Conclusion	146
CHAPITRE 5	SYNTHÈSE DES RÉSULTATS	149
CONCLUSION	151
RECOMMANDATIONS	157

ANNEXE I	MISE EN ŒUVRE DES MODÈLES PHYSIQUES	161
ANNEXE II	PROTOCOLES D'INJECTION ET D'ÉCHANTILLONNAGE DU JOINT DE CONSTRUCTION DU PVM SAINT-CLAUDE	165
ANNEXE III	MÉTHODES POUR OBTENIR L'OUVERTURE MÉCANIQUE ET HYDRAULIQUE D'UNE FISSURE DE BÉTON.....	187
ANNEXE IV	DEVELOPMENT OF A PHYSICAL MODEL AND IN SITU TEST FOR THE STUDY OF POLYMER INJECTIONS IN CONCRETE FRACTURES FOR WATERPROOFING	199
ANNEXE V	CODE MATLAB POUR ÉTABLIR LA PRESSION D'INJECTION DU MODÈLE NUMÉRIQUE	215
	RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....	221

LISTE DES TABLEAUX

	Page
Tableau 1.1	Classification d'une fissure selon l'ouverture9
Tableau 1.2	Plages de valeurs pour décrire l'importance du débit d'infiltration d'eau12
Tableau 1.3	Exemple de propriétés des polymères décrites dans la norme AFNOR EN 1504-0516
Tableau 1.4	Pression d'injection de résine recommandée dans une fissure de béton24
Tableau 1.5	Distance des ports pour une injection de résine dans une fissure de béton25
Tableau 1.6	Intensité de la valeur du GIN selon les essais RMR et RQD.....48
Tableau 2.1	Mass proportions and dynamic viscosity of the water-glycerol mixtures.....78
Tableau 2.2	Details of the injection tests79
Tableau 2.3	Comparison between the injection pressure and the entry pressure in the model88
Tableau 3.1	Injection pressure values and ports distance99
Tableau 3.2	Drilling parameters of the injection and pressure reading ports103
Tableau 3.3	Mass proportions, dynamic viscosity of the water-glycerol mixtures, injection parameters and injection flow rates105
Tableau 3.4	Hydraulic aperture (mm) from the <i>in-situ</i> test results at 50 s, 100 s and 150 s.....111
Tableau 3.5	Results obtained with <i>in-situ</i> test112
Tableau 4.1	Details on the simulations performed for both non-spatially Gaussian correlated and Gaussian correlated aperture fields133

LISTE DES FIGURES

	Page
Figure 0.1	Fissure plastique au tiers de la voute dans un tunnel1
Figure 0.2	Dégradation et corrosion des équipements2
Figure 0.3	Détérioration des finis et béton endommagé2
Figure 0.4	Injection d'époxy dans une fissure de béton3
Figure 1.1	Type de fissures de béton.....8
Figure 1.2	Processus pour établir un projet de réparation d'une fissure présentant une infiltration d'eau10
Figure 1.3	Sélection de méthode de contrôle lors d'un défaut ponctuel en tunnel.....11
Figure 1.4	Réaction chimique menant à l'époxy durci16
Figure 1.5	Établissement du point de gel selon la durée de vie en pot et les courbes de viscosité et température de l'époxy.....18
Figure 1.6	Réaction chimique menant au polyuréthane durci à une composante20
Figure 1.7	Formule chimique de l'acrylamide22
Figure 1.8	Schéma typique pour forage26
Figure 1.9	Paramètres régissant l'écoulement d'un liquide dans une fissure rocheuse.....29
Figure 1.10	Ouverture hydraulique et mécanique selon le la déformation subite par le roc31
Figure 1.11	Exemple d'essai en laboratoire sur des échantillons de béton fissuré32
Figure 1.12	Corrélation spatiale d'une fissure Tirée de Hakami34
Figure 1.13	Semivariogramme sphérique35
Figure 1.14	Exemple de gradient de pression fonction du débit pour l'écoulement laminaire linéaire et non-linéaire39

Figure 1.15	Essais hydrauliques de caractérisation d'une fissure rocheuse	40
Figure 1.16	Schéma de l'essai d'injection à charge constante	41
Figure 1.17	Schéma d'un essai dilution ponctuelle	42
Figure 1.18	Schéma d'un essai Lugeon	43
Figure 1.19	Pression à utiliser selon la profondeur du rock pour l'essai Lugeon.....	45
Figure 1.20	Interprétation de l'essai Lugeon	46
Figure 1.21	Courbe de la valeur maximale du GIN pour éviter une fracturation du roc	48
Figure 1.22	Exemple de résultats de l'utilisation du GIN selon l'ouverture de la fissure	49
Figure 1.23	Méthodologie pour l'injection de fissures rocheuses.....	50
Figure 1.24	Distribution de l'ouverture selon un procédé stochastique.....	52
Figure 1.25	Exemple de fissure unique utilisée pour modélisation suite à l'utilisation d'un processus stochastique pour établir l'ouverture	52
Figure 1.26	Comparaison de distribution de la pression entre deux rayons de puits différents	53
Figure 1.27	Pénétration du coulis en fonction du temps pour différents rayons de puits	53
Figure 1.28	Pression en fonction de la déformation menant au « <i>Jacking</i> ».....	54
Figure 1.29	Pression et débit d'injection fonction de la durée d'injection.....	55
Figure 1.30	Domaine pour simuler l'écoulement dans un réseau de fissures	56
Figure 1.31	Conditions aux frontières utilisées dans un domaine)	58
Figure 1.32	Maillage pour analyse par éléments finis de l'impact d'un puits de pompage dans un domaine.....	58
Figure 1.33	Exemple de Courbes de rétention pour établir l'état de saturation du domaine.....	60
Figure 1.34	Modèles conceptuels de milieux poreux fissurés.....	62
Figure 1.35	Propagation radiale de la résine lors d'injection dans du sable.....	65

Figure 1.36	Différence entre le modèle rhéologique newtonien et Bingham	67
Figure 1.37	Description des sous-modèles rhéologiques à partir des modèles Newtoniens et Bingham	69
Figure 1.38	Exemple d'une viscosité variable d'un polymère en fonction du temps	70
Figure 2.1	Second physical model	76
Figure 2.2	Physical models of concrete fractures.....	77
Figure 2.3	Fracture aperture calculated from 3D scans for the first model.....	81
Figure 2.4	Relationship between S_r and p for the calculation of C_m	83
Figure 2.5	Model geometry, boundary conditions and mesh	84
Figure 2.6	Determination of the pressure condition at the injection boundary to maintain a constant flow rate	85
Figure 2.7	Pressure readings inside the second model during the test with a volume of 100 mL and a viscosity of 0.224 Pa·s.....	86
Figure 2.8	Pressure simulation inside the fracture for moist and dry state	88
Figure 2.9	Saturation maps for initially dry fractures with open boundaries.....	90
Figure 2.10	Comparison of the pressure inside the fracture for different aperture	91
Figure 2.11	Comparison of the pressure inside the fracture for different values of the roughness factor.....	92
Figure 3.1	Capped construction joint used for the in-situ test.....	102
Figure 3.2	Conceptual model of the estimated and studied facture area.....	103
Figure 3.3	Drilling parameters for P11	104
Figure 3.4	Core sample from the studied area.....	107
Figure 3.5	Sample before a CT Scan.....	108
Figure 3.6	Pressure according to injection duration at port P7	109
Figure 3.7	Pressure according to injection distance at 150 s.....	110
Figure 3.8	Pressure distribution in time of the polyurethane injection	113

Figure 3.9	Pressure values in the fracture according to the polymerization time after the injection	114
Figure 3.10	Results of the CT scans.....	116
Figure 3.11	Aperture distribution determined with the CT scan for the core sample	117
Figure 4.1	Mesh, initial conditions and boundary conditions of the fracture	124
Figure 4.2	Method used to establish the injection pressure	124
Figure 4.3	S_r function of p to establish C_m	126
Figure 4.4	Dynamic viscosity functions μ_b , μ_c and μ_d	127
Figure 4.5	Example of non spatially correlated apertures.....	129
Figure 4.6	Example of Gaussian stochastic field used to simulate flow in a spatially correlated fracture aperture.....	130
Figure 4.7	Statistical analysis performed in the geostatistics software <i>GS+</i>	132
Figure 4.8	Capped construction joint for the resin injection.....	134
Figure 4.9	Plan view of the construction joint for the resin injection.....	134
Figure 4.10	Pressure distribution in time and space during P11 injection.....	135
Figure 4.11	DFN Simulations results for an injection flow rate of 25 mL/s.....	137
Figure 4.12	Average injection pressure distribution in time for different injection flow rates.....	138
Figure 4.13	Pressure as a function of the x coordinate for an injection duration of 16 s with different flow rates.....	138
Figure 4.14	Aperture distribution in space in a squared range of 25 mm of the injection point a) Lowest injection pressure simulation.....	139
Figure 4.15	Comparison of the three aperture distributions after 16 s.....	140
Figure 4.16	Examples of resin propagation results with DFN models using the spatially correlated Gaussian field after 10s	142
Figure 4.17	Example of Resin propagation for the non-spatially correlated apertures after 10 s.....	143

Figure 4.18 Injection pressure distribution in time for μ_a , μ_b , μ_c and μ_d injections	144
Figure 4.19 Examples of liquid propagation after 12 s when constant and time-dependent dynamic viscosity are applied	145
Figure 4.20 Head loss comparison between the time-dependent dynamic viscosity liquids after 30 s	146

LISTE DES ABRÉVIATIONS, SIGLES ET ACRONYMES

ACI	American Concrete Institute
AFNOR	Association française de normalisation
AFTES	Association française des tunnels et de l'espace souterrain
ASTM	American Society for Testing and Materials
DFN	Réseau de fissures discrètes
DFM	Réseau matricielle de fissures
GIN	Grout intensity number
HMWM	Méthacrylate à haut poids moléculaire
JRC	Joint coefficient roughness
REV	Volume élémentaire représentatif
RMR	Rock mass rating
RQD	Rock quality designation
STM	Société de transport de Montréal

LISTE DES SYMBOLES ET UNITÉS DE MESURE (SYSTÈME INTERNATIONAL)

A	Aire de section d'écoulement
b	Ouverture
b_h	Ouverture hydraulique
b_m	Ouverture mécanique
C_m	Pente de la relation entre la teneur en eau et la charge de pression
c	Coefficient d'aire de contact
dh	Différence de charge hydraulique
D_n	Degrés de liberté
E	Épaisseur du mur de béton
E_d	Épaisseur de la dalle de béton
f_c	Facteur de consistance
f_r	Facteur de rugosité
F	Distance entre l'intrados et le point d'intersection du forage et de la fissure
g	Accélération gravitationnelle
h	Distance entre deux points
i	Gradient hydraulique
I_r	Rapport d'injection
I_{max}	Pénétration maximale
K	Conductivité hydraulique
L	Distance d'écoulement
L_e	Longueur de forage entre l'intrados et l'extrados
L_{max}	Longueur de forage totale
L_{min}	Longueur de forage pour atteindre la fissure
m	Moyenne arithmétique
n	Indice de comportement du fluide
n_g	Pépite
N	Nombre de répétitions du même élément
p	Pression
Q	Débit

r	Portée
r_f	Rayon du puits d'injection
r_p	Rayon de propagation
s	Écart-type
s_s	Seuil
S	Emmagasinement
S_r	Degré de saturation
t	Temps
T	transmissivité
V	Vitesse
V_o	Volume
w	Largeur de la fissure
x	Valeur de l'abscisse selon le système de coordonnées cartésien
y	Valeur de l'ordonnée selon le système de coordonnées cartésien
z	Valeur de l'épaisseur selon le système de coordonnées cartésien
a	Distance entre la fissure et le point de forage
β	Variance
$\gamma(h)$	Semivariance
$\dot{\gamma}$	Gradient de vitesse
Δt	Différence de temps
θ	Teneur en eau volumique
μ	Viscosité dynamique
μ_0	Viscosité dynamique initiale
ρ	Masse volumique
τ	Cisaillement
τ_0	Cisaillement seuil
Ω	Domaine

INTRODUCTION

Plusieurs éléments influent sur la dégradation des tunnels en béton tels que leur conception, les méthodes de construction et leur utilisation. De la fissuration peut survenir et cela peut mener à des infiltrations d'eau. Ces dernières peuvent nuire aux différents usages que peuvent avoir les tunnels en béton tels que le transport de véhicules, le transport en commun et l'entreposage. La figure 0.1 montre une fissure au tiers de la voute d'un tunnel photographiée lors d'une visite avec le partenaire de recherche qui était la Société de transports de Montréal (STM).



Figure 0.1 Fissure plastique au tiers de la voute dans un tunnel

L'infiltration d'eau par les divers patrons de fissures peut provoquer les conséquences suivantes : dégradation et corrosion des équipements, délamination du béton, corrosion des armatures et détérioration des finis. Les équipements dégradés et corrodés ainsi que les finis détériorés doivent être remplacés ou réparés. Les figures 0.2 et 0.3 montrent bien les conséquences potentielles des infiltrations d'eau.



Figure 0.2 Dégradation et corrosion des équipements
Tirée de STM (2018, p.3)



Figure 0.3 Détérioration des finis et béton endommagé
Tirée de STM (2018, p.3)

Pour remédier à ces conséquences ou les prévenir, l'injection de résine est effectuée directement dans la fissure. Une résine est préalablement choisie selon les contraintes et le contexte de l'injection. Ces contraintes et contextes vont être décrits en détail plus loin dans le document. La méthodologie traditionnelle employée pour effectuer une injection de résine dans une fissure verticale est la suivante : des forages d'une certaine profondeur sont effectués de manière à être certains que le liquide rejoigne la fissure sur toute la profondeur. Des ports d'injection sont alors placés dans les forages pour permettre l'injection de la résine. L'injection

se fait à partir du bas vers le haut pour s'assurer que la fissure soit pleinement colmatée. Une pompe est utilisée pour injecter la résine. Un produit de cachetage est parfois posé sur la fissure pour éviter les pertes de matériau. La figure 0.4 montre une injection d'époxy dans une fissure verticale.

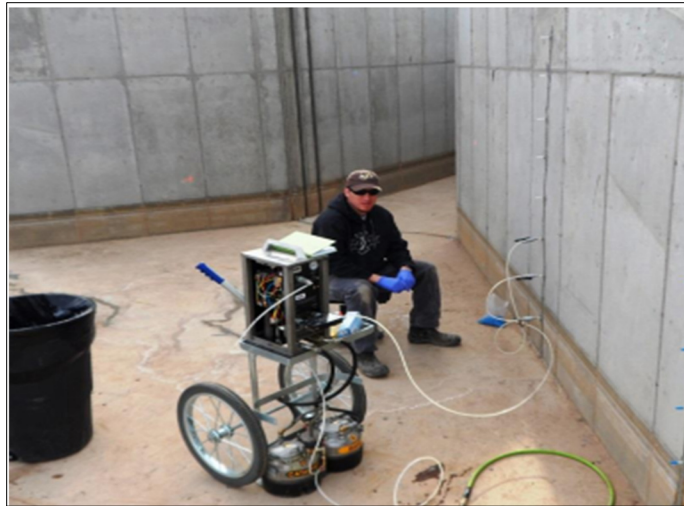


Figure 0.4 Injection d'époxy dans une fissure de béton
Tirée de von Fay (2015, p.161)

Cette technique de réparation présente cependant des difficultés lorsqu'elle est utilisée pour l'étanchéisation. Selon les données amassées à l'interne par la STM, la durée d'étanchéité des fissures des tunnels du Métro de Montréal après injection ne dépasse généralement pas trois ans. Dans certains cas, l'injection ne fonctionne tout simplement pas. La résine injectée coule de la fissure et aucune prise dans la fissure n'a lieu. Un projet de recherche interne de la STM a permis de conclure que les solutions et les méthodes proposées par les entrepreneurs ne s'appuient pas sur des normes et que les méthodes utilisées n'ont pas une base scientifique solide. L'injection de résine dans les fissures de béton pour étanchéisation est une technique essentiellement artisanale basée sur l'expérience.

La STM a donc sollicité l'aide de l'École de technologie supérieure concernant l'amélioration de la technique d'injection de résine dans les tunnels du Métro de Montréal. Un projet de recherche s'est donc mis en route pour répondre à la problématique qui est d'effectuer une

injection de résine sans avoir une manière d'assurer le colmatage complet de la fissure. L'objectif du projet de recherche est d'améliorer la méthode d'injection de résine pour étanchéisation afin d'augmenter l'efficacité et la durée d'étanchéisation. À part pour le type de résine et la viscosité dynamique, aucune étude sur la nature de la fissuration, la structure des tunnels du Métro et sur les matériaux tels que le béton ou la résine n'a été effectuée et trouvée dans la littérature. Les éléments suivants ont été étudiés pour répondre à l'objectif:

- Les conséquences de la variation des paramètres d'injection sur le résultat de l'injection;
- l'ouverture de la fissure et sa distribution dans l'espace;
- la distribution de la pression dans le temps et les pertes de charge;
- la propagation du liquide;
- la viscosité dynamique variable en fonction du temps.

Il est important de mentionner que le terme « fissure » a été attribué à toutes discontinuités qui peuvent être retrouvées dans le béton dans ce document. Outre les fissures plastiques, les joints froids et les joints de construction formant une fissure font également l'objet d'étude dans ce projet. Une précision sur le type de discontinuité sera donnée lorsque nécessaire.

Cette thèse présente tous les éléments importants du projet. L'introduction débute avec une présentation du contexte et de la problématique. Le chapitre 1 présente tous les éléments recueillis lors de la revue de littérature en lien avec le projet. Les chapitres 2, 3 et 4 portent sur les trois articles soumis dans le cadre de ce projet : « *Physical and numerical models of concrete fractures for waterproofing injections with polymer* », « *Development of an in-situ test for the hydraulic characterization of concrete fractures in tunnel and waterproofing using chemical grout injections* » et « *Development of a numerical model to study the flow in a concrete fracture during resin injection for non-structural purposes* ». Le chapitre 5 porte sur la conclusion et les recommandations. Les annexes I à V présentent respectivement les éléments suivants : l'élaboration des modèles physiques ainsi que les pompes utilisées lors des essais en laboratoire, les différents protocoles concernant les travaux dans les tunnels du Métro de Montréal, les méthodes développées dans le cadre du projet de recherche pour établir les

ouvertures d'une fissure de béton, l'article rédigé pour la conférence de la Société canadienne de génie civil en 2022 et le code MATLAB utilisé pour établir la pression d'injection lors des simulations du modèle numérique.

CHAPITRE 1

ÉTAT DE L'ART

Cette section présente la revue de littérature. Les premières sections résument brièvement les causes de la fissuration du béton et des méthodes de mitigation des infiltrations d'eau dans un tunnel en béton. Une description approfondie de la technique d'injection de résine ainsi que des produits utilisés est effectuée. Une conclusion partielle résume les problématiques et les défis de la technique. Par la suite, les notions reliées à l'écoulement d'un liquide en milieu poreux fissuré sont présentées. L'état de l'art touche aussi les notions d'injection de coulis cimentaire dans les fissures rocheuses, une application très étudiée, notamment dans le contexte du stockage des déchets nucléaires. La revue de littérature se termine sur une description de l'utilisation de modèles numériques pour simuler l'écoulement dans une fissure et les résultats d'injections.

1.1 Discontinuité et fissuration du béton

Les infiltrations d'eau dans les tunnels peuvent provenir de trois types de discontinuité : fissures plastiques, joint froid et joint de construction. Un joint froid représente une discontinuité créée coulés de béton se font successivement sans qu'il n'y ait une quelconque adhérence entre les deux coulés. Un joint de construction est une discontinuité anticipée lors de la conception de la structure, elle sert à joindre deux coulées ensemble. Une lame d'étanchéité est généralement posée lors de la coulée du joint de construction afin d'éviter les infiltrations d'eau.

Les causes de la fissuration plastique sont nombreuses. Par exemple, une mauvaise conception ou une erreur lors de la mise en place du béton peut mener à la détérioration du béton prématurément et donc, de la fissuration. Le guide pour la réparation de structure en béton armé du comité euro-international du béton (1992) émet trois raisons importantes expliquant la fissuration du béton :

- contrainte de tension dans le béton est trop élevée;
- expansion des matériaux présents dans le béton;
- efforts induits sur le béton sont trop élevés.

Ce document fait mention des fissures qui apparaissent durant et après le temps de cure. La figure 2.1 montre tous les types de fissures selon la nature de la fissuration :

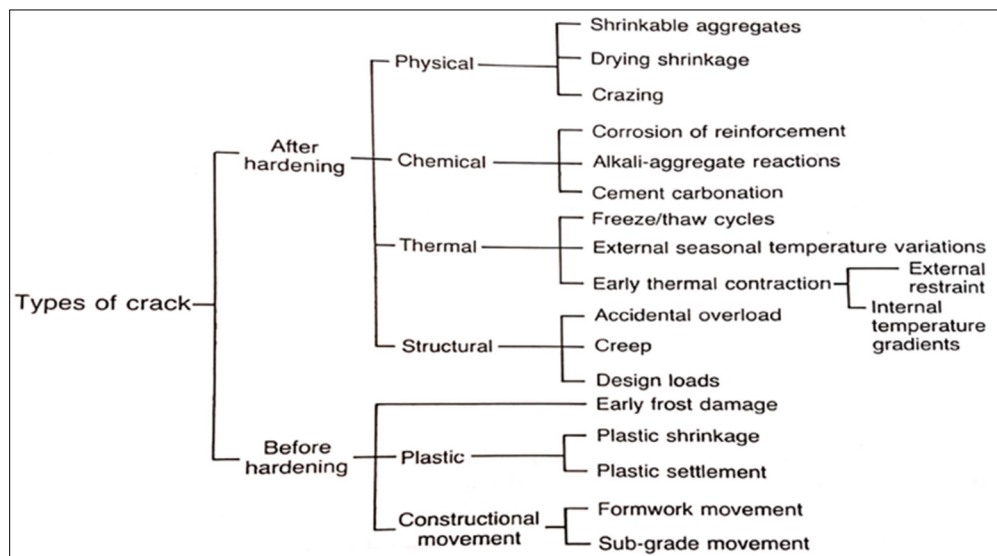


Figure 1.1 Type de fissures de béton
Tirée de Comité euro-internationale du béton (1992, p.7)

L'Association française des tunnels et de l'espace souterrain (AFTES) (2016) a publié un document avec des recommandations sur le traitement d'arrêts d'eau dans les ouvrages souterrains. La classification de la fissure est effectuée selon l'ouverture telle que montrée au tableau 1.1.

Tableau 1.1 Classification d'une
fissure selon l'ouverture
Tirée de AFTES (2016, p.10)

Type fissures	Largeur ou ouverture (o)
Micro fissure	$0 \leq 0,3 \text{ mm}$
Fissure fine	$0,3 \text{ mm} < 0 \leq 0,5 \text{ mm}$
Fissure moyenne	$0,5 \text{ mm} < 0 \leq 1 \text{ mm}$
Fissure importante	$1 \text{ mm} < 0 \leq 2 \text{ mm}$
Lézarde	$2 \text{ mm} < 0 < 3 \text{ mm}$
Lézarde importante	$0 > 3 \text{ mm}$

1.2 Caractérisation des infiltrations d'eau et atténuation des conséquences

L'AFTES (2016) émet des solutions concernant les problèmes d'infiltration d'eau dans les ouvrages souterrains tels que les tunnels. Les étapes suivantes sont celles à suivre lorsque de l'infiltration d'eau est notée dans un tunnel :

Étape #1 : Relevé et caractérisation des infiltrations aboutissant à un pré diagnostic. Le relevé porte sur l'origine, l'étendue des infiltrations, le débit, l'état des supports et de leur fissuration ainsi que la présence de traitements existants.

Étape #2 : Diagnostic des causes et entendue des travaux d'étanchéité. Le document suggère l'investigation par thermographie infrarouge (caméra thermique). La différence de température entre l'eau infiltrée et la surface du béton sera visible. Au terme de l'étape 2, il sera possible de constater si les travaux à effectuer sont d'ordre structurel ou non.

Étape #3 : L'établissement du projet de réparation selon les objectifs et les manières d'y parvenir. La figure 2.2 présente le processus décisionnel.

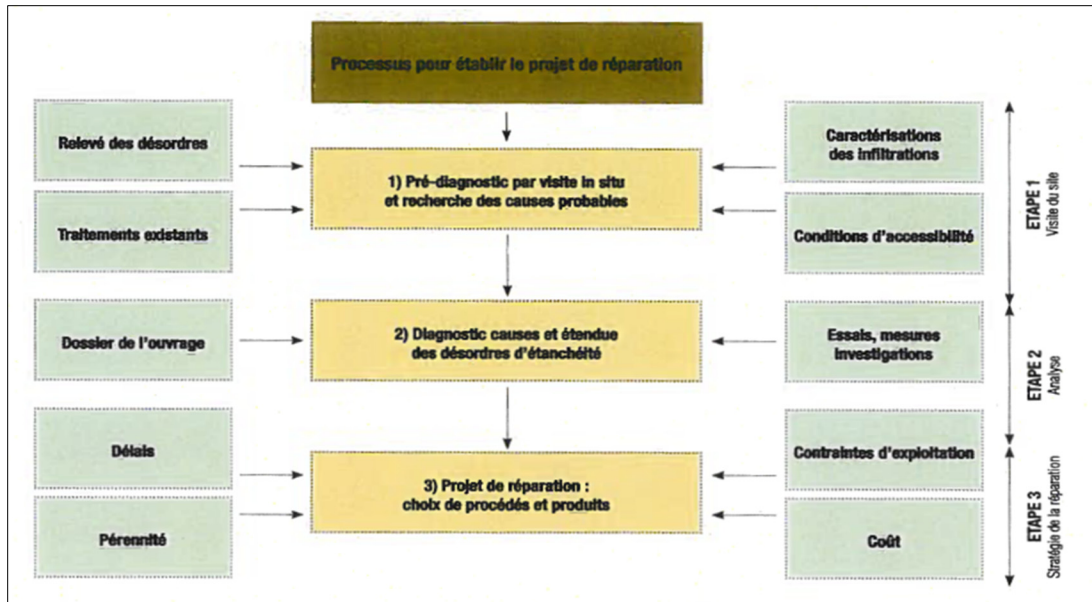


Figure 1.2 Processus pour établir un projet de réparation d'une fissure présentant une infiltration d'eau

Tirée de AFTES (2016 p.10)

Il existe généralement deux manières de prévenir ou atténuer les conséquences reliées aux infiltrations d'eau : drainage et arrêt d'eau. Le drainage consiste essentiellement à permettre à l'eau de s'infiltrer et de la recueillir par la suite. Par exemple, des gouttières peuvent être utilisées. L'arrêt d'eau consiste essentiellement à l'injection d'un liquide tel que les résines et les coulis cimentaires afin d'empêcher l'eau de s'infiltrer. Dans certains cas, d'autres techniques sont utilisées telles que des membranes d'étanchéité (Tiedemann & Grover, 1986). La figure 1.3 présente un guide décisionnel concernant le traitement d'un défaut ponctuel tel qu'une fissure. Le choix de la méthode varie en fonction des éléments suivants (AFTES, 2016) :

Contraintes d'environnement de l'ouvrage :

- nature de l'eau percolant;
- protection du milieu (ex. : armature);
- variation et pression de la nappe;
- mouvement de la structure;

- toxicité pour l'environnement.

Contraintes de mise en œuvre :

- temps d'intervention nécessaire;
- existe-t-il des contraintes architecturales ou esthétiques?;
- présence d'une membrane d'arrêt d'eau dans le joint?;
- densité du ferrailage;
- qualité du béton.

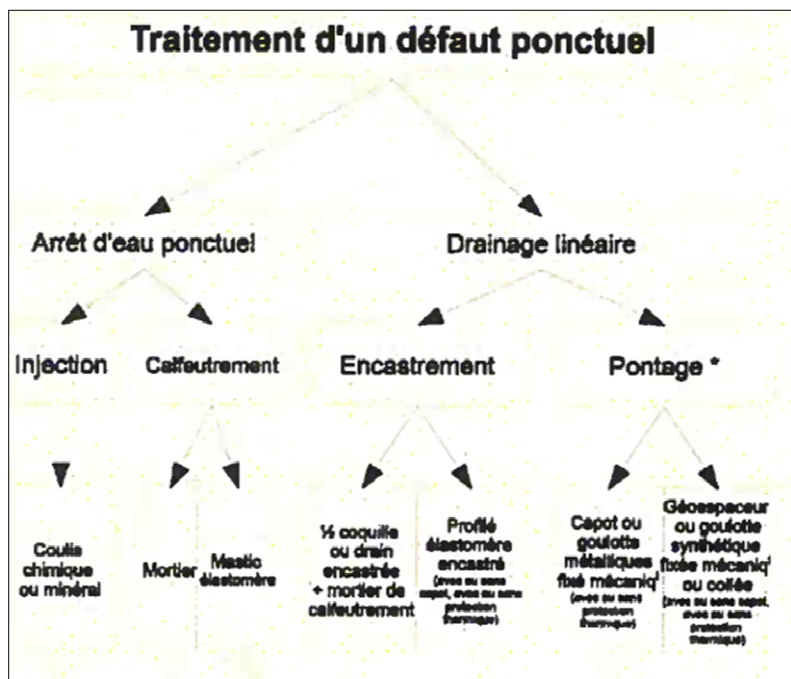


Figure 1.3 Sélection de méthode de contrôle lors d'un défaut ponctuel en tunnel

Tirée de AFTES (2016 p.15)

Le guide de l'AFTES (2016) classe également les débits d'eau en ordre d'importance. Il recommande absolument l'injection comme méthode de réparation lorsque le niveau 4 est atteint tel que le tableau 1.2 le montre. Il est à noter qu'une goutte représente 0.05 mL.

Tableau 1.2 Plages de valeurs pour décrire l'importance du débit d'infiltration d'eau
Tirée de AFTES (2016 p.10)

Niveau	Débit des venues d'eau (D)
0	Support sec
1	Surface humide
2	Goutte à goutte léger $D \leq 30$ gouttes/minute
3	Goutte à goutte conséquent $D \geq 30$ gouttes/minute
4	Suintement léger $D < 1$ litre/minute
5	Suintement moyen $1 \text{ litre/minute} < D < 5 \text{ litres/minute}$
6	Suintement important $5 \text{ litres/minute} < D < 10 \text{ litres/minute}$
7	Suintement important $10 \text{ litres/minute} < D < 15 \text{ litres/minute}$
8	Ecoulement moyen $15 \text{ litres/minute} < D < 25 \text{ litres/minutes}$
9	Ecoulement important $D > 25 \text{ litres/minutes}$

1.3 Injection de résine dans une fissure de béton pour étanchéisation

L'AFTES (2016) résume les différentes étapes afin de procéder à une injection de résine dans une fissure de béton :

1. Mise en confinement de l'élément à injecter;
2. Exécution de forage;
3. Mise en œuvre d'un dispositif d'injection;
4. Fabrication de la résine d'injection;
5. Mise en œuvre et contrôle du coulis.

La mise en confinement de l'élément à injecter se fait avec un produit de cachetage posé sur la fissure (AFTES, 2016, Mangum, Bermudez-Goldman, Whitney, Fowler, & Meyer, 1986; Trout, 2006; von Fay 2015). Un produit nettoyant est parfois utilisé afin de purger la fissure de tous produits pouvant affecter l'injection telle que le calcaire. Cependant, Trout (2006) mentionne l'inefficacité du nettoyage puisque l'acide et l'eau diluent l'époxy. Il recommande de nettoyer la fissure avec l'époxy en soi. De plus, von Fay (2015) mentionne qu'aux États-Unis, le *Bureau of Reclamation* interdit l'utilisation de produits nettoyants tels que l'acide

puisqu'ils nuisent à l'adhésion entre la résine et le béton. L'utilisation de produit nettoyant demeure donc controversée.

L'exécution des forages est décrite en détail à la section 1.3.3. Concernant le dispositif d'injection, plusieurs types peuvent être trouvés sur le marché tels qu'en plastique ou mécanique (à bille). Si le pistolet d'injection ne mélange pas la résine (« *static mixer* »), il est important de considérer le raccord entre le pistolet d'injection et l'embout du dispositif d'injection lors de la préparation des travaux. Plusieurs types de pistolets sont disponibles sur le marché et plusieurs types de raccords peuvent être trouvés.

La résine utilisée pour effectuer les injections est un produit polymérique. Un polymère est généralement composé de deux éléments. Le premier élément est le polymère en soi (polyester, époxy, etc.) et le deuxième élément est un agent de cure. Il arrive qu'un troisième élément soit incorporé pour ajouter des propriétés au mélange ou contrôler certaines réactions. Par exemple, le sable est parfois utilisé pour faire baisser la température du mélange (Mailvaganam, 1991). L'injection de résine dans une fissure de béton se fait à l'aide d'une pompe. La résine est choisie selon certains critères qui sont décrits un peu plus loin. Généralement, les trois types de polymère utilisés pour le remplissage de fissures de béton sont l'époxy, le polyuréthane et l'acrylique (AFTES, 2016; Caltrans, 2013; Lapointe, 1997; Mailvaganam, 1991; Trout, 2006; Woodson, 2009). La littérature présente dans le domaine d'injection de toute sorte (béton, sol et roc) évoque l'importance d'opter pour un liquide ayant une viscosité dynamique la plus basse possible pour que la résine puisse pénétrer dans tous les recoins de la fissure (ex : Griffin, Askarinejad, & Farrant, 2017; Eriksson, 2002; Emmelin, Brantberger, Eriksson, Gustafson, & Stille, 2007; Mailvaganam, 1991; US Army Corps and Engineers, 2004). Seulement les travaux de Moriconi, Pauri, Percossi, & Busto, (1991) montrent que de meilleurs résultats peuvent être obtenus avec une viscosité dynamique plus élevée lors d'injection d'époxy si l'ouverture est supérieure à 1 mm.

Pour effectuer une injection dans une fissure verticale, la littérature privilégie ce que Trout (2006) appelle la « *port-to-port mentality* » (ACI, 2014; Krauss, Scanlon, & Hanson, 1995;

Mailvaganam, 1991; Perkins, 1976; von Fay, 2015). Cette méthode consiste à commencer l'injection du plus bas port d'injection et de longer la fissure graduellement pour remplir les autres ports. Trout (2006) mentionne que cette méthode peut occasionner des problèmes de pénétration de l'époxy. Si l'ouverture est mince au bas de la fissure, la pénétration de l'époxy ne se fera pas adéquatement, car la résine se concentre proche du port d'injection et ne se propage pas sur toute la profondeur de la fissure. Il propose de commencer l'injection où l'ouverture est la plus importante. Dans le cas d'une fissure horizontale, aucune spécification n'a été trouvée à ce sujet. Il faut simplement commencer à partir d'une extrémité de la fissure et terminer par l'autre. Certains auteurs tiennent pour acquis que l'écoulement se fait de manière radiale (Mailvaganam, 1991; Trout, 2006)

Les éléments suivants sont les paramètres d'injection de résine dans une fissure de béton à considérer (AFTES, 2016) :

- type de résine et viscosité dynamique;
- pression d'injection;
- distance et forage des ports d'injection;
- volume d'injection;
- durée d'injection.

1.3.1 Type de résine et viscosité dynamique

Comme mentionné, l'époxy, le polyuréthane et l'acrylique sont les produits les plus utilisés pour sceller une fissure de béton. Cette section présente une description de ces trois produits ainsi que la littérature pertinente concernant l'injection de chacun de ces produits.

À part pour l'époxy, il n'existe présentement aucune norme ou méthode standardisée en Amérique du Nord pour établir le type de polymère selon les besoins pour but d'étanchéisation. En Europe, la norme AFNOR EN 1504-05 permet de spécifier les exigences et critères de conformité des produits injectés dans une fissure de béton selon les besoins et le contexte de

l'injection. La norme classe les produits d'injection selon les besoins et les contextes suivants :

Produit type F : Produit d'injection transmettant les efforts des fissures, vides et interstices dans le béton. Il est apte à coller à la surface du béton et transmettre les forces.

Produit type D : Produit d'injection pour le remplissage ductile des fissures, vides et interstices dans le béton. Il est souple et peut supporter un mouvement ultérieur de la fissure.

Produit type S : Produit d'injection pour le remplissage expansif des fissures, vides et interstices dans le béton. Il prend de l'expansion lorsqu'il est en contact avec de l'eau.

Les différents critères reliés à chaque type de produit (F, D et S) dépendent à leur tour d'une série de normes décrivant les propriétés mécaniques et chimiques du produit utilisé. Le tableau 1.3 montre quelques exemples de propriétés à respecter ainsi que leur norme respective. Ces normes ne servent cependant qu'à déterminer les propriétés du produit. Elles ne proposent pas de méthodologie pour l'injection. Il n'est donc pas possible de totalement se baser sur ces normes afin d'assurer un bon résultat lors des injections de résine dans le béton. Elles permettent de choisir le type de résine selon les conditions mécaniques, chimiques et climatiques de la fissure. Par exemple, il est possible de conclure que l'époxy n'est pas recommandé lorsque la fissure subit des mouvements importants puisque ce produit n'est pas ductile et tendra à se déformer ou à fendre. L'AFTES (2016) mentionne que l'époxy doit être injecté dans une fissure très légèrement active, car sa déformation est très limitée.

Certains auteurs mentionnent quelques éléments qui sont à prendre en compte concernant la viscosité dynamique. Karol (2003) mentionne qu'un liquide ayant une viscosité dynamique égale ou inférieure à celle de l'eau aura une propagation non régulière (digitation) si la fissure est fortement humide. Trout (2006) mentionne qu'une injection d'époxy ayant une viscosité dynamique en bas de 0,1 Pa s nécessite un plus grand volume d'injection, car l'époxy sera en partie absorbé par le béton. Il n'existe présentement aucun moyen pour définir une viscosité optimale.

Tableau 1.3 Exemple de propriétés des polymères décrites dans la norme AFNOR EN 1504-05

<u>Propriété mécanique ou chimique</u>	<u>Norme à respecter</u>
Température de transition vitreuse	EN 12614
Injectabilité	EN 1771 et EN 12618-2
Viscosité	EN ISO 3219
Temps d'utilisation	EN ISO 9514
Compatibilité avec le béton	EN 12637

Époxy :

L'époxy fait partie de la famille des polymères thermodurcissables. À l'aide du principe thermo-chimique de réticulation, des macromolécules sont créées à l'aide de la résine époxyde et d'un durcisseur (diamine). La figure 1.4 montre comme exemple la réaction chimique de l'époxy utilisé lors des travaux d'injection d'époxy dans une fissure rocheuse (Xing et al., 2014). Cela résulte en un produit qui a des caractéristiques mécaniques importantes telles que la résistance en compression. C'est pour cette raison que l'époxy est également utilisé afin de renforcer une structure assujettie à de la fissuration.

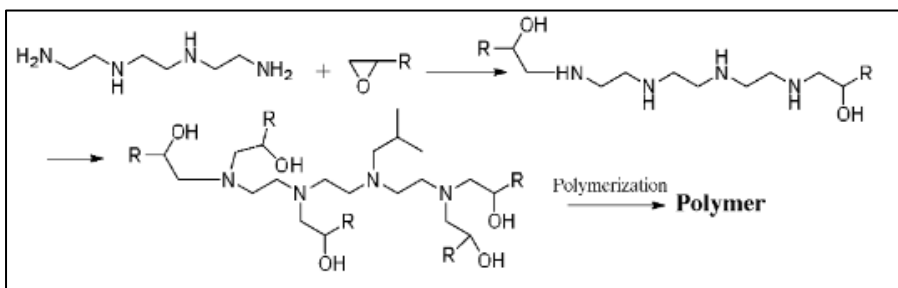


Figure 1.4 Réaction chimique menant à l'époxy durci
Tirée de Xing. et al. (2014, p.3)

Concernant l'injection dans une fissure de béton, la norme ASTM C881 classe les types d'époxy selon leur utilisation et les propriétés mécaniques. La norme classe également l'époxy selon la viscosité. Krauss et al., (1995) résumant cette classification la manière suivante :

Viscosité :

- Grade 1 : basse viscosité;
- Grade 2 : haute viscosité;
- Grade 3 : résistant au fléchissement.

Type d'époxy :

- Type I : application non structurelle et nécessitant une adhésion importante sur le béton;
- Type II : application non structurelle et nécessitant une adhésion importante sur le béton fraîchement coulé;
- Type III : application nécessitant une adhésion antidérapante et pour surface de roulement (trafic routier);
- Type IV : application structurelle et nécessitant une adhésion importante sur le béton;
- Type V : application structurelle et nécessitant une adhésion importante sur le béton fraîchement coulé;
- Type VI : application structurelle pour scellement d'éléments en béton post-contraint et travaux de béton précontraint d'envergure (ex. : pont);
- Type VII : application non structurelle pour travaux de béton précontraint d'envergure lorsque scellement d'éléments en béton post-contraint non nécessaire.

Des sept types d'époxy que la norme C881 classe, seulement les type I et IV peuvent être utilisés pour l'injection de fissure. Le type I est à préconiser puisque l'étanchéisation est un but non structurel.

Globalement la littérature sur l'injection d'époxy se concentre davantage vers l'amélioration des propriétés mécaniques du matériau plutôt que vers sa capacité d'imperméabilisation (ex :

Griffin et al., 2017; Issa & Debs, 2007; Kan, Lee, & Lee, 2021; Rzezniczak, 2013; Wang & Petru, 2019).

Plusieurs ouvrages mentionnent l'importance de la durée de vie en pot (Mailvaganam, 1991; Krauss et al., 1995; Plecnik, Gaul, Pham, Cousins & Howard, 1986; von Fay, 2015). La durée de vie en pot est le temps nécessaire pour que les limites de viscosité et de température soient atteintes avant d'effectuer une injection. Elle représente le point de gel de l'époxy (Résine beaucoup trop visqueuse pour obtenir un écoulement adéquat). Puisque chaque fournisseur a son propre mélange, il est important d'avoir cette donnée en main lors de l'injection. La figure 1.5 montre un exemple d'établissement de la durée maximale pour effectuer une injection d'époxy (point de gel) selon la durée de vie en pot et les courbes de viscosité et température. Tel que discuté plus loin dans le document, les résines utilisées pour l'injection subissent une augmentation de la viscosité dans le temps telle qu'il est possible de le voir dans la figure 1.5. La température connaît également une augmentation mais une baisse est perceptible après la cure du polymère.

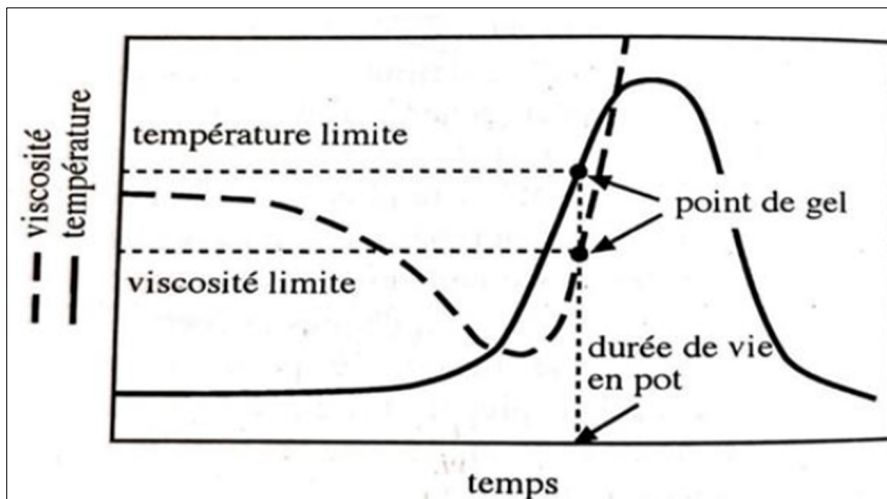


Figure 1.5 Établissement du point de gel selon la durée de vie en pot et les courbes de viscosité et température de l'époxy
Tirée de Ehrenstein & Montagne (2000, p.105)

L'époxy est un produit très utilisé en raison de ses bonnes propriétés mécaniques et chimiques telles que sa résistance en compression très élevée. Cependant, certains auteurs ont noté des désavantages à l'injection d'époxy. Malgré sa forte résistance aux produits chimiques, l'époxy résiste moins bien à certains acides tels que l'acide sulfurique (Mailvaganam, 1991). De plus, des fissures de retrait thermique peuvent apparaître dans l'époxy après la cure (Mailvaganam, 1991). Ces fissures risquent de créer des chemins préférentiels qui diminuent la capacité d'étanchéisation. Tel que mentionné auparavant, l'époxy est un matériau très rigide. Il n'est pas recommandé de l'injecter lorsque la fissure est active et qu'une déformation de la résine injectée survient (AFTES, 2016; Hayes, 2019; Mailvaganam, 1991). Le dernier inconvénient relié à l'époxy est qu'il n'est pas possible d'effectuer une injection lorsque de l'infiltration d'eau se produit au moment de l'injection (ACI, 2014). Il n'est donc pas possible d'effectuer des injections d'urgence lorsqu'un fort débit d'eau s'écoule de la fissure avec les formulations d'époxy standard.

Polyuréthane :

Tout comme l'époxy, le polyuréthane est un matériau thermodurcissable. Il est disponible en plusieurs types : monocomposante, bicomposante, gel et modifié. Dans le cas du monocomposante, la réticulation survient entre un polyol et polyisocyanate. Dans le cas du bicomposante, un catalyseur et un agent de gonflement s'ajoutent au mélange (Hepburn, 2012). La figure 1.6 montre le processus chimique du polyuréthane monocomposant.

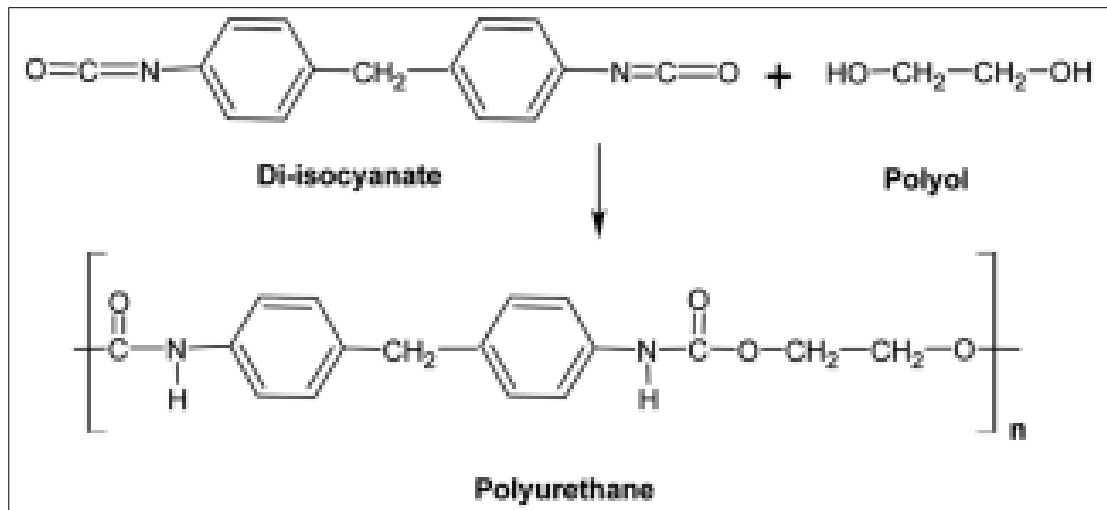


Figure 1.6 Réaction chimique menant au polyuréthane durci à une composante
Tirée de Akindoyo et al. (2016, p.6)

Le polyuréthane est énormément utilisé dû à son faible coût comparativement à l'époxy et l'acrylique. De plus, c'est un produit qui s'adapte bien selon les besoins en se classifiant en sous-catégories. La première sous-catégorie concerne la rigidité du produit. Le polyuréthane peut être produit de manière « rigide » ou « flexible » (AFTES, 2016). Le polyuréthane « rigide » n'est pas ductile et est utilisé lorsque la fissure n'est pas active (aucune déformation). Le polyuréthane « flexible » est utilisé lorsque la fissure est active et des déformations sont notées de manière isolée ou régulière. Le polyuréthane est ductile et reste donc étanche.

Une autre caractéristique du polyuréthane est sa capacité à absorber ou repousser l'eau. Le polyuréthane peut être produit de manière hydrophile ou hydrophobe (Krauss et al., 1995; Lapointe, 1997). Le polyuréthane hydrophile aura tendance à absorber l'eau pour se revitaliser. C'est donc un bon choix lorsque les infiltrations d'eau se font de manière régulière. À l'opposé, cela n'est pas idéal lorsque l'infiltration d'eau ne s'est pas produite souvent, car le polyuréthane hydrophile se désagrège sans la présence d'eau. Le polyuréthane hydrophobe est utilisé dans des environnements secs ou peu enclins à subir une infiltration d'eau.

Un inconvénient du polyuréthane est sa dégradation importante à long terme (AFTES, 2016). Une hypothèse peut être émise pour expliquer cet inconvénient : La constitution chimique en

soi du polyuréthane peut poser un problème. Il y a essentiellement deux types de polyol pour la composition du polyuréthane destiné aux injections : polyéther polyol et polyester polyol. Une des différences majeures entre les deux types de polyol est la stabilité hydrolytique. La stabilité hydrolytique se définit par la capacité d'un polymère durci de résister aux changements de température et d'humidité. Le polyéther polyol a une grande stabilité hydrolytique alors que celle du polyester polyol est faible (Christenson, Anderson, & Hiltner, 2007; Panasyuk, Marukha, & Sylovanyuk, 2013; Szycher, 2012). Les polyuréthanes à base de polyester polyol se dégradent beaucoup plus rapidement en présence d'eau. Concernant l'injection dans une fissure de béton, il est encore très difficile de quantifier la durée et la quantité de la dégradation. Les seules œuvres trouvées relatant le problème de la stabilité hydrolytique du polyuréthane à base de polyester présent dans une fissure de béton sont Calgaro & Lacroix (1997) et Panasyuk et al. (2013). Aucune spécification technique afin d'améliorer les résultats de l'injection n'est donnée.

Les modèles physiques sont une méthode potentielle pour mieux comprendre les injections dans les fissures de béton pour étanchéisation. Cependant, le développement de modèles physiques étudiant l'injection de résine dans la littérature est peu commun pour ce but. Andersson (1999) a préparé une série de modèles physiques utilisant de tubes capillaires pour simuler des fissures. Les modèles ont permis d'étudier la pénétration et l'écoulement du polyuréthane dans les fissures saturées en eau en faisant varier la pression d'injection, la pression d'eau venant de l'extrados, le gradient hydraulique et le diamètre de tube. Ces modèles ont permis d'observer l'importance de nombreux phénomènes complexes tels que les changements de volume post-injection, les montées en pression et la formation de CO₂ gazeux au front d'injection. Aucune œuvre relatant l'utilisation d'un modèle physique pour étudier l'écoulement de la résine dans une fissure de béton n'a été trouvée.

Acrylique :

Le dernier polymère thermodurcissable présenté est l'acrylique. Plusieurs types d'acrylique peuvent être utilisés tels que l'acrylate et l'acrylamide (Caltrans, 2013; Gentry & Magill, 2012; Hayes; 2019) La figure 1.7 présente la formule de l'acrylamide.

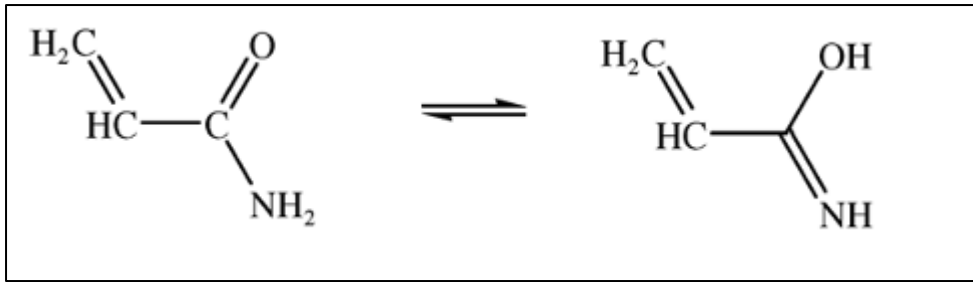


Figure 1.7 Formule chimique de l'acrylamide
Tirée de Girma et al. (2005, p.2)

Concernant l'injection dans les fissures de béton, l'acrylique est généralement utilisé lorsque l'ouverture est fine puisque le mélange aura comme particularité d'être très peu visqueux et que l'injection est possible dans un environnement fortement humide (AFTES, 2016; Hayes, 2019; Mailvaganam, 1991, Shaw, 1985). L'application la plus commune dans la littérature est le scellement des fissures à la surface du béton telle que les surfaces de roulement (Batchelor & Helliwell, 1990; Caltrans, 2013; Hayes, 2019; McGill, Humpage, & Chemicals, 1991). Caltrans (2013) et Shaw (1985) mentionnent qu'historiquement, l'acrylique peut représenter un problème de santé et sécurité puisque les produits à base d'acrylique monomère ont tendance à être hautement inflammables lorsque le point éclair est près de 10°C. Pour pallier ce problème, l'utilisation de méthacrylate à haut poids moléculaire (HMWM) est recommandée par Mangum et. al (1986) ainsi que Caltrans (2013). Mangum et. al (1986) ont développé des modèles réduits en laboratoire pour étudier l'injection d'HMWM dans une fissure de béton. Ils sont arrivés à remplir 95% du volume de fissure ayant une largeur aussi fine que 0,2 mm. Cependant, ces travaux avaient pour but de sceller des fissures de surface de roulement et non sur l'arrêt d'eau dans une structure souterraine. La liste suivante représente les autres inconvénients et défauts de l'injection d'acrylique (Caltrans, 2013; Mailvaganam, 1991; Tiedemann & Graver, 1982; Weaver, 1991) :

- coût élevé;
- toxicité élevée;
- température élevée lors du mélange.

1.3.2 Pression d'injection

La pression d'injection dépend du type de pompe utilisée. Par exemple, si une pompe à débit constant est préconisée, l'opérateur n'a pas de contrôle sur la pression puisqu'elle est variable et régularisée par la pompe. Des contradictions peuvent être notées dans la littérature concernant la pression d'injection. Par exemple, l'AFTES (2016) recommande une pression maximale d'injection de 10 MPa si des dommages aux structures voisines sont peu probables. Trout (2006) suggère une pression d'injection comprise entre 0,275 et 3,500 MPa. Mangum et al. (1986) recommandent de maintenir une pression d'injection inférieure à 172 kPa jusqu'à ce que l'époxy commence à s'écouler du deuxième port d'injection. Le tableau 1.4 montre les valeurs de pression d'injection recommandées pour 10 références concernant la réparation de béton. Il est donc très difficile d'établir un lien entre les différents auteurs concernant leur recommandation sur la pression d'injection. La seule concordance possible est l'augmentation de la pression d'injection lorsque la fissure est fine selon ACI (2014) et Caltrans (2013).

Tableau 1.4 Pression d'injection de résine recommandée dans une fissure de béton

<u>Auteurs</u>	<u>Pression d'injection</u>	<u>Détails supplémentaires</u>
ACI (2014)	Entre 1,40 et 2,10 MPa (Entre 2,10 MPa et 3,50 MPa)	Valeur entre 2,1 MPa et 3,5 MPa pour fissure fine
AFTES (2016)	Maximum de 10 MPa (Maximum de 1 MPa)	Valeur de 1 MPa si des dommages aux structures voisines sont probables
Caltrans (2013)	Entre 172 et 205 kPa (410 kPa)	Valeur de 410 kPa pour fissure fine
Iowa State University (2019)	Entre 103 et 690 kPa	
Krauss et al. (1995)	Maximum de 3,44 MPa	
Mailvaganam (1991)	Entre 138 et 275 kPa	La pression d'injection peut être plus importante si une pression d'eau venant de l'extrados subsiste
Mangum et al. (1986)	Maximum de 172 kPa	Jusqu'à ce que l'époxy s'écoule d'un autre port d'injection
Perkins (1976)	Maximum de 1 atm	
Trout (2006)	Entre 0,27 et 3,50 MPa	
von Fay (2015)	Entre 2,75 et 13,79 MPa	La pression d'injection peut atteindre 13,79 MPa pour le polyuréthane

1.3.3 Distance et forage des ports d'injection

La distance des ports a une importance puisque le professionnel réalisant l'injection veut s'assurer que le liquide se propage sur toute la superficie de la fissure. Il faut donc éviter que les ports ne soient trop espacés. Pour ce faire, plusieurs points d'injection sont installés selon une distance et une profondeur précises. Tout comme la pression d'injection, la littérature recommande généralement une plage de valeurs et il est difficile d'établir la distance des ports convenablement. Le tableau 2.5 présente la distance des ports d'injection selon différentes références concernant la réparation de béton.

Tableau 1.5 Distance des ports pour une injection de résine dans une fissure de béton

<u>Auteurs</u>	<u>Distance des ports (cm)</u>	<u>Détails supplémentaires</u>
Alberta infrastructures and transportation (2005)	15 cm	
Iowa State University (2019)	Entre 30 et 153 cm	
Mailvaganam (1991)	Entre 7,50 et 25 (Entre 1,25 et 3,75 cm)	Profondeur de forage entre 1,25 et 3,75 cm
Mangum et al. (1986)	Entre 10 et 20 cm	Selon les spécifications du fournisseur d'époxy
Trout (2006)	Minimum 20 cm	Espacement de 20 cm donnera une pénétration de de résine de 10 cm
von Fay (2015)	Entre 20 et 60 cm	

L'AFTES (2016) présente un schéma typique pour effectuer les forages afin d'installer les ports d'injection (figure 1.8). Les différents éléments pris en compte sont l'épaisseur de la paroi (E), la distance entre la fissure et le point de forage (a), la distance entre l'intrados et l'intersection du forage et de la fissure (F), la longueur de forage pour atteindre la fissure (Lmin), la longueur de forage total (Lmax) ainsi que la longueur entre l'intersection du forage et l'extrados (Le). Les équations 1.1 à 1.5 accompagnent la figure 1.8. Les équations 1.1 et 1.2

permettent d'obtenir la longueur de forage pour atteindre la fissure et traverser la section de béton au complète. Il est possible d'apercevoir que l'angle de forage (α) à une forte incidence sur ces résultats. L'équation 1.3 permet d'obtenir un forage en étant certain d'atteindre la fissure et en ne forant pas davantage que la section de béton. Les équations 1.4 et 1.5 permettent de conclure que les forages prévus ne vont pas résulter en une rupture en coin du béton sous la pression d'injection (préalablement déterminer selon le critère de pression d'injection maximale présentée au tableau 1.4).

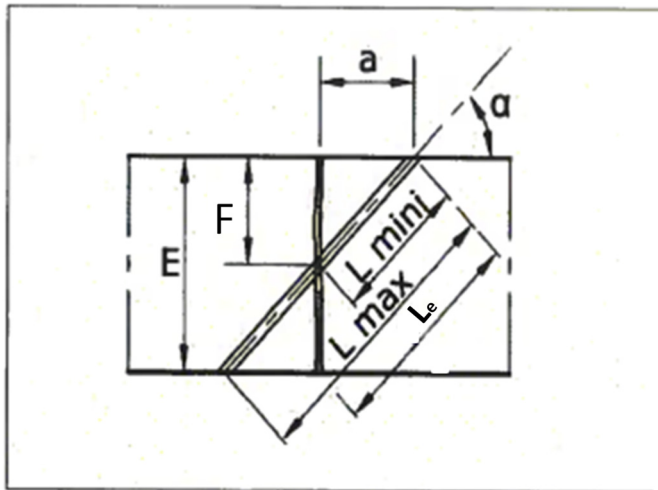


Figure 1.8 Schéma typique pour forage
Tirée de AFTES (2016, p.33)

$$L_{min} = \sqrt{a^2 + F^2} = \frac{a}{\cos \alpha} \quad (1.1)$$

$$L_{max} = \frac{E}{\sin \alpha} \quad (1.2)$$

$$L_{min} + 5 \text{ cm} < L_e < L_{max} - 5 \text{ cm} \quad (1.3)$$

$$a \text{ et } F > 10 \text{ cm} \quad (1.4)$$

$$\frac{E}{3} < F < \frac{E}{2} \quad (1.5)$$

1.3.4 Volume et temps d'injection

Le débit (Q) relie le volume d'injection (V_o) et la durée d'injection ($Q=V_o/\text{temps}$). La gestion du débit dépend en partie de la pompe utilisée. Pour les pompes fonctionnant à débit constant, le volume d'injection peut être déduit en multipliant le débit d'injection par la durée d'injection. Mailvaganam (1991) mentionne que l'injection à débit constant est la clé du succès d'une injection de résine, mais sans donner de détails quantitatifs ou autres détails.

Il est possible de penser qu'une manière d'optimiser le volume d'injection consiste à injecter le moins possible de résine tout en s'assurant que la fissure est saturée du produit injecté puisque les résines sont très dispendieuses. Aucune méthode ou détail quantitatifs n'ont été trouvés pour le volume d'injection. Cela vient du fait qu'il est encore à ce jour difficile d'estimer le volume de la fissure et établir un lien avec la quantité de résine nécessaire pour la sceller. Aucun essai hydraulique ou élément semblable n'est disponible dans la littérature pour établir les caractéristiques hydrauliques d'une fissure de béton telles que le volume de la fissure ou les pertes de charge durant l'injection.

Concernant la durée d'injection, deux approches sont utilisées. La première consiste à injecter jusqu'à obtenir ce qui est appelé l'état de refus (Trout, 2006; Iowa State University, 2019). Pour les injections de tout genre (béton, sol et roc), l'état de refus se définit par l'arrêt ou la diminution importante de l'écoulement du produit injecté en raison de la contre-pression développée dans la fissure. Trout (2006) mentionne que l'obtention d'une pression d'injection constante dans le temps signifie que l'état de refus a été atteint. La deuxième approche consiste à établir la durée d'injection maximale selon la durée de vie en pot de la résine injectée (ACI, 2014; Mailvaganam, 1991; von Fay, 2015). Il n'y a donc aucune manière consensuelle de définir la durée d'injection.

1.4 Conclusion partielle de la revue de littérature

La littérature présente très peu d'informations sur les injections de résine dans les fissures de béton pour étanchéisation qui permettraient à un professionnel d'établir un plan d'injection menant à de bons résultats. Dans le contexte de l'injection dans le béton, beaucoup de références portent sur les propriétés mécaniques de la résine (ex : Issa & Debs, 2007; Rzezniczak, 2013; Wang & Petru, 2019) ou la réparation de surface de roulement (ex : Batchelor & Helliwell, 1990; Caltrans, 2013; Hayes, 2019; McGill et. al, 1991). Les nombreux guides et manuels de réparation de béton ne font que décrire la méthode en donnant peu de détails quantitatifs sur les paramètres d'injection afin d'optimiser le résultat de l'injection (ex : ACI, 2014; Bijen, 2003; Mailvaganam, 1991; Woodson, 2009). Les rares références qui se sont consacrées à l'injection de résine pour étanchéisation ne permettent pas de standardiser une méthode ou d'établir un protocole basé sur une méthode éprouvée. À part Vrignaud (2000) qui a conçu une méthodologie d'injection de fissure des tunnels en béton basée sur l'étude en laboratoire des propriétés d'étanchéisation des résines, la méthodologie utilisée pour effectuer une injection ainsi que toutes autres recommandations sont basées principalement sur l'expérience des auteurs (ex : Krauss et al., 1995; Mangum et al., 1986; Trout, 2006; von Fay 2015). La recommandation sur la pression d'injection qui diffère d'œuvre en œuvre en est le parfait exemple (Tableau 1.4). Le U.S. Bureau of Reclamation (2011) résume très bien la situation: « *The success of resin injection repair projects is directly related to the experience and knowledge of the injection contractor* » (USBR, 2011, p. 82). La deuxième édition de ce guide (von Fay, 2015) mentionne l'obligation d'avoir un minimum de cinq ans d'expérience pour entreprendre un projet d'injection dans le béton. Aucun cadre normatif, méthode standardisée ou essai hydraulique permettant de caractériser la fissure n'est disponible présentement. L'importance accordée à l'expérience rend cette méthode de réparation du béton essentiellement artisanale.

Les sections suivantes de la revue de littérature portent sur les fondements de l'injection de résine tels que les différents paramètres influençant l'écoulement dans un milieu poreux fissuré. Des informations sont aussi présentées sur les essais *in-situ* de caractérisation pour les

fissures rocheuses et l'injection cimentaire. Pour finir, une description des éléments nécessaires pour bâtir un modèle numérique et simuler l'écoulement dans un milieu poreux fissuré est présentée.

1.5 Paramètres d'écoulement en milieu poreux fissuré d'Hakami (1995)

Hakami (1995) présente les différents paramètres d'une fissure rocheuse qui influent sur l'écoulement d'un liquide. Un total de huit caractéristiques sont présentées à la figure 1.9. Une description de chaque élément est présentée ci-dessous :

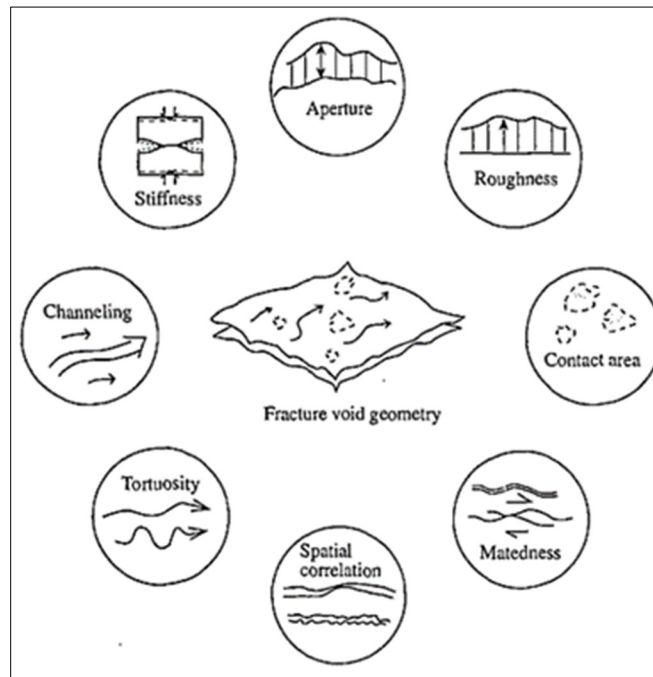


Figure 1.9 Paramètres régissant l'écoulement d'un liquide dans une fissure rocheuse
Tirée de Hakami (1995, p.3)

Ouverture (aperture) : Distance séparant les deux parois qui forment la fissure. Elle varie de point en point sur la surface de la fissure. La littérature concernant l'écoulement dans les fissures rocheuses classe les types d'ouverture selon deux manières différentes : mécanique et hydraulique.

- Ouverture mécanique (Huang, Jiang, Liu, Li, & Sugimoto, 2010) : Distance entre les plaques parallèles qui forment la fissure. L'ouverture mécanique (b_m) est généralement définie avec une valeur moyenne et un écart type. L'utilisation de la microtomographie aux rayons X (CT scans) sur des échantillons de fissure rocheuse permet d'obtenir une représentation 3D de l'ouverture ainsi que la valeur de b_m (ex : Majeed, Abood, & Alshara, 2021; Mofakham, Stadelman, Ahmadi, Shanley, & Crandall, 2018; Suzuki, Watanabe, Li, & Horne, 2017).
- Ouverture hydraulique (Cook, 1992; Eriksson, 2002; Funehag & Fransson, 2006; Rahmani, 2009) : Cette ouverture régit l'écoulement et les pertes de charge. L'ouverture qui est utilisée dans la loi cubique et la loi de Darcy correspond à l'ouverture hydraulique (b_h). L'équation 1.6 permet d'établir le lien entre l'ouverture mécanique et hydraulique selon Zimmerman & Bodvarsson (1996) dans le cas des fissures rocheuses. Le résultat est influencé par l'écart type (s) de l'ouverture mécanique.

$$b_h^3 = b_m^3 \left[1 - 1,5 \left(\frac{s}{b_m} \right)^2 \right] \quad (1.6)$$

Théoriquement, b_m est équivalent à b_h lorsqu'aucune variation de l'ouverture dans l'espace fissuré n'est considérée (plaque parallèle). Ce n'est pas le cas pour un milieu poreux fissuré. Pour quantifier la différence entre les deux ouvertures, Olsson & Barton (2001) ont établi un lien entre l'ouverture mécanique et hydraulique des fissures rocheuses lors d'essais de cisaillement (Figure 1.10). Comme d'autres auteurs (ex : Scesi & Gattinoni, 2009; Liu, 2005), leurs résultats ont permis de conclure que l'ouverture hydraulique est inférieure à l'ouverture mécanique. Leurs résultats montrent également que le rapport entre l'ouverture mécanique et hydraulique augmente en fonction de la déformation de cisaillement.

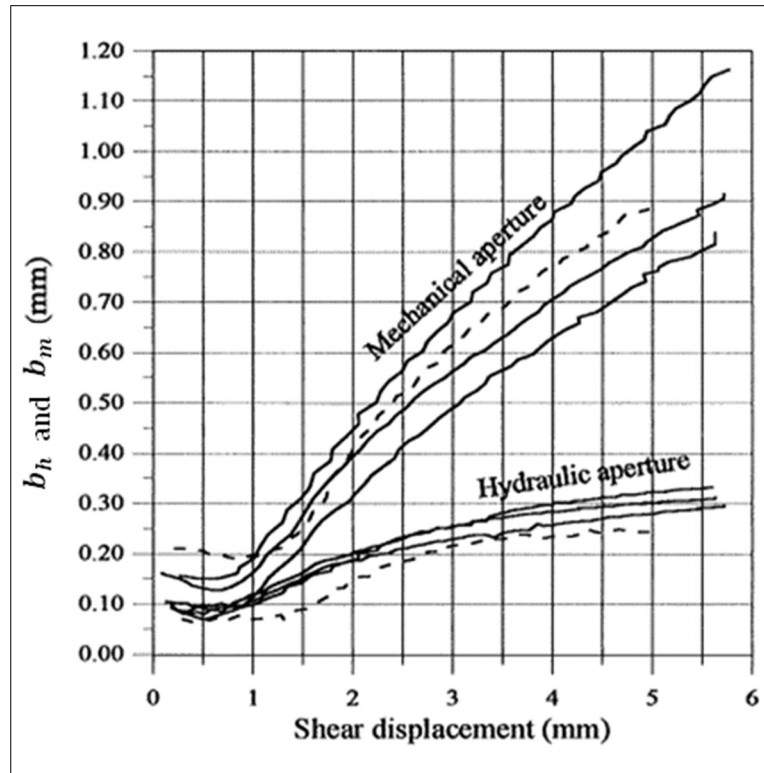


Figure 1.10 Ouverture hydraulique et mécanique selon le la déformation subite par le roc
Tirée de Olsson & Barton (2001, p.324)

Concernant les fissures de béton, la littérature présente des résultats de b_h obtenus à partir d'essais en laboratoire sur des échantillons (ex : Hatambeigi et al., 2023; Wang et al., 2022; Yang et al., 2017). Un gaz ou un liquide est en circulation telle que la figure 1.11a le montre et la loi cubique ainsi que la loi de Darcy sont utilisées pour établir la conductivité hydraulique et b_h . Ces deux paramètres diminuent avec la pression de confinement (figure 1.11b).

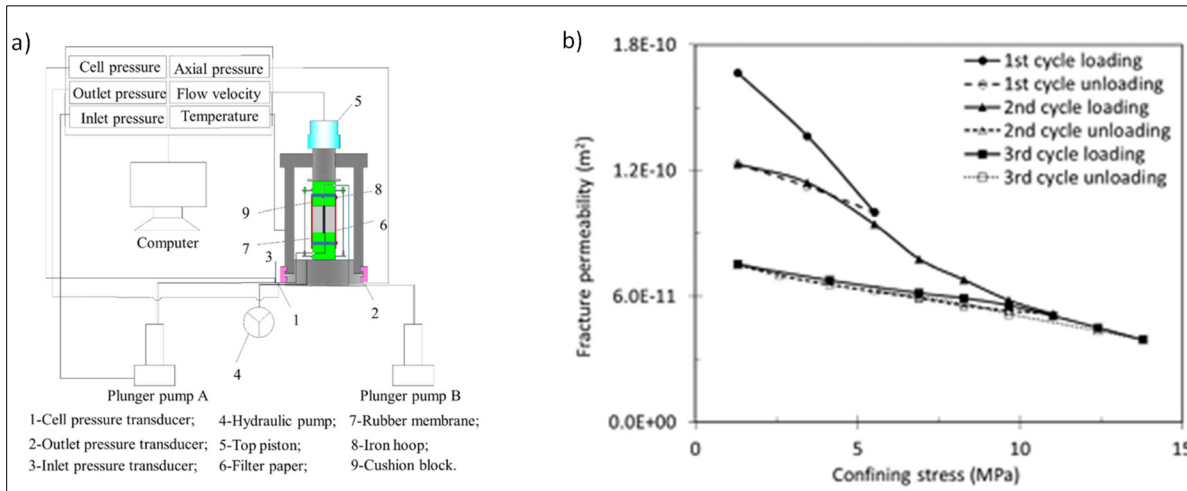


Figure 1.11 Exemple d'essai en laboratoire sur des échantillons de béton fissuré

a) Schéma des essais en laboratoire

b) Résultats de la perméabilité intrinsèque lorsque fonction de la pression de confinement

Tirée de Hatambeigi et al. (2017, p.6) et Wang et al. (2022, p.4)

Concernant b_m , l'utilisation de CT scans semblent être une avenue potentielle pour détecter une fissure ou tout autre vide dans la matrice de béton. Basé sur des résultats de CT scans, Crandall et al. (2017) ont simulé numériquement l'écoulement lorsque l'ouverture mécanique et sa distribution dans l'espace se voyaient modifiées par la pression de confinement. Contrairement aux fissures rocheuses, aucune équation ou lien semblable entre l'ouverture mécanique et hydraulique pour les fissures de béton n'ont été trouvés.

Rugosité (roughness) : Profil de la surface de contact. Il y a essentiellement deux manières d'analyser la rugosité des fissures rocheuses. La première méthode est le lien entre le « *joint roughness coefficient* » (JRC) et l'ouverture (Barton & Quadros, 1997; Scesi & Gattinoni, 2009; Wang, Xiao, Zhang, Zhou, & Liu, 2021; Zoorabadi, Saydam, Timms, & Hebblewhite, 2016). Le JRC permet de caractériser la rugosité de la surface du roc. Plus le JRC est élevé, plus la rugosité est élevée. Le JRC peut être trouvé de plusieurs manières dans l'œuvre de Scesi & Gattinoni (2009). En condition d'écoulement laminaire, l'augmentation du JRC a pour conséquence l'augmentation de l'ouverture mécanique. L'équation 1.7 présente le lien entre l'ouverture mécanique et le JRC lorsque JRC est inférieur ou égal à 20.

$$b_m = 0.934 \cdot 10^{-6} JRC^{2,5} \quad (1.7)$$

La deuxième méthode pour analyser la rugosité lors de l'écoulement dans une fissure rocheuse est l'ajout d'un coefficient de rugosité à l'équation de la loi cubique (Akhavan, Shafaatian, & Rajabipour, 2012; Witherspoon et al., 1980, Zambrano et al., 2019). Un coefficient égal à 1 représente une fissure sans aucune rugosité (plaques parallèles). Le coefficient a des valeurs inférieures à 1 lorsque la rugosité est considérée. L'équation 1.8 présente la conductivité hydraulique incluant un facteur de rugosité (f_r).

$$K = f_r \frac{\rho g b^2}{12\mu} \quad (1.8)$$

Aire de contact (contact area) : Surface de contact lorsque les parois de la fissure sont en contact (ouverture nulle). L'écoulement est impossible à cet endroit puisqu'un obstacle se crée. Walsh (1980) propose simplement l'utilisation d'un coefficient pour quantifier l'espacement des parois et la distance de contact (c). Plus la valeur de c augmente, plus le contact entre les parois augmente. Ce coefficient peut être imposé à l'ouverture hydraulique tel que l'équation 1.9 le montre (Yeo, 2001).

$$(b_h')^3 = b_h^3 \frac{1-c}{1+c} \quad (1.9)$$

Inadéquation (Matedness) : Diminution de la surface de contact due à un mauvais emboîtement des parois de la fissure. Cette diminution est due au cisaillement qui crée une déformation. Selon Hakami (1989), le rapport entre l'ouverture mécanique et l'écart type de l'ouverture pourrait être un paramètre quantitatif possible, mais sans donner plus de détails.

Corrélation spatiale (spatial correlation) : Variabilité de l'ouverture d'un point à l'autre sur la surface de la fissure. La figure 1.12 montre la différence entre une forte et basse corrélation

spatiale. Une corrélation importante amènera peu de variabilité entre les ouvertures d'une fissure alors qu'une faible corrélation sera l'inverse sur une longueur donnée.

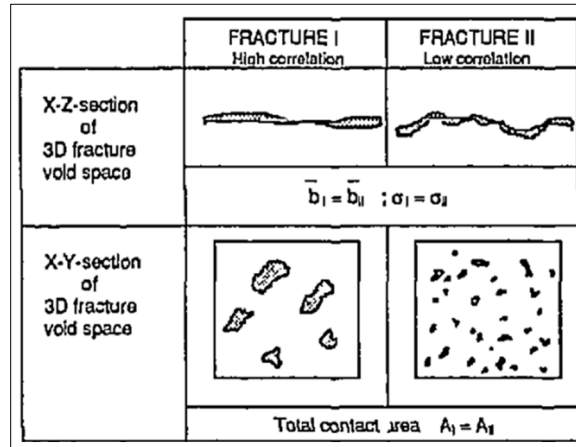


Figure 1.12 Corrélation spatiale d'une fissure
Tirée de Hakami (1995, p.5)

Une des méthodes utilisées dans la littérature pour établir la distance à partir de laquelle les points ne sont plus corrélés est l'analyse des coordonnées à l'aide du semivariogramme (ou variogramme) (Hakami & Larsson, 1996; Hanke, Fischer, & Pollyea, 2018; Noiriël, Madonna, Kurotori, & Pini, 2013). Le semivariogramme se base sur l'équation 1.10 en utilisant une série de points dont les coordonnées et l'ouverture sont connues (X, Y, b). La semi-variance correspond à la moitié de la moyenne de la différence au carré des ouvertures pour des points séparés par une distance h . N représente le nombre de couples de points séparés par une distance h précise.

$$\gamma(h) = \frac{1}{2N(h)} \sum_{i=1}^{N(h)} [b_i - b_{(i+h)}]^2 \quad (1.10)$$

L'équation 1.11 permet d'obtenir la distance entre les points i et $i+h$ en deux dimensions.

$$h = \sqrt{(x_i - x_{i+h})^2 + (y_i - y_{i+h})^2} \quad (1.11)$$

Plusieurs modèles théoriques de semivariogramme peuvent être utilisés pour établir la distance maximale de corrélation. Pour la corrélation de l'ouverture des fissures, le modèle sphérique est majoritairement utilisé (ex : Chen, Zhu, Yu, & Liu, 2016; Hanke et al., 2018; Noiriel et al., 2013; Wenning, Madonna, Kurotori, & Pini, 2019). Le semivariogramme sphérique est caractérisé par une asymptote dont le début indique la fin de la corrélation spatiale entre les points. L'équation 1.12 permet d'obtenir $\gamma(h)$ selon le modèle sphérique :

$$\gamma(h) = \begin{cases} n_g + s_s \left[1.5 \frac{h}{r} - 0.5 \left(\frac{h}{r} \right)^3 \right] & \text{si } h < r \\ s_s & \text{si } h \geq r \end{cases} \quad (1.12)$$

Le modèle sphérique est influencé par trois paramètres : la pépité (n_g) qui est l'ordonnée à l'origine et la portée (r) qui représente la valeur de h où la courbe atteint une asymptote et le seuil (s_s) qui est la semivariance au lorsque la portée est atteinte. La valeur de la portée représente la distance maximale de corrélation entre les points. La figure 1.13 montre un exemple de semivariogramme sphérique. Le semivariogramme expérimental issu des valeurs réelles d'ouverture et de leurs coordonnées (Éq. 1.10 et 1.11) peut être comparé avec le semivariogramme sphérique (Éq. 1.12) pour confirmer la corrélation spatiale.

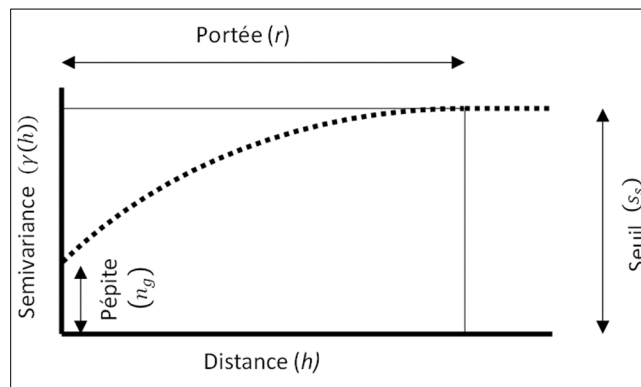


Figure 1.13 Semivariogramme sphérique

Tortuosité (tortuosity) : Variation de la direction de l'écoulement en comparaison avec la trajectoire rectiligne. Cette variation de la direction dépend des vides et obstacles qui sont présents sur la surface de la fissure. Les simulations numériques d'écoulement d'Akhavan et al. (2012) montrent que les fissures de mortier sont de quatre à six fois moins perméables lorsque la rugosité et la tortuosité sont prises en compte.

Canalisation (channeling) : La canalisation survient lorsqu'un liquide s'écoule dans des chemins préférentiels appelés « canaux ». Ces chemins préférentiels offrent le moins de résistance. Les travaux de Wang, Zhou, Wang, Li, & Xie (2021) montrent que la canalisation est directement reliée à l'aire de contact. Par exemple, certains de leurs résultats montrent qu'une fissure avec une aire de contact de plus de 45 % fait en sorte que 24 % du volume de vides créés par la fissure ne subissait aucun écoulement dû à la canalisation.

Rigidité (stiffness) : Résistance d'un matériau face à la déformation subite lors de l'imposition d'une contrainte.

1.6 Essais hydrauliques de caractérisation d'écoulement d'une fissure rocheuse

Avant de débiter cette section, il est important de définir la différence entre l'injection de fissures rocheuses et de fissures de béton. Le roc et le béton sont considérés comme des milieux poreux fissurés c'est-à-dire que les fissures présentent dans le matériau poreux ont une perméabilité secondaire qui est différente de la perméabilité primaire créée par les pores. La perméabilité de l'ensemble du domaine se nomme la perméabilité effective (Berre et al., 2018). Lorsqu'une injection est nécessaire, la différence réside essentiellement dans la géométrie des deux types de fissures. Une fissure rocheuse peut avoir une longueur de plusieurs dizaines de mètres, une ouverture beaucoup plus importante et peut s'accompagner d'autres fissures formant un réseau s'étalant sur une très grande superficie. Ces réseaux de fissures étendus nécessitent des paramètres d'injection différents (ex : volume d'injection plus important).

Un essai hydraulique de caractérisation représente une manière d'obtenir des caractéristiques hydrogéologiques d'une fissure telles que la conductivité hydraulique (K). Ce sont des essais *in-situ*. Ils sont réalisés avec de l'eau ou tout autre type de liquide dans le milieu poreux fissuré. Une pompe et de l'équipement tel qu'un système d'acquisition de données sont utilisés. Aucun essai de caractérisation de fissure pour béton n'a été trouvé dans la littérature.

Pour caractériser l'écoulement dans un milieu poreux fissuré, trois lois et principes sont utilisés dans la littérature : la loi cubique, la loi de Darcy et le principe de conservation de la masse (ex : Abdel Azim, 2022; Bear, Tsang, & De Marsily, 1993; Emmelin et al., 2007; Flemisch et al., 2018; Funehag & Fransson, 2006; Gustafson & Stille, 1996; He, Sinan, Kwak, & Hoteit, 2021 Klimczak Schultz, Parashar, & Reeves, 2010; Novakowski, Lapcevic, & Sudicky, 2007; Singh, Singh, & Ranjith, 2015; Witherspoon, Wang, Iwai, & Gale, 1980). La loi cubique et la loi de Darcy proviennent de la solution de l'équation Navier-Stokes. La loi cubique prend comme hypothèse que l'écoulement se fait entre deux plaques parallèles, qu'il est laminaire et que la distance entre les deux plaques est constante. L'équation de la perméabilité intrinsèque (k) selon la loi cubique est présentée à l'équation 1.13. Les équations 1.14 à 1.16 présentent les différentes formes de la loi cubique. Ces équations permettent d'obtenir K , la transmissivité (T) et le débit (Q). Elles sont influencées par la masse volumique du liquide qui s'écoule dans la fissure (ρ), l'accélération gravitationnelle (g), l'ouverture de la fissure (b), la viscosité dynamique du liquide (μ), la différence de charge hydraulique (dh) et la distance d'écoulement (L). Il est important de mentionner que le débit dans l'équation 1.16 est par mètre de largeur ($m^2/s \times m$). Il faut donc multiplier le résultat par la largeur de la fissure. En effectuant cette multiplication, l'équation 1.16 devient la loi de Darcy (Éq. 1.17). Cette dernière est influencée par le gradient hydraulique (i) et l'aire de la section d'écoulement (A). La loi de la conservation de la masse fait l'objet d'analyse dans la section 1.8.

$$k = \frac{b^2}{12} (m^2) \quad (1.13)$$

$$K = \frac{\rho g b^2}{12\mu} \left(\frac{m}{s} \right) \quad (1.14)$$

$$T = \frac{\rho g b^3}{12\mu} \left(\frac{m^2}{s} \right) \quad (1.15)$$

$$Q = \frac{\rho g b^3}{12\mu} \frac{dh}{L} \left(\frac{m^2}{s} \right) \quad (1.16)$$

$$Q = K i A \left(\frac{m^3}{s} \right) \quad (1.17)$$

Plusieurs essais *in-situ* utilisent la loi cubique et la loi de Darcy en se basant sur un écoulement laminaire. Pour ce faire, le nombre de Reynolds (R_e) est utilisé pour catégoriser l'écoulement. La transition d'un écoulement laminaire à turbulent semble se produire lorsque R_e atteint la valeur de 10 (ex : Berkowitz, Nativ, & Adar, 2001; Guha Roy, & Sing, 2016; Muller, 1974; Zimmerman, Al-Yaarubi, Pain, & Grattoni, 2004). L'équation 1.18 permet d'obtenir la valeur de R_e . Elle est influencée par la vitesse d'écoulement (V). Tel que décrit par Javadi, Sharifzadeh, Shahriar, & Mitani (2014), la linéarité du flux darcien (loi de Darcy) provient du fait que les forces d'inertie sont négligées. Cependant, cette linéarité est généralement retrouvée lorsque le débit est très faible. L'accentuation du flux fait en sorte que l'inertie entre en jeu et affecte le gradient de pression. Cela crée donc un écoulement laminaire non linéaire lorsque R_e est compris entre 1 et 10. Le nombre de Reynolds critique (R_{ec}) est utilisé pour établir la transition entre les deux types d'écoulement laminaire lorsque l'inertie est considérée (linéaire à non-linéaire). En considérant une perte de charge d'au minimum 10% en raison de la non-linéarité, l'équation 1.19 permet d'établir R_{ec} (Javadi et al., 2014; Zimmerman et al., 2004). Elle est influencée par les coefficients de perte d'énergie visqueuse (A_v) (équation 1.20) et d'inertie (A_i) ainsi que la largeur de la fissure (w). La figure 1.14 montre un exemple de résultat du gradient de pression fonction du débit obtenu par Javadi et al. (2014) lorsque les deux types d'écoulement laminaire sont comparés. Pour ce cas précis, le gradient de pression s'est avéré suivre une tendance polynomiale pour l'écoulement laminaire non-linéaire.

$$R_e = \frac{\rho V b_m}{\mu} \quad (1.18)$$

$$R_{ec} = \frac{\rho A_v}{9 A_i \mu W} \quad (1.19)$$

$$A_v = \frac{\mu}{T} \quad (1.20)$$

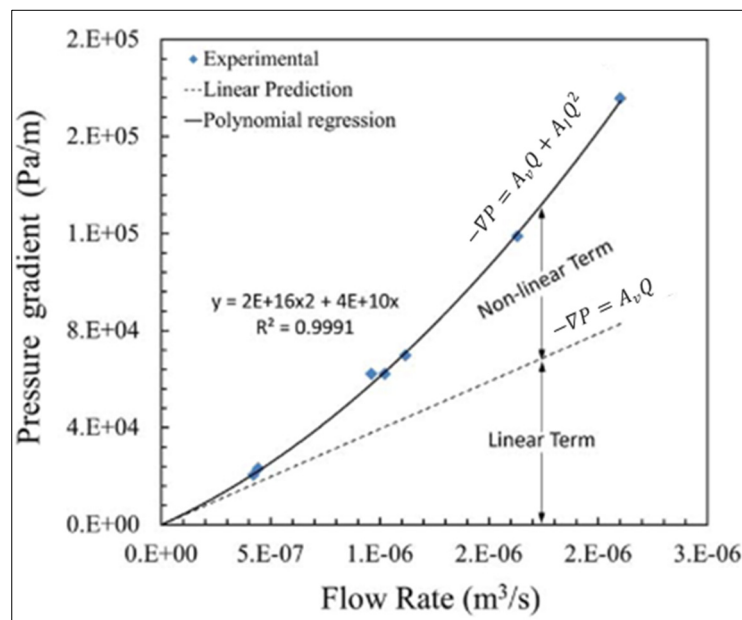


Figure 1.14 Exemple de gradient de pression fonction du débit pour l'écoulement laminaire linéaire et non-linéaire
Tirée de Javadi et al. (2014, p.1797)

Afin de développer un essai *in-situ* de caractérisation des propriétés hydrauliques d'une fissure de béton, il est nécessaire de vérifier la valeur de R_e afin de considérer ou non l'effet de la non-linéarité lors de l'écoulement.

Selon Novakowski et al. (2007), le succès d'un essai hydraulique de caractérisation repose sur sa conception. Il devrait être conçu à partir d'un modèle conceptuel préliminaire. Le développement et le type d'essai hydraulique dépendront des propriétés de la matrice, du type de roc, de la perméabilité attendue ainsi que de la profondeur et l'espacement des puits

d'injection. La figure 1.15 segmente les différents essais de caractérisation d'une fissure rocheuse répertoriés dans la littérature.

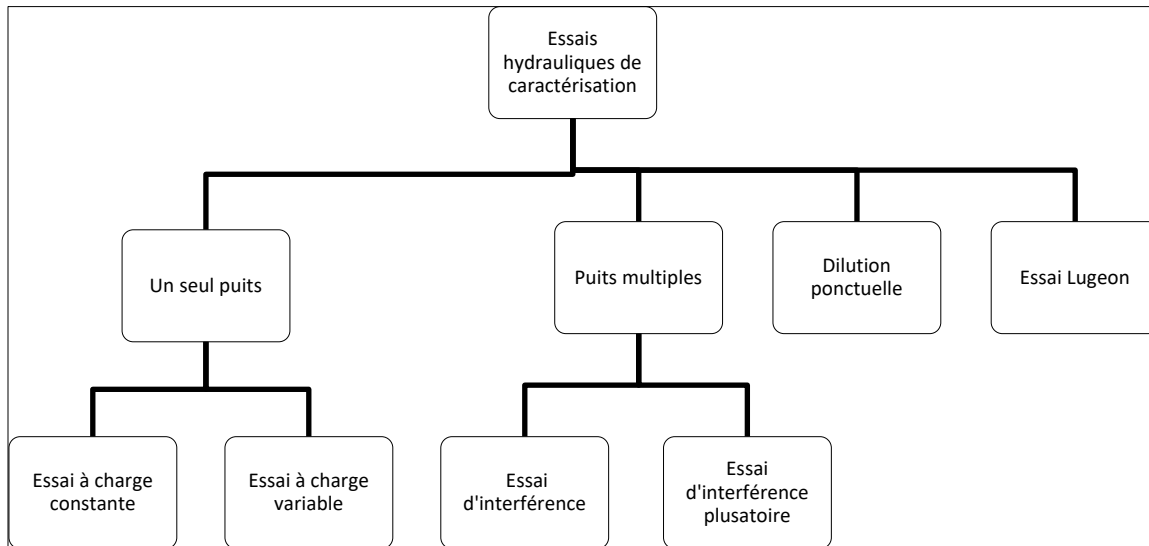


Figure 1.15 Essais hydrauliques de caractérisation d'une fissure rocheuse

Tel que la figure 1.15 le montre, il existe essentiellement quatre types d'essais de caractérisation d'une fissure rocheuse : puits simple, puits multiple, dilution ponctuelle et essai Lugeon. Les essais à puits simple sont utilisés lorsque la fissure n'est pas de taille importante et couvre une petite surface. Par exemple, un essai à charge constante s'effectue en injectant un liquide à pression constante et en recueillant le liquide après avoir traversé la fissure (Chen, Hu, & Zhou, 2015; Keller, Cherry, & Parker, 2014; Sharp, 1970; Zeigler, 1976). La loi cubique est alors utilisée pour établir les différents éléments tels que K et T . Un schéma utilisé lors des essais de Chen et al. (2015) est montré à la figure 1.16. Concernant l'essai à charge variable, c'est l'essai habituel qui est utilisé pour caractériser les aquifères où les données d'un écoulement transitoire sont recueillies (ex : Zhao et al., 2022). Des méthodes telles que celle de Hvorslev (1951) sont utilisées pour établir K .

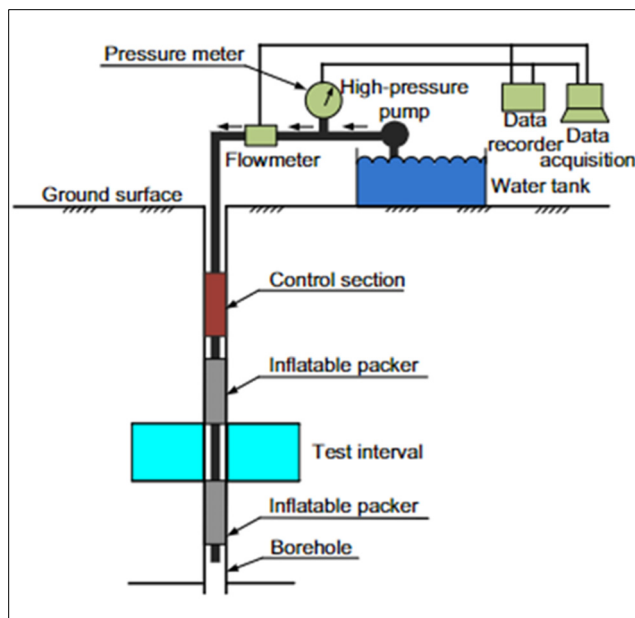


Figure 1.16 Schéma de l'essai d'injection à charge constante

Tirée de Chen et al. (2015, p.2100)

Les essais à puits multiples sont utilisés lorsque la fissure est de taille importante, un réseau de fissures est à l'étude ou une grande surface est à couvrir. Un essai d'interférence sert essentiellement à établir la connectivité de plusieurs fissures ou zones à l'étude. Ce type d'essai est influencé par l'emmagasinement du puits, les effets pariétaux, la double porosité, les conditions aux frontières et le fait d'avoir une fissure verticale ou horizontale. Novakowski et al. (2007) mentionne que l'emmagasinement du puits affecte les valeurs de pression et qu'il est important d'en tenir compte lors de l'analyse des résultats. Les effets pariétaux représentent la mauvaise connexion hydraulique entre le puits et le roc (Barrash, Clemo, Fox, & Johnson, 2006). L'essai d'interférence pulsatoire est essentiellement un essai à charge variable, mais avec un puits d'injection et un puits d'observation. La pression est mesurée dans le puits d'observation à la suite de la charge variable imposée. Novakowski (1989) présente une méthode graphique pour analyser les résultats.

La méthode de dilution ponctuelle a pour but d'établir V lors de l'écoulement. Cette méthode est basée sur la baisse de la concentration selon le temps d'un traceur en raison de dilution

(Jamin et al., 2015, Maldaner, Quinn, Cherry, & Parker, 2018). Ce test s'effectue en isolant une section du puits où une fissure est présente. Deux obturateurs sont installés en s'assurant que la distance les séparant soit courte pour ne pas allonger la durée du test. Une solution avec traceur (ex. : bromure ou chlorure) est injectée. La figure 1.17 montre un schéma de l'essai de dilution ponctuelle. Les valeurs de V et Q et le débit peuvent être calculés à partir de la concentration recueillie (Maldaner et al., 2018).

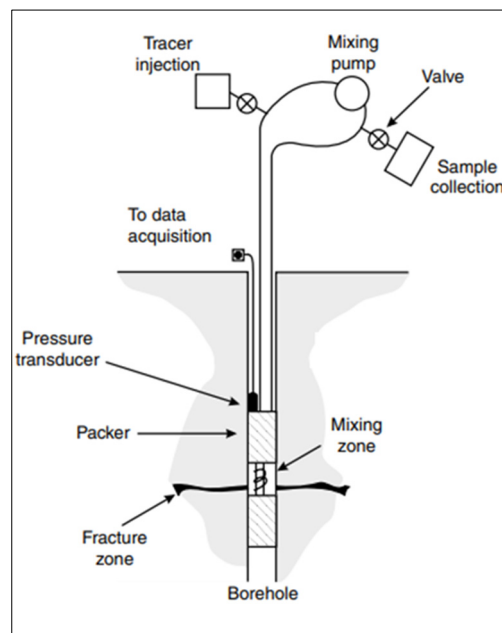


Figure 1.17 Schéma d'un essai dilution ponctuelle
Tirée de Novakowski et al. (2007, p.21)

L'essai Lugeon est utilisé pour deux éléments : valider la nécessité d'une injection et valider les différents paramètres d'injection (volume d'injection traversant une longueur de fissure selon un certain temps et une pression d'injection) (Houlsby, 1990). Ce test prend comme hypothèse que l'écoulement est radial. De l'eau est injectée à pression constante telle que la figure 1.18 le montre et la valeur Lugeon est calculée selon l'équation 1.21. La valeur Lugeon est influencée par le volume d'injection (V_0). Un exemple de calcul de la valeur Lugeon est donné.

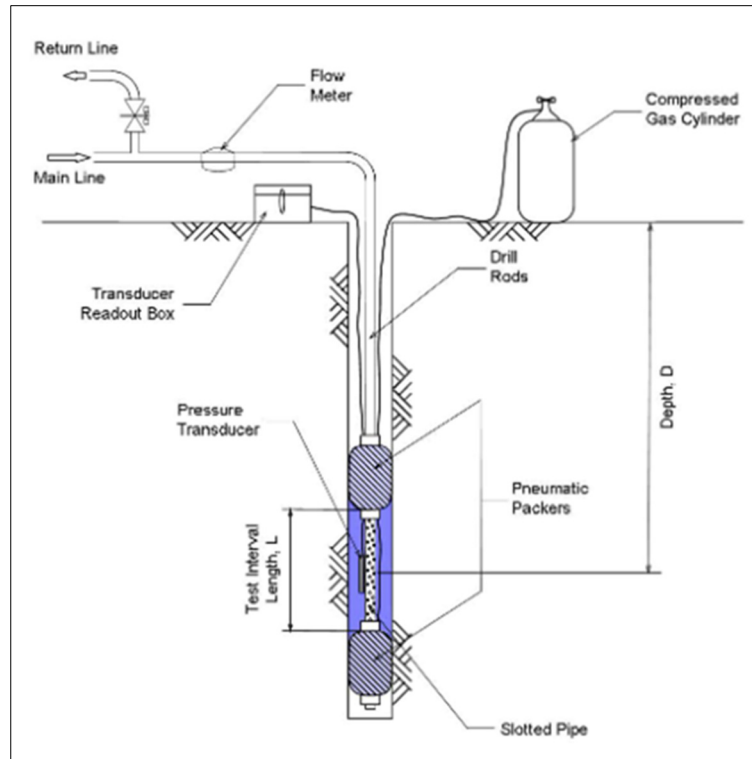


Figure 1.18 Schéma d'un essai Lugeon
Tirée de Quinones-Rozo (2010, p.2)

$$Valeur\ Lugeon = \frac{V_o (L)}{\frac{Profondeur (m)}{t (min)}} \frac{10}{p (bars)} \quad (1.21)$$

Débit : 1 Litre/minute

Profondeur du puits : 1 m

Pression d'injection : 150 PSI (10 bars)

$$Valeur\ Lugeon = \frac{1\ L}{\frac{1\ m}{1\ m}} \frac{10}{10\ bars}$$

$$Valeur\ Lugeon = 1$$

Concernant la nécessité d'injecter ou non, Houlsby (1990) émet quelques affirmations selon son expérience:

- Une valeur de 1 Lugeon signifie que l'injection n'est pas nécessaire (fissure non perméable);
- Une valeur de 10 Lugeons signifie que l'injection est peut-être nécessaire (fissure moyennement perméable);
- Une valeur de 100 Lugeons signifie que l'injection est nécessaire (fissure perméable).

Pour ce qui est de la validation des différents paramètres d'injection, Houlsby (1976) et Houlsby (1990) propose de séparer l'essai en cinq sections de 10 minutes chacune. La pression d'injection est constante pour une même section et variera d'une section à l'autre. La valeur Lugeon est alors calculée pour chaque section. Les valeurs de pression sont basses pour la première et la cinquième section, moyennes pour la deuxième et la quatrième ainsi que hautes pour la troisième. La figure 1.19 présente les valeurs de pression à utiliser selon la profondeur. La valeur Lugeon finale dépendra du type d'écoulement telle que la figure 1.20 le montre. Les types d'écoulement sont les suivants :

Laminaire : la confirmation de l'écoulement laminaire se fait lorsque les valeurs Lugeons des cinq tranches sont identiques. Quinones-Rozo (2010) mentionne que l'écoulement est laminaire essentiellement lorsque la conductivité hydraulique est faible.

Turbulent : Un écoulement turbulent survient lorsque la plus haute pression d'injection résulte en une valeur Lugeon plus faible comparativement aux autres sections. Cela signifie généralement que l'ouverture des fissures est importante.

Dilatation : La dilatation survient lorsque la pression d'injection est trop haute. Cela crée une dilatation temporaire des fissures et fait en sorte que l'écoulement est turbulent.

Lavage (« wash-out ») : Le lavage survient lorsque les valeurs Lugeons ne font qu'augmenter de section en section. Cela est causé par le fait que la pression d'injection est beaucoup trop haute et qu'un dommage permanent est survenu.

Remplissage des vides (« void filling ») : le remplissage des vides survient lorsque les valeurs Lugeons ne font que baisser de section en section. Cela signifie que le liquide d'injection remplit certains vides présents dans la fissure ou aux alentours.

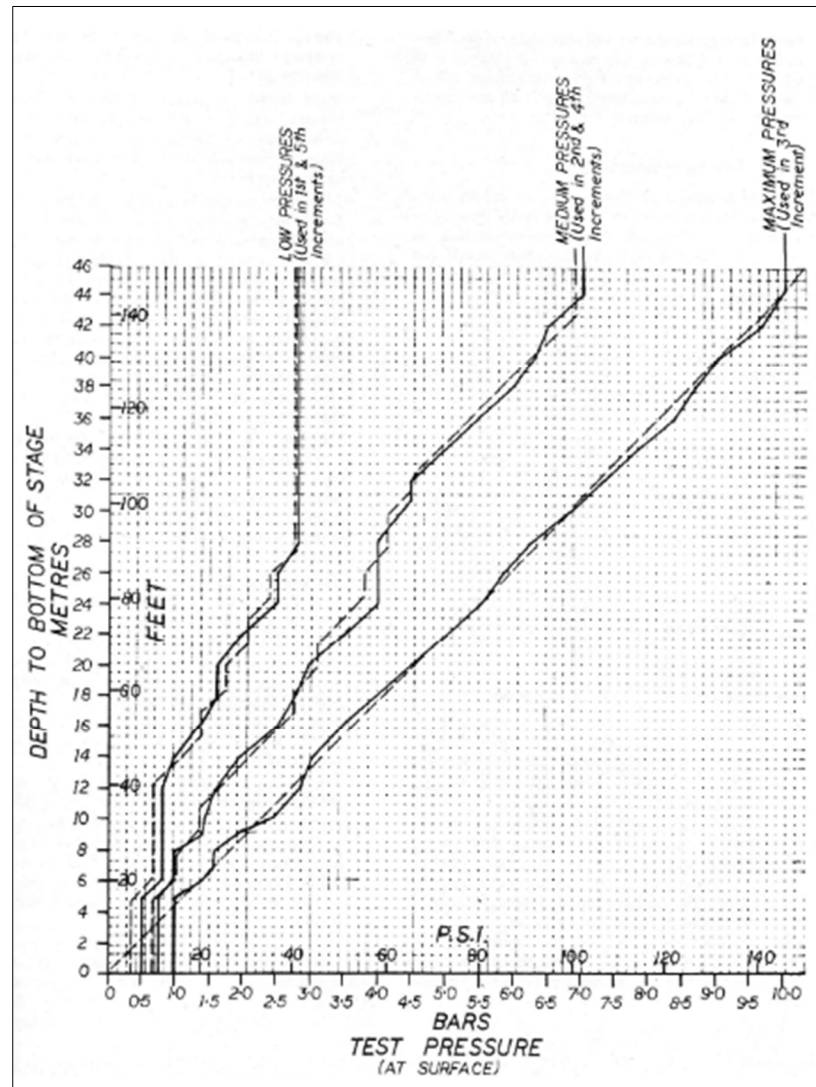


Figure 1.19 Pression à utiliser selon la profondeur du rock pour l'essai Lugeon
Tirée de Houlsby (1990, p.253)

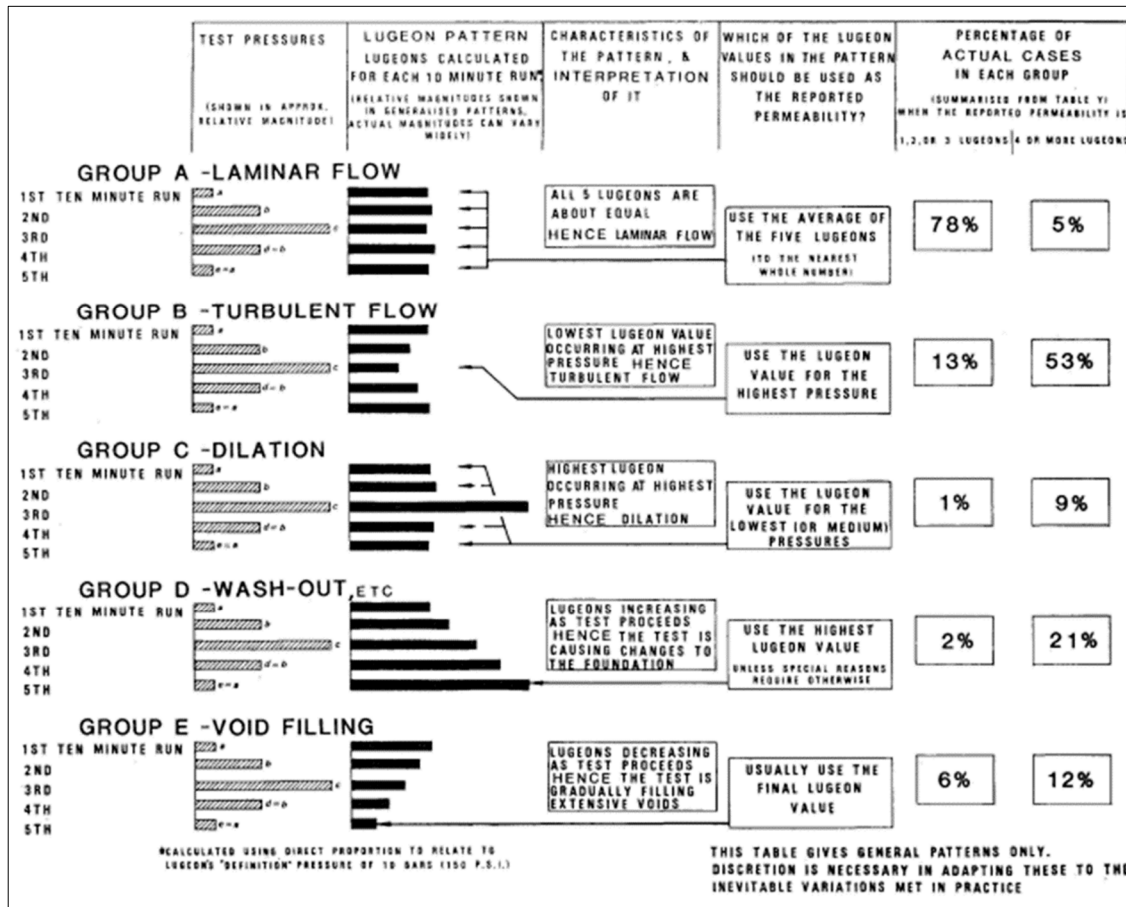


Figure 1.20 Interprétation de l'essai Lugeon
Tirée de Houlsby (1976, p.305)

1.7 Injection cimentaire de fissure rocheuse

Cette section a pour but de recueillir les différentes avancées concernant l'injection cimentaire de fissures rocheuses pour obtenir des pratiques et méthodologies pouvant s'appliquer à l'injection de résine dans les fissures de béton. Pour débiter, un guide d'injection cimentaire basé sur la pression et le volume d'injection et qui est très présent dans la littérature est présenté : le « *grout intensity number* » (ex : Kettle & Katterbach, 2015; Norwegian Tunnelling Society, 2011; Rafi & Stille, 2015; Rahmani, 2009). Par la suite, quelques résultats d'un projet de recherche important sur l'injection de fissures rocheuses sont détaillés. Pour conclure cette section, le phénomène du « *jacking* » servant à établir la pression d'injection maximale lors d'injection de fissures rocheuses est présenté.

1.7.1 « Grout intensity number » (GIN)

Le « *grout intensity number* » (GIN) est une méthode empirique faisant le lien entre la pression et le volume d'injection (Lombardi & Deere, 1993). La valeur du GIN représente le produit de la pression et du volume d'injection. Il est employé pour des injections de coulis cimentaire dans une fissure rocheuse. Il permet d'avoir un résultat de meilleure qualité, économique et minimisant les risques de dilatation et autres endommagements dus à des pressions trop élevées (Brantberger, Stille, & Eriksson, 2000; Rafi & Stille, 2015). Pour que les résultats soient valables, les quatre éléments suivants doivent être respectés :

- un seul mélange de coulis cimentaire employé avec un ratio eau/ciment de 0.67 à 0.8/1;
- la pression d'injection est basse ou moyenne au départ et augmente graduellement;
- la pression, le volume et le débit doivent faire l'objet d'un suivi durant l'injection;
- la fin de l'injection est atteinte lorsque la courbe des données (pression-volume) atteint la courbe d'arrêt.

Les équations 1.22 et 1.23 sont utilisées pour estimer certains éléments. La pénétration maximale du coulis (I_{max}) est influencé par le cisaillement (τ). V_o est obtenu par l'équation 1.23.

$$I_{max} = \frac{pb}{2\tau} \quad (1.22)$$

$$V_o = \pi b I_{max}^2 \quad (1.23)$$

La figure 1.21 présente cinq courbes (courbes d'arrêt) établies par Lombardi & Deere (1993) selon l'ordre de grandeur maximale du GIN. Les différentes courbes permettent d'établir la valeur du GIN maximale pour éviter la fracturation du roc en raison d'une pression d'injection très importante. Kettle & Katterbach (2015) présente un tableau où le choix de la courbe peut être effectué en fonction du « *rock mass rating* » (RMR) ou « *rock quality designation* » (RQD) (tableau 1.6).

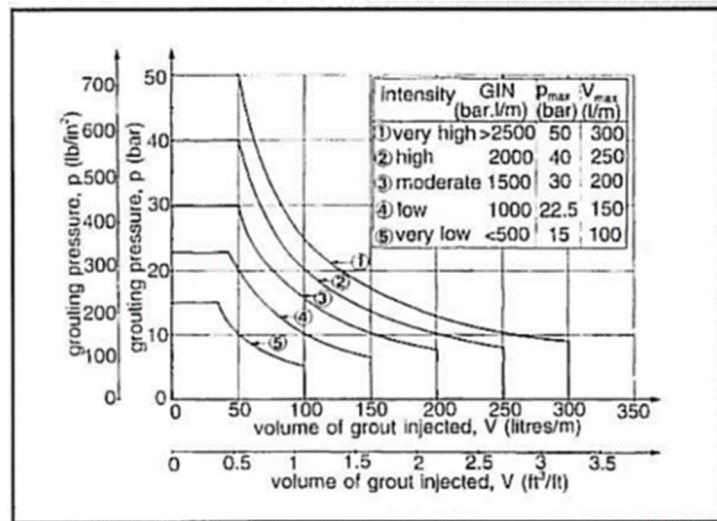


Figure 1.21 Courbe de la valeur maximale du GIN pour éviter une fracturation du roc
Tirée de Lombardi & Deere (1993, p.4)

Tableau 1.6 Intensité de la valeur du GIN selon les essais RMR et RQD
Tirée de Kettle & Katterbach (2015, p.18)

GIN values with typically correlated geomechanical rock mass quality ranges. Note: the indicated GIN values should be consistent with the project requirements, and borehole location.					
Intensity	GIN [bar. litre/m]	RMR		RQD	
Very high	> 2'500	81-100	very good	91-100	excellent
High	1'500 - 2'500	71-80	good	76-90	good
Moderate	1'000 - 1'500	41-70	fair - good	51-75	fair
Very low - low	< 500 - 1'000	<40	very poor - poor	<50	very poor - poor

Les auteurs mentionnent l'importance d'utiliser du superplastifiant pour diminuer la viscosité du coulis. Il faut également effectuer des essais préliminaires pour déterminer le ratio eau/ciment optimal. L'injection d'eau avant la procédure d'injection du coulis est importante pour qu'une déshydratation du coulis ne s'effectue pas lors de l'injection. La figure 1.22 est un exemple tiré de Lombardi & Deere (1993). Cette figure montre un exemple où la valeur du GIN est calculée durant l'injection. Les résultats sont séparés selon quatre types de fissures :

importante (1), moyenne (2), fine (3) ou très fine (4). Tel qu'il est possible de le constater, la description de l'ouverture se fait de manière qualitative et non quantitative. Les essais prennent fin lorsque le GIN calculé atteint la courbe d'arrêt. Il n'existe aucun protocole d'injection tel que le GIN pour effectuer des injections de résine dans une fissure béton.

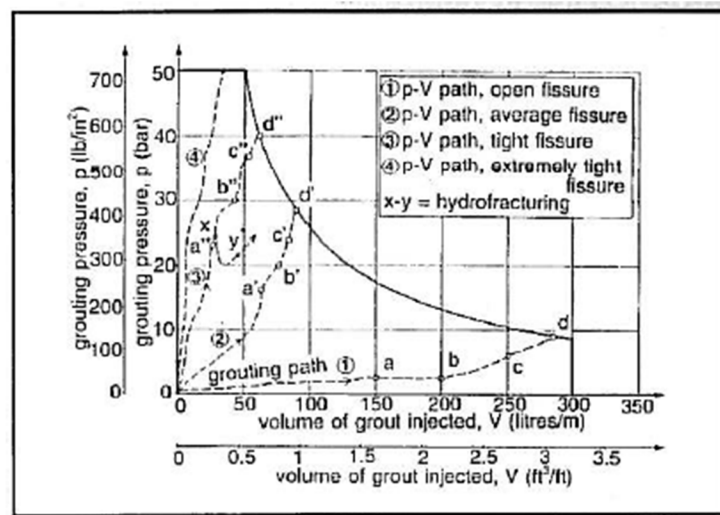


Figure 1.22 Exemple de résultats de l'utilisation du GIN selon l'ouverture de la fissure
Tirée de Lombardi & Deere (1993, p.4)

1.7.2 Injection des fissures rocheuses pour entreposage de résidus radioactifs

En Suède, l'entreposage de résidus radioactifs se fait à des profondeurs de 400 à 700 m (Emmelin et al., 2007). Pour éviter la contamination du roc et de l'eau souterraine, des injections cimentaires ont été effectuées pour sceller les fissures rocheuses. Plusieurs projets de recherche visant à l'amélioration de la technique d'injection cimentaire ont donc été entrepris par la même équipe de chercheur.

Plusieurs projets de recherche ont permis d'apporter une contribution à l'injection de fissures rocheuses (ex : Eriksson, 2002; Emmelin, Eriksson, & Fransson, 2004; Emmelin et al., 2007; Fransson, 2003; Gustafson & Stille, 1996; Funehag & Fransson, 2006). La figure 1.23 montre une méthodologie pour effectuer des injections de fissures rocheuses afin d'imperméabiliser

un tunnel. La caractérisation hydrogéologique du site, l'établissement des caractéristiques hydrauliques ainsi que le développement du protocole d'injection sont les principales étapes pour effectuer une injection. Il est possible de constater que la caractérisation des fissures est très importante sur cette figure. Des éléments tels que l'ouverture hydraulique sont à la base de la conception du protocole d'injection.

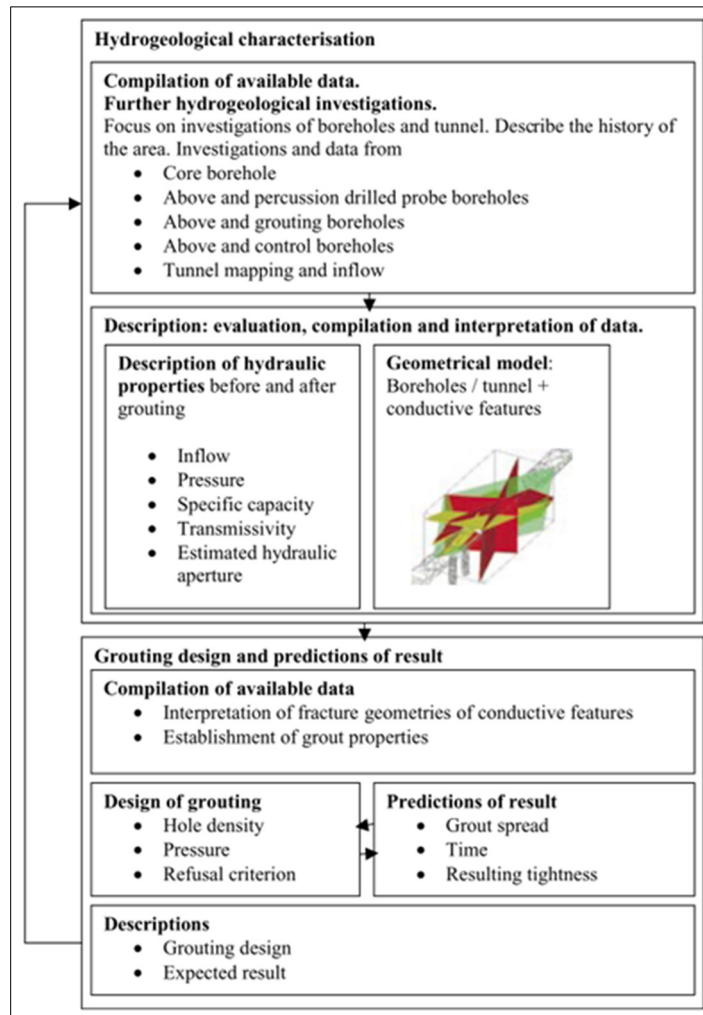


Figure 1.23 Méthodologie pour l'injection de fissures rocheuses

Tirée de Emmelin et al. (2004, p.16)

Les travaux d'Eriksson (2002) ont permis de montrer l'étendue de l'utilisation d'un procédé stochastique lors de la conception du protocole d'injection. La représentation géométrique

d'une fissure est effectuée à l'aide d'un réseau orthogonal d'éléments conducteurs. Ce réseau est basé sur des valeurs en fonction de la distribution et les dimensions de l'ouverture, les conditions aux frontières et toutes autres caractéristiques physiques qu'il est possible de retrouver pour une fissure rocheuse. L'ouverture dans l'espace suit une distribution log-normale. Un réseau orthogonal formant une fissure est constituée de nœuds et de canaux d'écoulement. L'ouverture d'un canal d'écoulement représente la moyenne de l'ouverture entre les deux nœuds connectés. La figure 1.24 présente une comparaison des valeurs d'ouverture obtenues entre une aire de contact de 0 et 30%. Il est possible de voir qu'une aire de contact de 30% résulte en des valeurs d'ouverture nulles à plusieurs endroits sur la fissure. La figure 1.25 présente un exemple d'une fissure unique en trois dimensions. Les délimitations carrées de couleur blanche représentent les endroits où l'ouverture est nulle. Avec cette méthodologie, il a été possible de modéliser l'injection de coulis cimentaire à l'aide d'un puits. La figure 1.26 présente un comparatif de la distribution de la pression en trois dimensions lorsque le rayon du puits d'injection est différent et pour une ouverture fixe de 0,1 mm. Il est important de noter que la valeur de la pression est très haute autour du puits. La valeur de la pression chute de approximativement de 50% sur une distance de 2 mètres. La figure 1.27 présente des résultats de pénétration du coulis selon différents rayons de puits. Les résultats montrent que le plus grand rayon obtient de meilleurs résultats de pénétration.

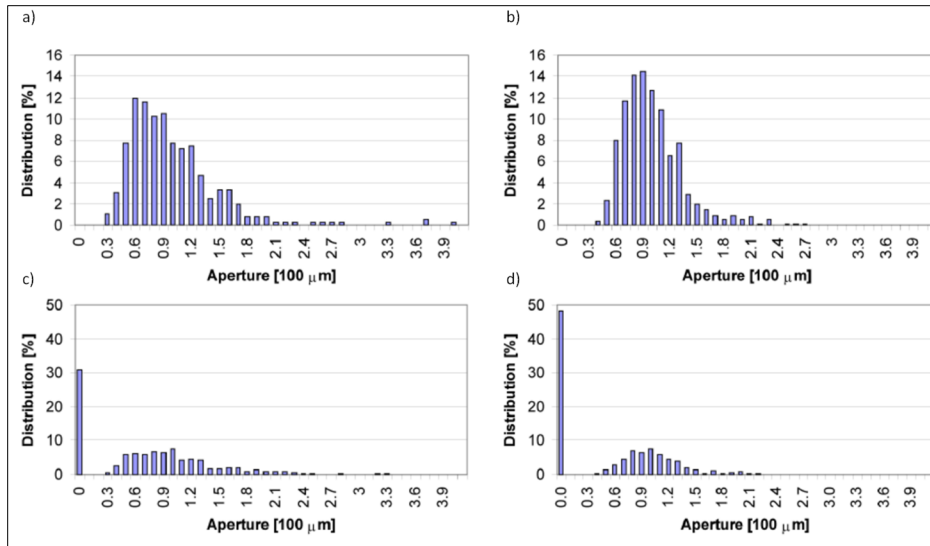


Figure 1.24 Distribution de l'ouverture selon un procédé stochastique

- a) Nœuds avec aire de contact de 0%
 - b) Canaux d'écoulement avec aire de contact de 0%,
 - c) Nœuds avec aire de contact de 30%,
 - d) Canaux d'écoulement avec aire de contact de 30%
- Tirée de Eriksson (2002, p.31)

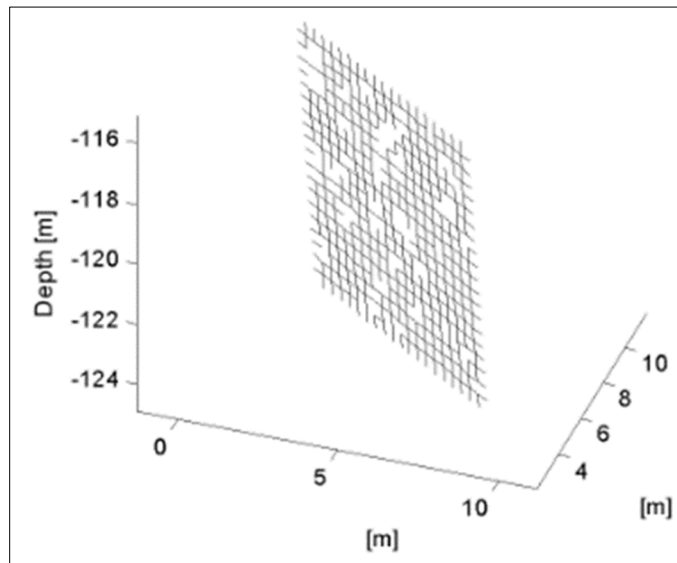


Figure 1.25 Exemple de fissure unique utilisée pour modélisation suite à l'utilisation d'un processus stochastique pour établir l'ouverture

Tirée de Eriksson (2002, p.31)

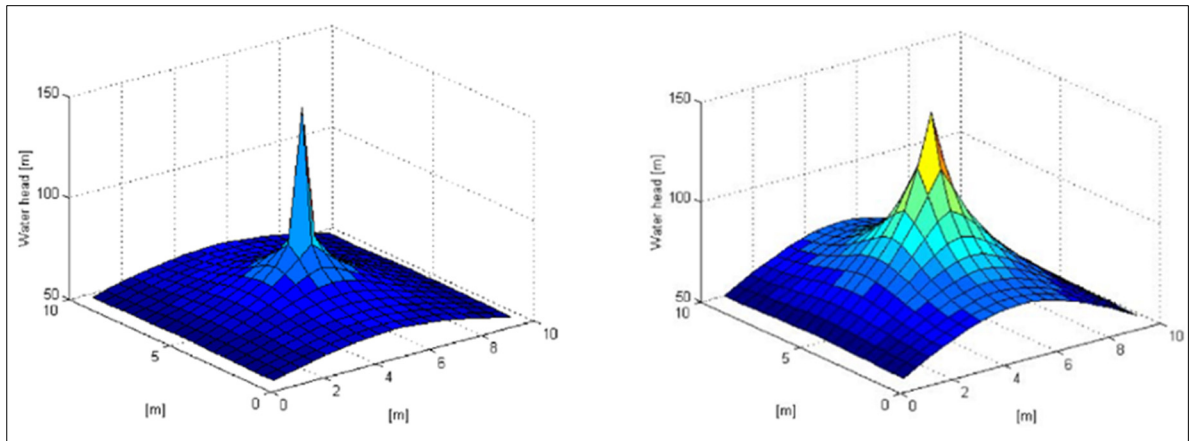


Figure 1.26 Comparaison de distribution de la pression entre deux rayons de puits différents
Tirée de Eriksson (2002, p.101)

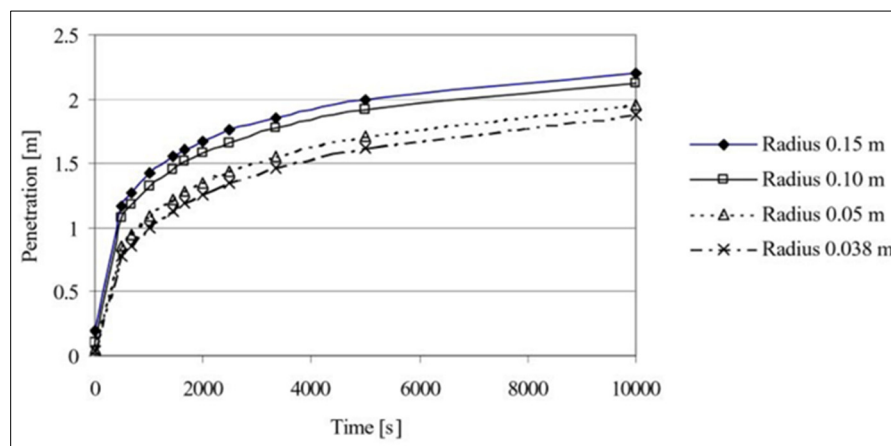


Figure 1.27 Pénétration du coulis en fonction du temps pour différents rayons de puits
Tirée de Eriksson (2002, p.31)

1.7.3 Pression d'injection maximale et dilatation du roc

Plusieurs auteurs mentionnent l'importance de ne pas excéder la pression *in-situ* du roc menant à de la dilatation et de déformations. Lorsque c'est le cas, le phénomène de « *jacking* » survient (Gustafson & Stille, 1996; Rafi & Stille, 2021; Rafi & Stille, 2015; U.S. Department of Transportation, 1983). La figure 1.28 présente les deux types de « *jacking* ». Le premier type est appelé « *jacking* » élastique. Les déformations du roc dues à une pression d'injection trop

élevée ne sont pas permanentes. Dans le cas de la figure 1.28, les résultats montrent que qu'une pression d'injection ne dépassant pas trois fois la pression in-situ du roc constitue une pression adéquate. L'augmentation de pression conduisant à une déformation permanente est appelée « *jacking* » ultime. Tel que la figure 1.28 le montre, la déformation permanente survient généralement lorsque la pression d'injection est plus de trois fois supérieure la pression *in-situ* du roc menant à de la dilatation et de déformations.

Selon le U.S. Department of Transportation (1983), autant l'injection au refus que le « *Jacking* » mène à une pression constante dans le temps (Figure 1.29a et 1.29b). Rappelons que Trout (2006) mentionna qu'une pression d'injection constante dans le temps peut signifier que l'état de refus est atteint pour l'injection d'époxy dans une fissure de béton. En pratique, il serait très difficile de différencier les deux courbes de la pression (état de refus et « *Jacking* ») puisqu'elles ont la même forme. Cependant, les courbes du débit d'injection sont différentes. Le débit diminue lorsque l'état de refus est atteint alors qu'il augmente lors du « *Jacking* » a lieu.

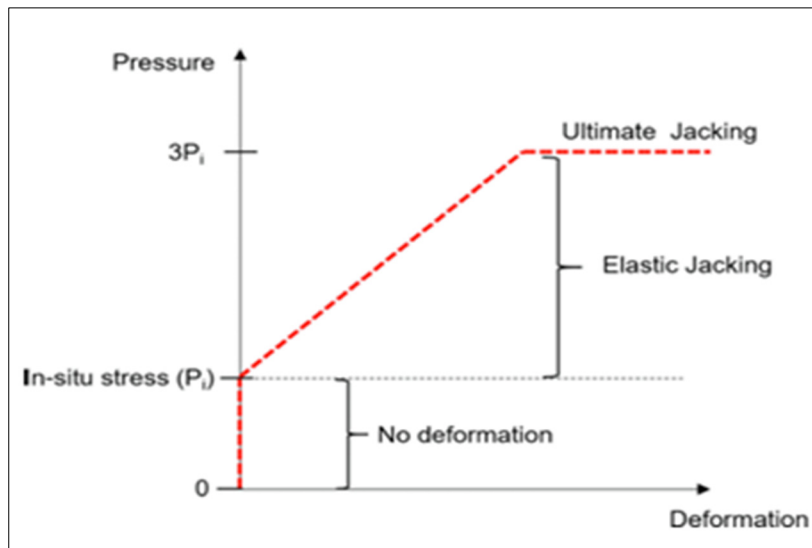


Figure 1.28 Pression en fonction de la déformation menant au « *Jacking* »

Tirée de Rafi & Stille (2021, p.3)

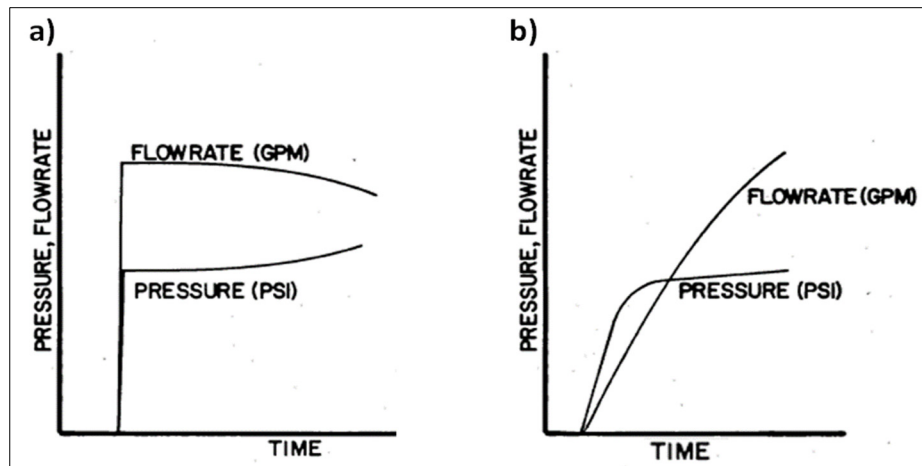


Figure 1.29 Pression et débit d'injection fonction de la durée d'injection
 a) État de refus
 b) Phénomène du « *Jacking* »
 Tirée de U.S. Department of Transportation (1983, p.93)

1.8 Modélisation numérique

Un modèle numérique permet de reproduire ou extrapoler des résultats basés sur les différents intrants du modèle. La revue de littérature effectuée par Berre et al. (2019) montre que les modèles numériques qui simulent l'écoulement de liquide dans une fissure se concentrent sur un des trois éléments suivants :

1. Reproduction adéquate de l'écoulement dans une fissure;
2. Reproduction adéquate de l'écoulement lorsqu'une fissure interagit avec un autre milieu poreux;
3. Reproduction adéquate de l'écoulement dans un système regroupant plusieurs fissures.

En tunnel, il est possible de retrouver une fissure unique ou un réseau de fissures à injecter. Ce projet de recherche s'est focalisé sur l'injection d'une fissure unique seulement. Les nombreux modèles numériques présentés dans la littérature utilisent entre autres la méthode des éléments finis pour simuler l'écoulement dans une fissure (ex : Diersch, 2013; Gao, Zhang, & Oh, 2022; He, Sinan, Kwak, & Hoteit, 2021; Zou, Håkansson, & Cvetkovic, 2020). Diersch (2013)

mentionne que le but d'un modèle numérique utilisant la méthode des éléments finis est d'approximer la solution basée sur les équations d'écoulement à partir de discrétisation temporelle et spatiale. La discrétisation se définit par la séparation du domaine en sous-domaine pour effectuer une analyse en tout point et temps précis. La liste suivante résume les éléments importants à définir lors de la conception d'un modèle numérique pas éléments finis :

Domaine : Le domaine est la région spatiale étudiée par le modèle numérique. Selon la méthode utilisée, le domaine peut correspondre à une fissure, à un réseau de fissures ou à une combinaison de fissures et de matrice poreuse. La figure 1.30 présente le domaine 2D utilisé par Gan & Elsworth (2016). Dans leur cas, le domaine correspond à un réseau de fissures discrètes et à la matrice entre les fissures. Pour la modélisation d'une fissure unique, le domaine peut être représenté par un plan cartésien avec un système de coordonnées x, y . L'ouverture de la fissure doit être définie en tout point sur le plan de la fissure.

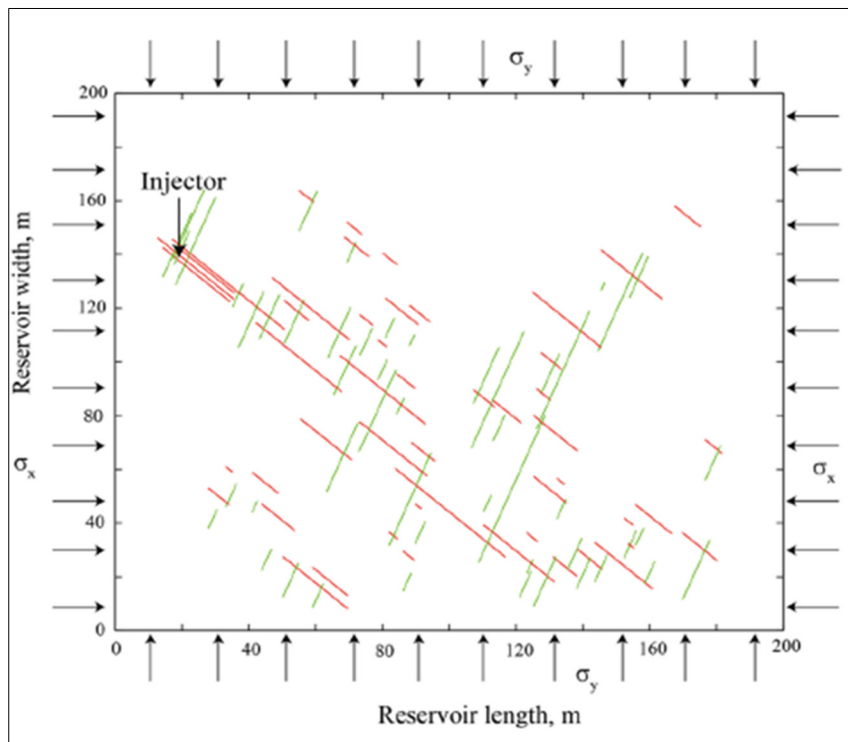


Figure 1.30 Domaine pour simuler l'écoulement dans un réseau de fissures

Tirée de Gan & Elsworth (2016, p.54)

Un modèle stochastique doit être utilisé pour évaluer l'effet de la variabilité de l'ouverture sur l'écoulement. Un processus stochastique implémente des valeurs aléatoires de l'ouverture selon la distribution statistique choisie. Les valeurs d'ouverture aléatoires sont utilisées pour calculer la conductivité hydraulique du milieu qui varie en tout point sur le plan de la fissure. Plusieurs types de distribution des fréquences peuvent être implémentés. La majorité des ouvrages utilisent des distributions normale ou lognormale pour modéliser la variation de l'ouverture (ex : Berre, Doster, & Keilegavlen, 2019; Felisa, Lenci, Lauriola, Longo, & Di Federico, 2018, Li, Jiang, Couples, & 2019; Ye, Liu, Jiang, & Zhou, 2015). Par exemple, pour que les valeurs aléatoires respectent une distribution lognormale, l'équation de densité de probabilité présentée à l'équation 1.24 doit être respectée. Les équations 1.25 et 1.26 présentent respectivement l'espérance (α) et la variance (β). Ces équations sont influencées par la moyenne des ouvertures (m).

$$f(b) = \frac{1}{b\beta\sqrt{2\pi}} e^{\left[\frac{-(\ln(b)-\alpha)^2}{2\beta^2}\right]} \quad (1.24)$$

$$\alpha = \ln\left(\frac{m^2}{\sqrt{m^2 + s^2}}\right) \quad (1.25)$$

$$\beta = \sqrt{\ln\left(\frac{m^2}{s^2}\right) + 1} \quad (1.26)$$

Conditions initiales et aux frontières : Les conditions initiales spécifient les valeurs qui devront être analysées lors de la simulation de l'écoulement dans le domaine au temps $t = 0$. Les conditions initiales des éléments variant lors de la simulation doivent donc être fournies. Les conditions aux frontières représentent les conditions émises sur les limites du domaine. La figure 1.31 présente, comme exemple, les conditions aux frontières de Li et al. (2019).

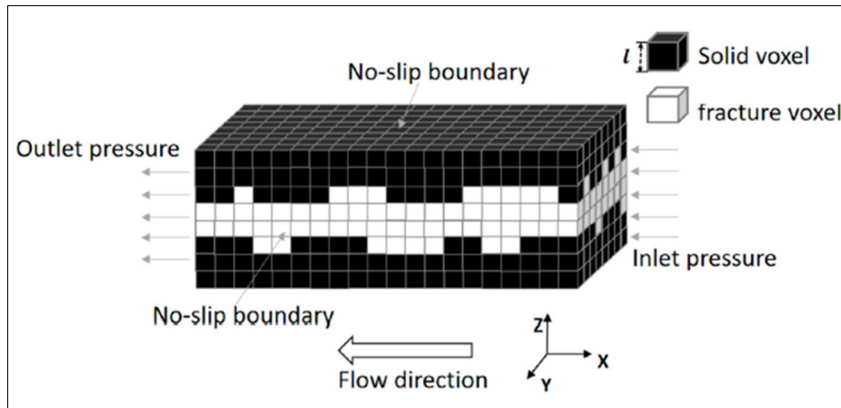


Figure 1.31 Conditions aux frontières utilisées dans un domaine
Tirée de Li et al. (2019, p.7)

Maillage : La séparation du domaine est effectuée par ce qui est appelé le maillage. Cela va influencer le nombre de solutions à calculer par le logiciel, la précision du résultat final et le temps nécessaire pour obtenir le résultat final. La figure 1.32 est tirée de Diersch (2013) où un exemple de maillage est effectué pour analyser l'écoulement subit par un puits de pompage dans un domaine représentant un milieu poreux fissuré.

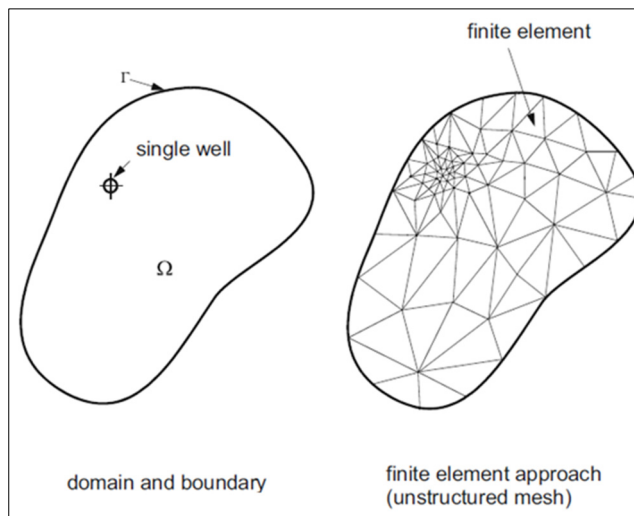


Figure 1.32 Maillage pour analyse par éléments finis de l'impact d'un puits de pompage dans un domaine

Tirée de Diersch (2013, p.240)

Équations d'écoulement : Chaque élément produit par le maillage fait l'objet de résolution des équations d'écoulement. La résolution s'effectue de manière matricielle. L'approximation est effectuée de manière à établir les degrés de liberté (D_n) respectant l'équation de dérivées partielles (EDP) établie.

Bear et al. (1993) identifient l'équation de la conservation de la masse telle que présentée à l'équation 1.27. Pour simuler l'écoulement dans un milieu non saturé, certains auteurs utilisent l'équation de Richard (1931) (ex : Abdelghani, Aubertin, Simon, & Therrien, 2015; Kumar, List, Pop, & Radu, 2020; List, Kumar, Pop, & Radu, 2020). Cette équation prend en compte que la fissure a des parois où de l'écoulement d'air et de liquide a lieu. L'équation 1.28 présente une version de la loi de Richards qui peut être implémentée avec l'équation de Darcy (Éq. 1.29) tout en respectant le principe de conservation de masse. Elle est influencée par la teneur en eau volumique (θ), la pente de la relation entre la teneur en eau et la charge de pression (C_m) (Équation 1.30), l'emmagasinement (S) ainsi que le degré de saturation (S_r). La courbe de rétention est utilisée pour calculer la valeur de $\frac{\partial S_r}{\partial p}$ de l'eau telle que la figure 1.33 le montre. Cette figure présente deux exemples de courbe de rétention présentés par Abdelghani et al. (2015).

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} = -\nabla(\rho V) \quad (1.27)$$

$$\nabla \cdot q = \frac{\partial \theta}{\partial t} \quad (1.28)$$

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = (S_r S + \frac{C_m}{\rho g}) \frac{\partial p}{\partial t} \quad (1.29)$$

$$C_m = \frac{\partial S_r}{\partial p} \rho g \quad (1.30)$$

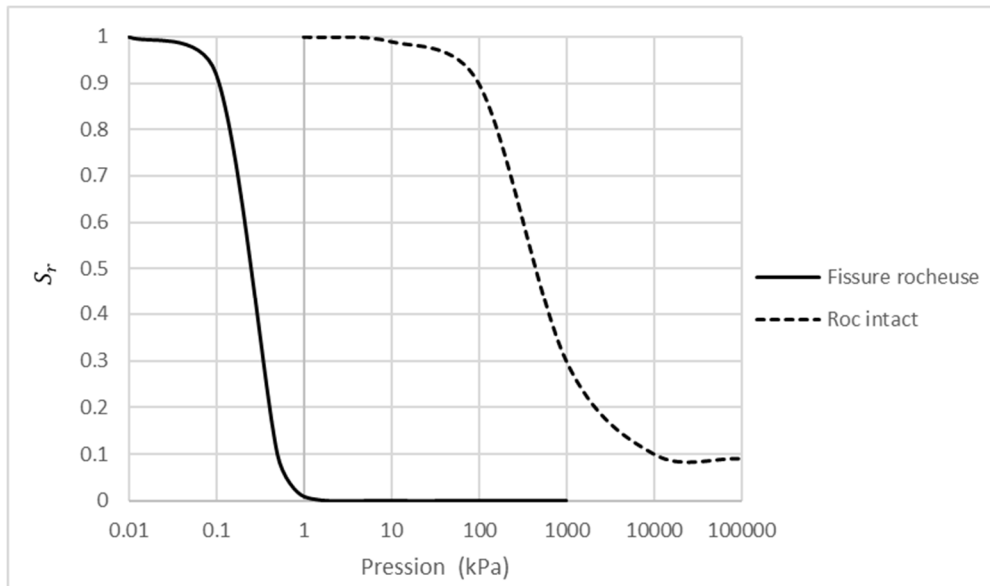


Figure 1.33 Exemple de Courbes de rétention pour établir l'état de saturation du domaine
Tirée de Abdelghani et al. (2015, p. 3)

Type de simulation : Deux types de simulations sont retrouvées : stationnaire et transitoire. La simulation de type stationnaire signifie que le temps ne joue pas de rôle dans la résolution du modèle. La simulation de type transitoire est donc nécessaire dans le cadre de modélisation numérique de l'injection, car la variable du temps joue un rôle très important.

Pour établir le modèle conceptuel de la fissure à des fins de modélisation numérique, il est possible de retrouver deux modèles différents : continu et discret (Bear et al., 1993, Berre et al., 2019; Eriksson, 2002; Jarrahi et al., 2019; Royer, Auriault, Lewandowska, & Serres, 2002). Pour les fissures rocheuses, le modèle continu stipule la propriété de la masse rocheuse en se basant essentiellement sur un volume représentatif élémentaire appelé « *REV* ». Ce modèle prend donc en compte une homogénéité des propriétés hydrauliques pour pouvoir effectuer une étude macroscopique de l'écoulement. Dans le cas du modèle discret, une analyse microscopique est effectuée en séparant la fissure en plusieurs éléments. Dans tous les cas, la discrétisation par maillage est imposée au modèle et l'étude par éléments finis est réalisée pour atteindre une convergence selon des conditions initiale et aux frontières. La discrétisation sera cependant très simplifiée pour un modèle continu et beaucoup plus complexe dans le cas d'un

modèle discret. Berre et al. (2019) subdivise les deux types de modèles en sous-groupe. Les sous-groupes sont présentés à la figure 1.34. Ils sont définis de la manière suivante :

Réseau de fissures discrètes (« *Discrete fracture network* » : DFN) : Ce modèle permet d'avoir une très bonne représentation géométrique de la fissure ou du réseau de fissure à l'étude. L'accent est mis sur la variation de l'écoulement dans l'espace que représente la fissure et permet d'avoir une bonne perspective sur l'hétérogénéité de la propagation. Les plaques parallèles formant la fissure sont considérées imperméables. Cela peut poser un problème si l'utilisateur du modèle numérique veut prendre en compte la matrice de roc (ou de béton).

Réseau de fissures matricielles (« *Discrete fracture matrix* » : DFM) : Ce modèle permet d'avoir une bonne représentation géométrique de la fissure ou du réseau de fissures tout en prenant en compte la matrice à l'étude. Cependant, produire un modèle numérique où la représentation géométrique de la fissure et de la matrice sont toutes deux prises en compte est très complexe. Le modèle est donc légèrement moins performant en ce qui concerne la représentation géométrique de la fissure ou du réseau de fissures en comparaison au modèle DFN. Selon la figure 1.34, ce modèle se rapproche le plus d'un milieu poreux fissuré réel.

Modèle continu simple (« *Single-continuum model* ») : Ce modèle est obtenu en insérant des valeurs moyennes importantes au domaine dans un « *REV* » tel que K . Ces valeurs moyennes permettent donc d'avoir une homogénéisation du domaine et simplifier la résolution mathématique des équations d'écoulement lors de l'utilisation du modèle numérique. L'inconvénient de cette méthode est que les propriétés hydrauliques d'une fissure varient selon l'espace et l'écoulement n'est pas similaire en tout point de la fissure. Cela fait en sorte que ce modèle n'est pas adapté pour des simulations complexes puisqu'il ne tient pas en compte l'hétérogénéité du milieu poreux fissuré.

Modèle continu multiple (« *Multi-continuum model* ») : Ce modèle utilise la superposition de plusieurs milieux poreux fissurés pour établir un milieu poreux fissuré final. Chaque milieu poreux utilisé à ses propres valeurs moyennes qui peuvent être par exemple un « *REV* » et K .

Les valeurs produites par un modèle sont transférées au prochain pour effectuer la simulation. La seule contrainte imposée lors du transfert est la loi de la conservation de la masse.

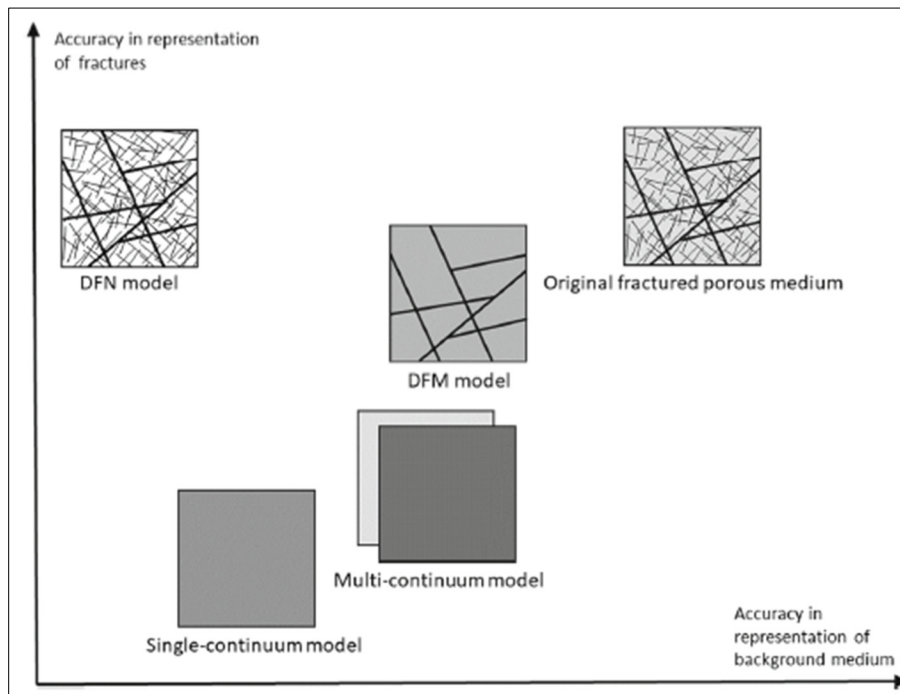


Figure 1.34 Modèles conceptuels de milieux poreux fissurés
Tirée de Berre et al. (2019, p.223)

Le type de modèle doit être sélectionné selon le contexte qui est à l'étude. Le modèle continu simple permet une simulation rapide et efficace lorsqu'une seule fissure est à l'étude, l'hétérogénéité du milieu n'est pas un facteur important et que les intrants dans le modèle ne varient pas selon le temps ou l'espace. Si un réseau de fissures complexe est simulé, le modèle continu multiple est préférable puisqu'il sera possible de tenir en compte l'anisotropie des différents éléments implémentés dans le modèle tels que K . Les modèles DFN et DFM sont préférables lorsque l'analyse dans l'espace est complexe. Par exemple, si l'utilisateur du modèle souhaite porter une attention particulière au point d'injection, le maillage peut être modifié en conséquence pour obtenir une analyse approfondie de l'écoulement autour du point d'injection tout en négligeant la perméabilité de la matrice.

Pour affirmer que le modèle numérique produit des résultats adéquats, le principe de vérification et validation est requis. Thacker et al. (2004) détaillent le principe de vérification et validation :

Vérification : La vérification représente l'identification et la suppression des erreurs dans la programmation. La vérification peut être séparée à son tour en deux éléments. Le premier élément est la vérification du code utilisé pour la modélisation. Il ne doit pas y avoir d'erreur dans le code. Le deuxième élément est la vérification des calculs mathématiques. Les principales erreurs de calcul pour la méthode des éléments finis sont reliées aux discrétisations spatiale et temporelle, soit au maillage et au pas de temps (Thacker et al. 2004). Les erreurs de discrétisation sont déterminées avec des analyses de convergence.

Validation : La validation se définit par l'interprétation des résultats finaux du modèle en effectuant une comparaison avec des résultats expérimentaux connus. Par exemple, ces résultats comparatifs peuvent être issus de modèles physiques en laboratoire ou d'essais *in-situ*. La modélisation numérique peut donc être utilisée en combinaison avec d'autres types d'analyse pour montrer un phénomène.

1.9 Conclusion de la revue de littérature

Cette revue de littérature avait pour but de rassembler l'expertise et notion de toutes les œuvres produites concernant l'injection de résine dans les fissures de tunnel en béton pour étanchéisation afin de guider le projet de recherche. La revue de littérature a montré que cette technique se base essentiellement sur l'expérience du professionnel effectuant l'injection. Malgré le fait que cette technique soit utilisée depuis plusieurs dizaines d'années et que de nombreux guides sont disponibles, il est impossible de trouver une méthode assurant le succès de l'injection en tout temps et optimisant les résultats. Cela est essentiellement en raison du manque de notions concernant la caractérisation de l'écoulement dans une fissure de tunnel en béton lors d'une injection. Les notions élémentaires qui gouvernent l'écoulement dans milieu poreux fissuré de toutes sortes sont connues telles que l'établissement de la perméabilité

intrinsèque d'un milieu fissuré (Éq. 1.6) et la nécessité de produire l'ouverture de la fissure avec un procédé stochastique pour fin de modélisation. Cependant, elles n'ont pas encore testé ou adapté au contexte d'une injection de fissure de tunnel en béton. Les éléments suivants nécessiteraient d'être approfondis :

- Cette revue de littérature a montré l'importance de l'ouverture lors d'une injection en présentant le fait que l'ouverture de la fissure influence la majorité des paramètres d'écoulements d'Hakami (1995). La distribution de l'ouverture dans l'espace des fissures de tunnel en béton (lognormale ou normale dans le cas des fissures rocheuses) et son impact sur l'écoulement sont encore inconnus. Les travaux de Trout (2006) peuvent être pris comme exemple. Il s'est avéré que l'ouverture est beaucoup plus importante sur la façade intérieure de la structure (intrados) et diminue au fur et à mesure en profondeur (extrados). Cet impact de la diminution progressive de l'ouverture est encore inconnu sur la méthodologie et résultat de l'injection en tunnel.
- Quelques références soutiennent que la résine se propage radialement lors de l'écoulement dans une fissure de béton (ex : Trout, 2006). Cependant, aucune littérature publique montrant des résultats d'injection dans une fissure de béton en tunnel n'a été trouvée. Cette simplification provient, par exemple, de résultats d'essais en laboratoire réalisés en conditions contrôlées comme à la figure 1.35 (orifice du milieu représentant le point d'injection). Karol (2003) a obtenu une propagation radiale pour des injections de résine dans du sable et dans des conditions qu'il décrit comme étant « *absolutely uniform conditions (such as can be obtained in a laboratory but hardly ever in the field)* » (Karol, 2003, P.252). Davantage de travaux montrant une propagation radiale de manière *in-situ* dans une fissure de béton sont donc nécessaires pour confirmer cette hypothèse.

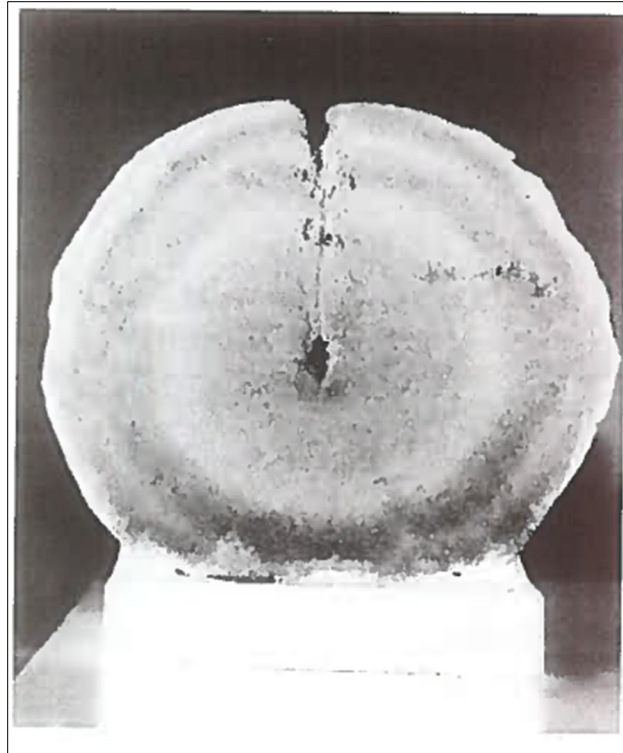


Figure 1.35 Propagation radiale de la résine lors d'injection dans du sable
Tirée de Karol (2003, p.252)

- Un autre élément manquant à l'étude de l'écoulement de résine dans une fissure de béton est un essai *in-situ* de caractérisation hydraulique de la fissure. Peu importe le milieu, un essai *in-situ* à l'avantage de prendre en compte l'hétérogénéité du milieu étudié et émet des résultats spécifiques à ce milieu. Cela fait en sorte que les valeurs tirées sont beaucoup plus précises et de meilleures recommandations peuvent être émises pour optimiser les travaux envisagés. Par exemple, il n'existe présentement aucune manière d'établir le volume d'injection d'une fissure. Il serait possible d'évaluer le volume requis par un essai *in-situ* mesurant la conductivité hydraulique et établissant l'ouverture hydraulique. Cela permettrait d'ajuster les paramètres d'injection (pression, durée de l'injection, etc.) selon le type de fissure et avoir des meilleurs résultats. Bref, un diagnostic des propriétés hydrauliques d'une fissure de béton aiderait grandement le professionnel responsable du projet à choisir les paramètres d'injection. Ce diagnostic n'est pas encore présent dans la littérature.

Puisqu'un manque important d'information subsiste dans le domaine des injections de résine de fissures de tunnel en béton, la revue de littérature s'est étirée dans le domaine des injections de coulis cimentaires de fissures rocheuses pour considérer la possibilité d'appliquer certains éléments dans le projet de recherche. Certains éléments concernant l'écoulement peuvent être réutilisés. Par exemple, la loi de Darcy peut s'appliquer pour l'écoulement d'un liquide dans une fissure de béton puisque c'est un milieu poreux tout comme peut l'être une fissure rocheuse. En ce qui concerne la technique d'injection de coulis cimentaires dans une fissure rocheuse, il est difficile de reprendre ce qui s'est fait pour plusieurs raisons.

Premièrement, les auteurs de la littérature concernant l'injection du roc ont opté pour une étude des propriétés hydrauliques d'une fissure à partir de ses propriétés mécaniques. Des éléments tels que l'indice *JRC* ou des essais en cisaillement standardisés sont utilisés pour quantifier des éléments importants liés à l'injection tels que l'ouverture. Ils sont uniquement applicables au roc puisqu'ils sont basés sur sa rhéologie et son contexte hydrogéologique. Aucun lien entre la rugosité d'une fissure de béton ou des résultats d'essai en cisaillement et ses propriétés hydrauliques ne sont établis dans la littérature. Il n'est donc pas possible d'appliquer cela au béton. Aucun lien entre les propriétés mécaniques du béton et les propriétés hydrauliques des fissures n'est disponible dans la littérature.

Deuxièmement, les différents essais *in-situ* développés pour les fissures rocheuses ne s'appliquent pas aux fissures de béton. Des modifications importantes doivent avoir lieu, surtout concernant la géométrie des éléments. Par exemple, les ports d'injections de résine ne font que quelques centimètres de diamètre comparativement à plusieurs dizaines de centimètres pour des puits dans le cas du roc. La distance de forage (pouvant atteindre plusieurs mètres dans le roc), le nombre de ports d'injection et la pression d'injection doivent également être modifiés. Certains essais tels que l'essai à charge constante, variable et l'essai Lugeon peuvent être adaptés pour répondre aux propriétés physiques, à la géométrie et contraintes maximales d'un tunnel en béton. Par exemple, il est possible d'émettre comme hypothèse que la pression d'injection dans le cas d'une fissure de béton doit être moins élevée que celle d'une

fissure rocheuse en raison de ces différentes propriétés mécaniques telles que la résistance en tension et compression.

Troisièmement, une différence rhéologique importante subsiste entre les résines et les coulis cimentaires. Les résines sont des polymères et font partie des fluides newtoniens alors que les coulis cimentaires font partie des fluides Bingham (Andersson, 1999; Eriksson, 2002; Emmelin et al., 2007). Dans le cas d'un fluide newtonien, l'écoulement du polymère est semblable à celui de l'eau. Le lien entre le gradient de vitesse du cisaillement et la contrainte de cisaillement est linéaire. C'est-à-dire que l'écoulement se produit dès qu'une contrainte de cisaillement est induite sur le liquide. Pour sa part, un coulis cimentaire est un fluide Bingham. Il est caractérisé par le fait que l'écoulement ne survient pas directement dès qu'une contrainte de cisaillement est appliquée. Une contrainte de cisaillement seuil (τ_0) doit être appliquée pour que cela impacte le gradient de vitesse. La figure 1.36 illustre la différence entre les deux modèles.

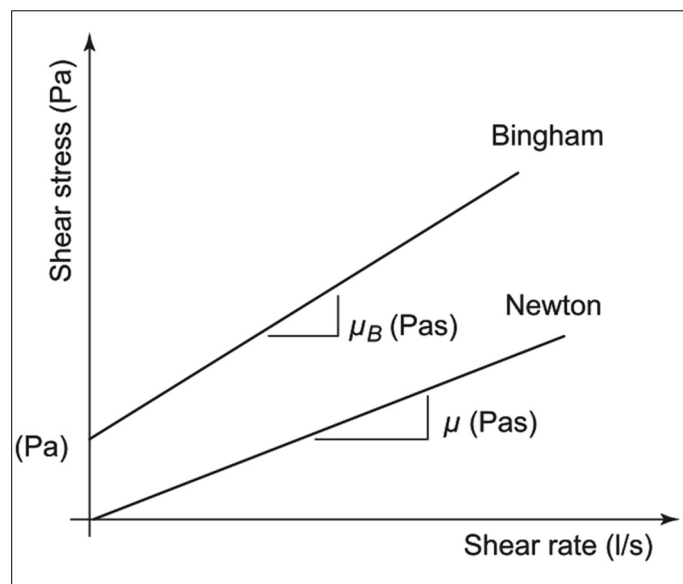


Figure 1.36 Différence entre le modèle rhéologique newtonien et Bingham
Tirée de Emmelin et al. (2007, p.26)

Dans le cas des coulis cimentaires, la thixotropie entre également en jeu. La thixotropie se définit par la modification de la viscosité lorsque de l'écoulement survient (Hoang, 2015; Khayat, Saric-Coric, & Liotta, 2002; Trinh Quang, 2012). Après avoir dépassé τ_0 , la valeur du cisaillement atteint un seuil où une baisse de la viscosité survient due à une déstructuration des particules. Après un certain temps, les particules se restructurent et la viscosité initiale est retrouvée. L'étude de la thixotropie est un élément à considérer lorsque des injections de coulis cimentaires sont effectuées puisque la modification de la viscosité affecte l'écoulement de manière importante. Selon la littérature montrée dans les sections précédentes, la baisse de la viscosité temporaire est souhaitable et devrait durer le plus longtemps possible dans le cas des fissures fines puisqu'une basse viscosité favorise la pénétrabilité. Ce phénomène n'est pas répertorié dans la littérature dans le cas des résines utilisées pour l'injection avant que la polymérisation ne débute.

De plus, l'écoulement d'un polymère en séparant l'analyse avant et après que la polymérisation débute. Tel qu'il est possible de le voir sur la figure 1.36, la viscosité dynamique issue de la relation entre le cisaillement et le gradient de vitesse est constante dans le temps dans le cas d'un fluide newtonien (pente constante). Cette viscosité dynamique constante dans le temps reste en place jusqu'au début de la polymérisation. Dès que la polymérisation débute, une importante augmentation de la viscosité dynamique survient. La revue de littérature s'est donc penchée sur ce phénomène. Une modification de la viscosité signifie que le polymère devient non-Newtonien (Bessmertnykh, Dontsov, & Ballarini, 2021; Li, Luo, Bhardwaj, Wang, & Delshad, 2016; Sochi, 2010; Zou, Håkansson, & Cvetkovic, 2020). Dans le cas d'un fluide non-Newtonien, le lien entre le cisaillement et le gradient de vitesse peut être exprimé selon une équation de puissance tels qu'illustré à la figure 1.37 et l'équation 1.31. Cette dernière représente le modèle Oswald-de Waele qui est utilisé dans la littérature pour établir la viscosité dynamique lors de l'état non-Newtonien (ex : Li et al., 2016; Zou et al., 2020). La valeur de μ est influencé par un facteur de consistance (f_c), le gradient de vitesse ($\dot{\gamma}$) ainsi que l'indice de comportement du fluide (n). Li et al. (2016) présente une manière de quantifier f_c et n basée sur la concentration de polymère.

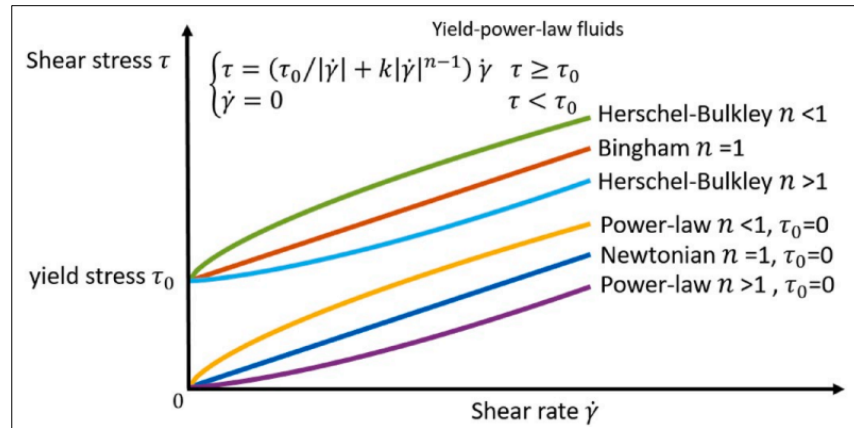


Figure 1.37 Description des sous-modèles rhéologiques à partir des modèles Newtoniens et Bingham
Tirée de Zou et al. (2020, p.2)

$$\mu = f_c \dot{\gamma}^{n-1} \quad (1.31)$$

Avec une valeur de n qui doit être supérieure à 1 dans le cas des résines, la viscosité dynamique se retrouve donc à gagner de l'importance durant la polymérisation du mélange injecté. Le polymère finit par être solide et aucun écoulement n'est possible. Une étude poussée sur le gradient de vitesse et les paramètres de l'équation 1.31 peut être effectuée lors de la modélisation numérique pour évaluer plusieurs scénarios d'écoulement (ex : Li et al., 2016; Zou et al., 2020). D'autres auteurs utilisent une simplification en établissant la variation de la viscosité dynamique à l'aide d'une équation de puissance qui est fonction du temps et de la viscosité dynamique initiale (ex : Hao et al., 2018; Han et al., 2021; Simakin & Ghassemi, 2005). Dans le cadre d'une injection dans une fissure, il est possible d'émettre comme hypothèse que la durée d'injection doit être inférieure au moment où la polymérisation débute pour éviter cette augmentation importante de la viscosité dynamique et faciliter l'écoulement. Le polymère doit donc rester dans un état newtonien le plus longtemps possible. Aucune littérature relatant le succès d'une injection de résine dans une fissure de béton prenant en compte le changement de type de fluide d'un polymère n'a été trouvée. La figure 1.38 présente une courbe typique de la viscosité en fonction du temps pour un polymère liquide pour

injection. Il est possible de voir que dans cet exemple, la résine est dans un état newtonien durant les 30 premières secondes et transitionne à l'état non-Newtonien par la suite.

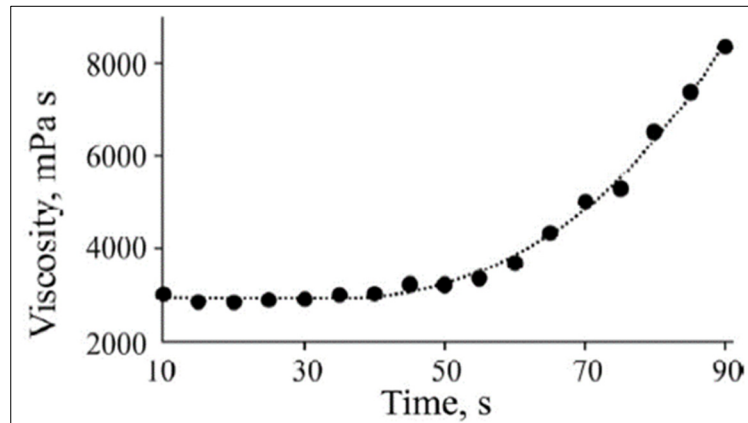


Figure 1.38 Exemple d'une viscosité variable d'un polymère en fonction du temps
Tirée de Shilova, Serdyukova, & Rybalkina (2022, p.860)

La modélisation numérique est un très bon outil pour prédire les résultats de l'injection, confirmer les résultats obtenus et faire varier certains paramètres physiques pour en connaître les conséquences. Un modèle DFN semble être un bon début puisque la distribution de l'ouverture est très importante et ce modèle a comme force de capter l'hétérogénéité de l'écoulement en fonction de l'espace. L'utilisation d'un modèle stochastique semble inévitable puisque la distribution de l'ouverture de la fissure influe de manière importante sur l'écoulement. Les conditions initiales et aux frontières telles que l'état de saturation (fissure humide ou sèche) et le produit de cachetage peuvent être incluses en combinaison pour vérifier leurs impacts. La variation de la viscosité dynamique en fonction du temps peut être modélisée pour en connaître les conséquences sur la distribution de la pression dans le temps ainsi que l'écoulement. Aucune littérature publique n'a été trouvée concernant un modèle numérique portant sur l'injection de résine dans une fissure de béton prenant en compte comme combinaison la variation de l'ouverture dans l'espace et de la viscosité dynamique dans le temps.

CHAPITRE 2

PHYSICAL AND NUMERICAL MODELS OF PRESSURE DURING WATERPROOFING INJECTIONS WITH POLYMER INTO CONCRETE FRACTURES

Khalil El Mekari^a, François Duhaime^b and Amirhossein Shafaei^c,

^{a,b and c} Département de Génie de la construction, École de Technologie Supérieure,
1100 Notre-Dame Ouest, Montréal, Québec, Canada H3C 1K3

Paper published in *Journal of Structural Integrity and Maintenance*,
July 2023

2.1 Abstract

Polymer injections in concrete fractures are commonly used for the waterproofing of tunnels. The pressure during the injection needs to be high enough to ensure polymer penetrability. This paper introduces two physical models for the study of the pressure inside concrete fractures during polymer injections. The injection parameters that were varied include pressure, injection duration, injection volume, location of the injection and pressure reading ports, and fluid dynamic viscosity. Water and water-glycerol mixtures were used to verify the influence of viscosity on flow. Tests were performed with both open and sealed fractures. The pressure inside the fracture during the injection was influenced by the dynamic viscosity, boundary conditions and the saturation level of the fracture. Sealed and initially moist fractures led to a higher pressure gain inside the fracture after achieving saturation. More than 40% of the injection pressure was already lost when the liquid entered the model. A numerical model of liquid flow in the fracture plane was developed with the finite element code COMSOL Multiphysics. It was able to replicate the influence of boundary conditions and initial fracture saturation on pressure. The model also shows how aperture and roughness influence the flow conditions in the fracture.

Keywords: water infiltration, waterproofing, polymer injections, concrete, fracture flow, cubic law, pressure.

2.2 Introduction

Water infiltration through concrete fractures in tunnels is a major issue that has important consequences such as concrete delamination and rebar corrosion (Association française des tunnels et de l'espace souterrain (AFTES), 2005). Fractures can be caused by concrete shrinking, material expansion inside the concrete and large strains (Rzezniczak, 2013). Polymer injection is a common solution for fracture waterproofing and repair (AFTES, 2016; Pattanaik, 2011; Trout, 2006). It is however very challenging to find publicly available literature on polymer injection and flow in concrete fractures in tunnels. There is no standard method to ensure the effectiveness of this waterproofing method. The consequences of injection in moist fractures are also poorly understood.

Waterproofing injections consists in the injection of a polymeric product with a pump inside the fracture. A constant flow or injection pressure is used. A sealing product is sometimes applied on the fracture trace at the concrete surface to keep the polymer inside the fracture (Trout, 2006). The target viscosity is generally low to ensure the penetrability of the liquid throughout the fracture (Emmelin et al., 2007; Karol, 2003). Acid, detergents or solvents are sometimes used to clean the fracture before the injection, but the importance of cleaning and the fluid that should be used remain controversial (Trout, 2006; von Fay 2015). The polymeric products that are generally used in all types of injections are epoxy, acrylamide, resorcinol-formaldehyde, calcium acrylate (AFTES, 2005; U.S. Army Corps of Engineers, 2004) and polyurethane (Andersson, 1999).

The main injection parameters are the resin dynamic viscosity, the location of the injection ports, injection pressure, injection duration, and injection volume (AFTES, 2016). Injection parameters are often arbitrary and it is difficult to find specifications that maximize the injection results. Available specifications are often contradictory. For example, for epoxy injection in vertical fractures, Trout (2006) recommends beginning the injection from the port where the flow resistance is least, while AFTES (2016) and von Fay (2015) recommend a bottom-to-top injection pattern. Trial-and-error approaches are often suggested (e.g. Trout,

2006). For the injection pressure, AFTES (2016) recommends 10 MPa as the maximum injection pressure if damages to nearby structures are unlikely. Trout (2006) suggests an injection pressure between 0.275 MPa and 3.5 MPa. Mangum et al. (1986) recommended to maintain an injection pressure under 172 kPa until the epoxy begins to flow out of the second injection port. Waterproofing injections are sometimes made when fractures are still leaking (AFNOR, 2013). Whereas some preliminary tests and parameter optimization methods based on field measurements are available for other types of injections, for example, the Grout Intensity Number (GIN) method for ground injection (Lombardi and Deere 1993), quantitative information on the relationship between injection parameters and fracture characteristics remains limited for waterproofing injections in concrete.

Physical models are one potential avenue to gain a better understanding of waterproofing injections in concrete. However, model examples in the literature are scarce. Andersson (1999) prepared a series of physical models using small tubing to simulate fractures. The models allowed the displacement of polyurethane in saturated fractures to be studied for varying injection pressure, water pressure, hydraulic gradient and tubing diameter. These models allowed many complex phenomena to be observed, such as post-injection volume changes, pressure buildups and formation of gaseous CO₂ at the injection front. The geometry was however much simplified compared to real fractures. Safan et al. (2019) built two concrete water reservoirs. They verified the performances of polyurethane waterproofing injections by recording the pressure decay in the reservoir before and after waterproofing injections. Resin flow in individual fractures was not studied. Other models in the literature have mainly aimed at studying the mechanical properties of resins for example the relationship between permeability and tensile stress (Haack 1991; Vrignaud 2000).

Numerical modelling is another potential avenue to improve our understanding of waterproofing injections in concrete. Flow in fractures can be modelled through the cubic law (Witherspoon et al. 1980). The cubic law implies laminar flow between two parallel plates with a constant aperture. Numerical modelling has been used to understand and predict the flow of cement grout during injection. Mohajerani et al. (2017), Sun et al. (2018) and Zou et

al. (2019) developed numerical models for the prediction of the propagation and the penetration of grout in rock fractures. Eriksson (2002) established the injection duration and volume needed for networks of rock fractures based on a stochastic representation of the fracture aperture. For fractured mortar samples, the numerical model presented by Akhavan et al. (2012) showed a reduction of the fracture permeability by a factor between 4 and 6 from what is predicted by the cubic law when the roughness and the tortuosity are considered.

The objective of this article is to study the injection pressure for different fracture conditions. It presents the results obtained with two physical models and one numerical model. The influence on injection pressure of boundary conditions, initial fracture saturation, and liquid viscosity were characterized. The resin dynamic viscosity, the location of the injection ports, injection pressure, injection duration, and injection volume were varied during the injection tests. One physical model was sealed to determine the effect of the surface capping on the pressure inside the fracture during the injections. Injections were conducted in dry and moist fractures to define the pressure behaviour during the injections in both environments. Simulations were made with the finite element software COMSOL Multiphysics to compare the pressure values of four combinations of saturation level and boundaries conditions: moist and sealed fracture, dry and sealed fracture, moist and open fracture, and dry and open fracture. The numerical model was also used to verify the influence of fracture aperture and roughness on the pressure. This paper presents some of the first examples of physical and numerical models for waterproofing injections. Such models can be seen as important tools to improve polymer injections durability and effectiveness.

The article begins with the presentation of the physical and numerical models. The results are presented next with emphasis on the injection pressure, a parameter than can easily be measured and that could form the basis of *in-situ* tests for the hydraulic characterization of fractures and injection monitoring methods similar to the GIN used for ground injection.

2.3 Material and Methods

2.3.1 Physical models of concrete fracture

Two physical models were developed. Both models consist of two concrete slabs cast on top of each other to simulate a fracture. Plastic wrap was inserted between the two slabs to be able to separate them after the concrete curing. All-purpose concrete mix (*Bomix* brand) was used. Tubing with a diameter of 6.35 mm was installed in both models during the models production for injection and pressure measurement during the tests. Both models were square with sides of 61 cm.

The first model had a thickness of 12.7 cm. Four tubes were installed at the corners 30 cm from the injection point to measure the pressure with a pressure gauge. One tube was installed in the middle for the injection point. The fracture opening on the side of the first model was not sealed to simulate injection in a fracture without surface capping.

The second model was developed for the purpose of analyzing the head loss in a fracture sealed with surface capping. The thickness of the model was 11.7 cm. Tubing with a diameter of 6.35 mm was installed at different locations in the model to measure the head loss. Figure 2.1a shows the position of the injection tubing and the pressure gauge used for the tests with the second model. Figure 2.1b shows a 3D view of the second model. Seven pressure gauges were installed, six on the model and one on the pump syringe to measure the injection pressure. A data logger system was used to record the pressure values every second. Pressure gauge #1 (P_1) was placed next to the injection point to know the actual pressure of the liquid when it enters the fracture. Pressure gauges #2, #3, #4 and #7 give the pressure in the flow direction (P_2 , P_3 , P_4 and P_7). Based on the tubing angle, P_3 can be interpreted as the pressure near the tunnel extrados while pressure gauge #5 (P_5) gives the pressure at the tunnel intrados. Pressure gauge #6 (P_6) was installed at the pump outlet to measure the injection pressure. The top concrete slab was loaded with 159 kg of metal plates and beams. The added weight was meant to reduce the fracture aperture and to prevent the fracture from opening due to the pressure jacking (e.g. Rafi & Stille, 2021). The second model was sealed with *DAP* silicon to simulate

injection in a capped fracture. The injection was conducted at an angle of 45° with respect to the fracture plane. Figure 2.2a shows the first model fracture and Figure 2.2b shows the second model with the added weight (159 kg) just before the injection. The different boundary condition and initial saturation state imposed to the physical models permitted to study the pressure distribution in time in the fracture when the liquid is confined or not and dry or moisten. It also permitted to establish if imposing the initial flow direction with an angle at the injection point affected that pressure distribution.

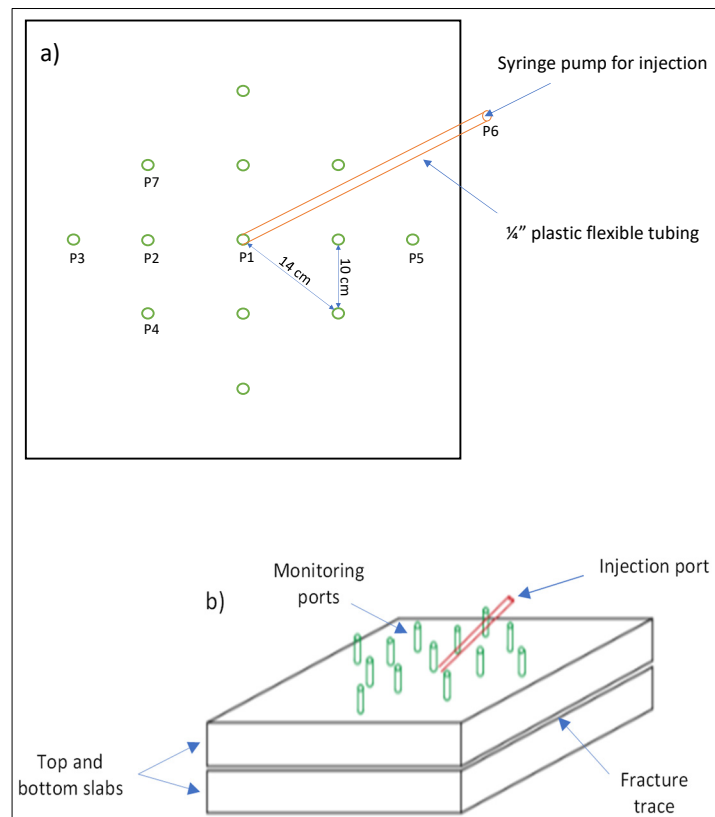


Figure 2.1 Second physical model
 a) Position of the pump tubing and the seven pressure gauges used on the second model
 b) 3D view of the second model

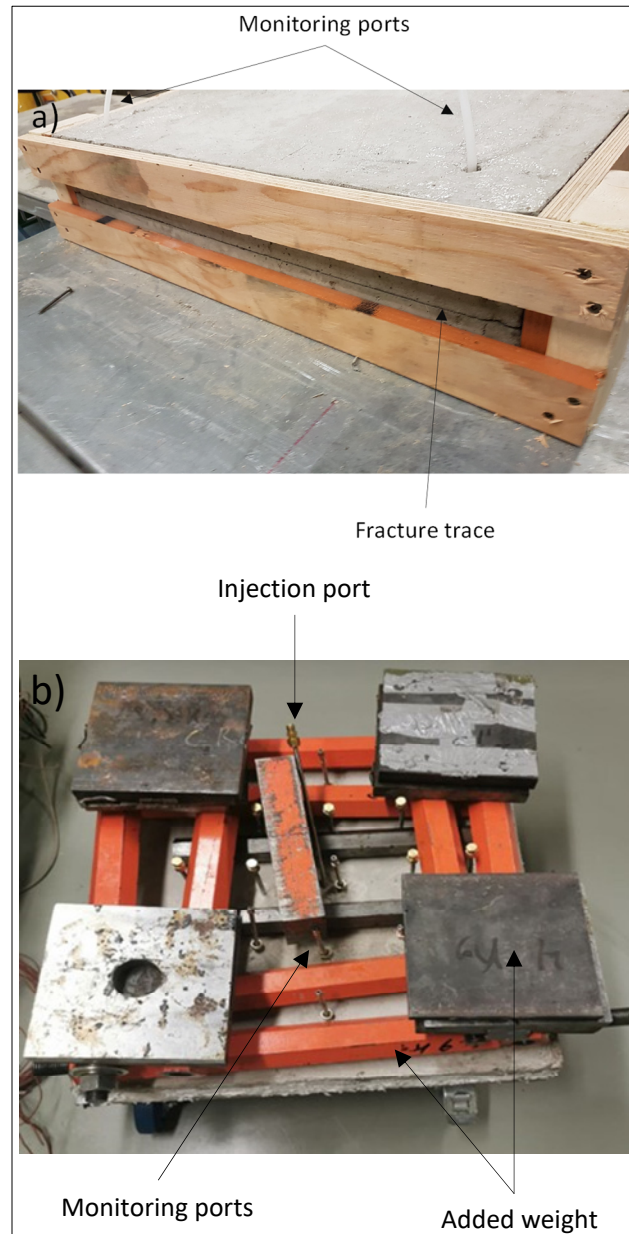


Figure 2.2 Physical models of concrete fractures
 a) Fracture of the first model and
 b) second model with 159 kg of added weight

2.3.2 Injected liquids

Five liquids with different dynamic viscosities (μ) were injected to observe the influence of this parameter on the pressure distribution in the fracture. The liquids were water and four

mixtures of water and glycerol. Table 2.1 presents the water-glycerol proportions and dynamic viscosity for each mixture. The equation presented by Cheng (2008) was used to calculate the viscosity of the water-glycerol mixtures. The dynamic viscosity of the mixture is influenced by the dynamic viscosity of water (μ_w) and glycerol (μ_g), and by a weighting factor (α), which varies between 0 and 1 and depends on the temperature and water proportion in the mixture.

$$\mu = \mu_w^\alpha \mu_g^{1-\alpha} \quad (2.1)$$

The dynamic viscosity of water and glycerol at 20°C are respectively 1.01×10^{-3} Pa·s and 1.41 Pa·s. Tests with the first model were conducted using water, and mixtures 1 and 2. For the second model, mixtures 1, 3 and 4 were used. These mixtures permitted to establish the effect of the dynamic viscosity on the pressure during the injection.

Tableau 2.1 Mass proportions and dynamic viscosity of the water-glycerol mixtures

Mixture	Water (%)	Glycerol (%)	μ (Pa·s)
1	46	54	7.5×10^{-3}
2	18	82	8.5×10^{-2}
3	10	90	2.2×10^{-1}
4	5	95	5.2×10^{-1}

2.3.3 Injection protocol

An Enterprise Level Pressure Volume Controller (ELDPC) from *GDS Instruments* was used for the injection with the first model. A precise volume was selected and the controller adjusted the flow during the injection to maintain a constant pressure. The injection pressure for water, and mixtures 1 and 2 were respectively 2 kPa, 26 kPa, and 31 kPa. The lowest and highest flow rates were respectively 0.55 mL/s and 1.36 mL/s. The lowest injection duration was 17 s and the highest was 116 s.

For the dry fracture, multiple injections were conducted successively without opening the model. The total injection volume is the sum of the injected volumes.

For the moist fracture, the injections consisted of only one phase. The total volume was injected at once. After each injection, the model was opened, and the fracture was cleaned. The fracture was rinsed and moistened again by pouring 18 L of water in the fracture. Injections were performed quickly to ensure a high level of moisture. Red dye was added to the three liquids to clearly distinguish the injected liquid from the water inside the fracture.

A *KDS410* pump from *kdScientific* was used to perform the injections for the second model. Specific flow rate and volume were selected. The pressure was adjusted automatically by the pump to maintain a constant flow rate. The flow rate was 2.02 mL/s for all the injections of the second model. Volumes of 50 mL and 100 mL were injected to study the influence of volume on liquid propagation.

Table 2.2 shows the details for all the injections. A total of 41 injections were performed in both models. Some Injections were replicated several times, the number of replications is indicated in parenthesis in Table 2.2. The different initial saturation state imposed to the physical models permitted to study the pressure distribution in time in the fracture when it is dry or moist. It also permitted to establish if a saturation state is reached.

Tableau 2.2 Details of the injection tests

<u>Model</u>	<u>Injected liquid</u>	<u>Initial saturation</u>	<u>Total injected volume (mL)</u>
#1	Water, mixtures 1 and 2	Dry and moist	20 (8), 40 (2), 50 (4), 60 (8), 110 (1), 120 (3), 125 (4), 170 (1), and 225 (4)
#2	Mixtures 1, 3 and 4	Moist	50 (3) and 100 (3)

2.3.4 Aperture analysis

A 3D scan of the first model was performed using the Polyworks software to establish the fracture aperture (b) of the models. Only the first model was scanned since both fractures were prepared using the same method. 3D objects made of concrete can be scanned and a precise numerical version of the fracture can be reproduced with Polyworks (Altuntas et al., 2010; Barbarella et al., 2018; Tang et al., 2011). The aperture was determined in three steps. The first step was to scan the entire model. The second step was to scan the concrete slabs separately. The last step was to compare the two concrete screeds joined together with the scan of the entire model using Polyworks. Figure 2.3 shows the map of the fracture aperture that was calculated. It generally varies between 0 mm and 1.5 mm. The b value appears to be smaller in the middle of the model, near the injection point. It increases towards the periphery. The model can be separated into three zones. The middle (pink color) has values of b between 0 and 0.5 mm. The second zone in purple around the first has values of b between 0.5 mm and 1.5 mm. According to the cubic law, the head loss should be smaller for the same flow velocity in the second zone. The third area includes the corners of the model where the aperture is greater than 1.5 mm. Flow should be the easiest in this relatively small area of the model.

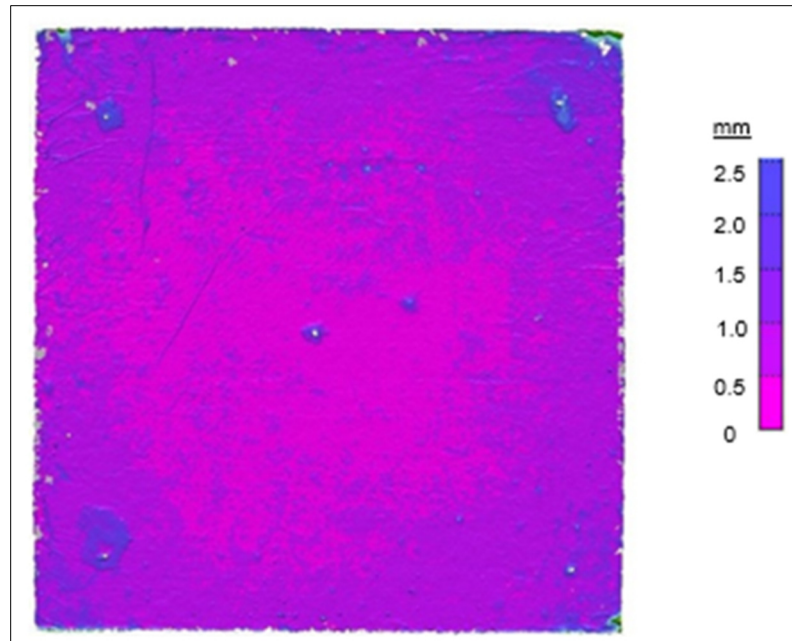


Figure 2.3 Fracture aperture calculated from 3D scans for the first model

2.3.5 Numerical model

The objective of the numerical model was to reproduce the injection results from the physical models and to verify the influence of surface capping, initial saturation, hydraulic aperture and roughness coefficient on pressure distribution and liquid propagation in the fracture.

The model is centred on Darcy's law:

$$q = -K i \quad (2.2)$$

where q is the Darcy velocity, K is the hydraulic conductivity and i is the hydraulic gradient. For laminar flow in fractures, K can be determined using the cubic law (Witherspoon et al. 1980):

$$K = \frac{\rho g b^2}{12 f \mu} \quad (2.3)$$

The K value is influenced by the gravitational acceleration (g), the liquid density (ρ), the aperture (b), the liquid dynamic viscosity (μ), and the roughness factor (f). The roughness factor is equal to 1 for an ideal smooth fracture and larger than 1 for a real fracture. To simplify the numeric model, a constant aperture was used.

Darcy's law can be used to define a water conservation equation:

$$-\nabla \cdot q = \frac{\partial \theta}{\partial t} \quad (2.4)$$

where θ is the volumetric water content, t is the time variable and $\nabla \cdot$ is the divergence operator. Equation 2.4 was solved with COMSOL. The implementation of Equation 2.5 in COMSOL is based on the Richard's (1931) equation. The partial derivative of the water content has the following definition:

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = (S_r S + \frac{C_m}{\rho g}) \frac{\partial p}{\partial t} \quad (2.5)$$

where S_r is the degree of saturation, S is a storage coefficient that stems from the relationship between pressure (p) and aperture when the fracture is saturated, and C_m is the specific moisture:

$$C_m = \frac{\partial S_r}{\partial p} \rho g \quad (2.6)$$

A constant value of $S = 1 \times 10^{-8} \text{ Pa}^{-1}$ was used. This parameter mostly influences the rate of pressure changes when the fracture is saturated. Figure 2.4 presents the relationship between S_r and p that was used to obtain C_m . This relationship represents a rapid saturation of the fracture between pressures of 0 and 1 kPa.

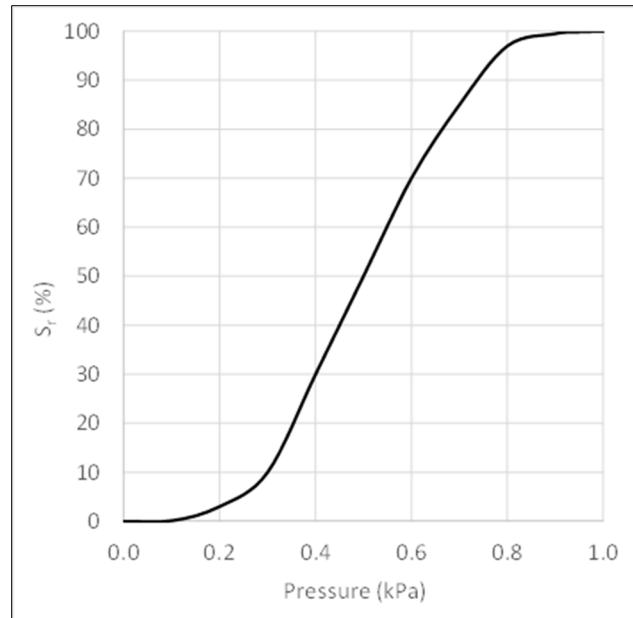


Figure 2.4 Relationship between S_r and p for the calculation of C_m

Figure 2.5 shows the model geometry, boundary conditions and mesh. The domain is a square with sides of 61 cm as the physical models. The injection point is circular with a diameter of 6.35 mm. Elements of 1 mm were used at the injection point to achieve mesh-independent results. Boundary conditions at the distant boundary were chosen to represent both sealed and open fractures. Open fractures were modelled with a constant pressure of 0 at the boundary. Sealed fractures were modelled with an impermeable boundary.

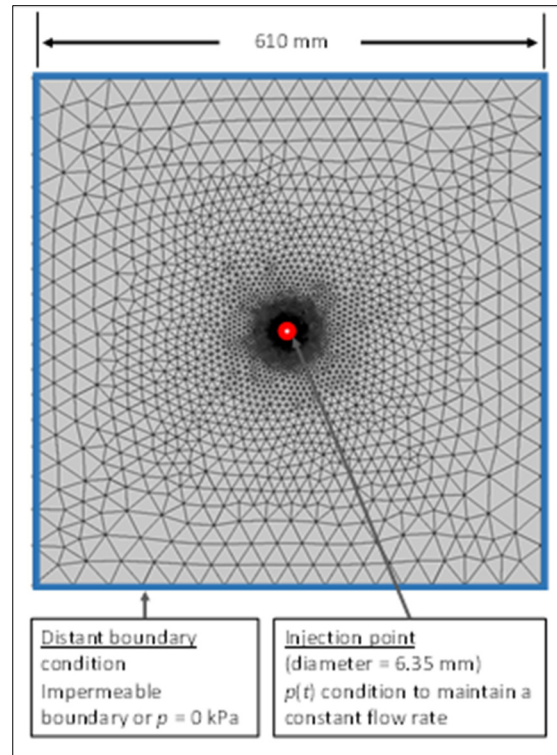


Figure 2.5 Model geometry, boundary conditions and mesh

Injection was modelled with a constant flow rate of 2.02 mL/s. The dynamic viscosity of the liquid was 0.224 Pa·s as it is for the mixture #3. As COMSOL requires the pressure to be set for at least one boundary, a time-dependent pressure was set iteratively at the injection boundary to establish a constant flow rate. Figure 2.6 shows the steps to calculate the pressure at the injection boundary. Iterations were made with the Newton-Raphson method using the COMSOL Live Link for MATLAB. Each simulation was divided in time steps of 1 s. For each time step i , two initial pairs of final boundary pressure and flow rate were obtained by assuming a constant pressure and a linear extrapolation of pressure from the previous time step. Iterations on the pressure at the end of the current time step were made until the difference between the simulated flow rate at the end of the time step and the targeted flow rate (Q_t) was within a relative error threshold (r_e) of 0.5 % of Q_t .

The initial pressure condition was chosen to set the initial liquid content. For the moist state, an initial pressure (p_i) value of 0.650 kPa was set at the beginning of all simulations. For a dry fracture, p_i was set to 0. These p_i values correspond to S_r values of 78 % and 0 %, respectively.

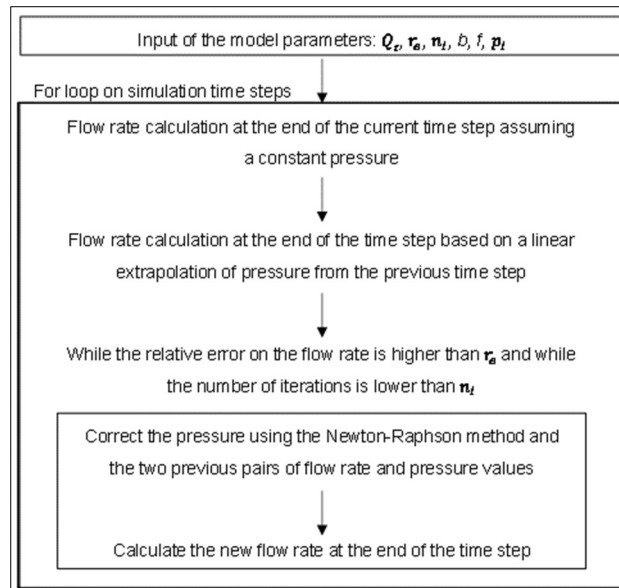


Figure 2.6 Determination of the pressure condition at the injection boundary to maintain a constant flow rate

The numerical model was used to conduct a series of parametric studies. Fracture apertures of $b = 0.6$ mm, 0.8 mm, and 1 mm were modelled. A scenario with a variable aperture increasing linearly from 0.2 mm to 1 mm from one side of the model to the other was also simulated. Roughness factors of $f = 1$ (ideal fracture), 1.33, and 2 were tested.

The numerical model permitted to confirm the pressure values obtain with the physical model tests when different boundary conditions and initial saturation state are applied. It also permitted to draw saturation maps to show the distribution of the liquid in the fracture at the end of the injection.

2.4 Results and discussion

2.4.1 Pressure in the physical model

No pressure was noted in the fracture during the injection for the open model (model 1). A pressure value of 0 was read on the pressure gage installed 30 cm away from the injection point. The head loss was concentrated close to the injection point. As will be shown with the numerical model, this can be explained by the influence of the boundary conditions and the relatively high fracture aperture. The liquid can easily flow out of the model because it is not sealed. The aperture on the order of 1 mm as shown in Figure 2.3 does not provide enough resistance to maintain a high pressure in the fracture.

The second model led to higher pressures because it was sealed and because the pressure transducers were closer to the injection point. Figure 2.7 shows the results for the 100 mL-0.224 Pa·s injection. They are representative of the results for the other injections. The pressure measurements for each pressure transducer are similar. The 45° injection angle does not have an influence on the pressure distribution as P_5 and P_3 are similar.

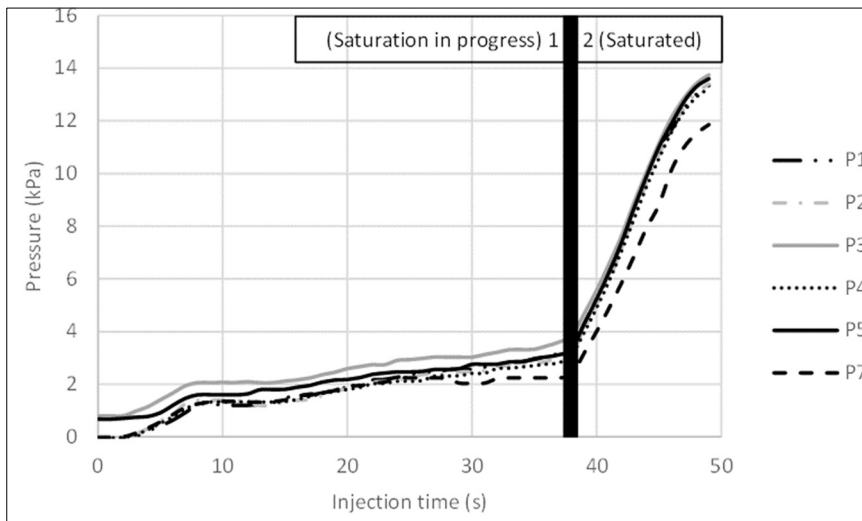


Figure 2.7 Pressure readings inside the second model during the test with a volume of 100 mL and a viscosity of 0.224 Pa·s

Figure 2.7 can be separated into two parts. The first part corresponds to the fracture saturation. For the test presented in Fig. 2.7, it took 38 seconds to complete the saturation of the model and for the liquid to reach the fracture boundary and the surface seal. This corresponds to an injected volume of approximately 77 mL. Spread over the total fracture area, this volume amounts to a liquid thickness of 0.2 mm. This thickness is less than the aperture presented in Figure 2.3. As mentioned previously, all tests for the second model were conducted with an initially moist fracture.

The second part shows an important rise of the pressure inside the model. This more rapid pressure increase can be explained by the saturation state of the fracture and the confinement provided by the sealing material. The liquid has nowhere to go because the model is sealed. This pressure increase is probably associated with jacking as described for example by Rafi and Stille (2021).

A large pressure loss was observed between the pump and the injection points ($P_6 - P_I$). Table 2.3 shows a comparison between the average pressure at the pump outlet (P_6) and the highest entry pressure (P_I) recorded in the second model for the six injections. The pressure loss increases with viscosity. For the 100 mL-0.515 Pa·s and 100 mL-0.085 Pa·s tests, 96 % and 67 % of the average injection pressure, respectively, was already lost when the liquid entered the fracture. The high pressure loss in the tubing compared to the fracture can be explained by the relatively large aperture of the physical models. The pressure loss in the tubing is consistent with the values that can be estimated with the Darcy-Weisbach equation (Finnemore and Franzini, 2002) for 6.35 mm tubing. This equation (2.7) considers pressure loss (Δp), tubing length (L), friction factor (f), liquid velocity (v) and tubing diameter (D).

$$\frac{\Delta p}{L} = f \frac{\rho v^2}{2 D} \quad (2.7)$$

Tableau 2.3 Comparison between the injection pressure and the entry pressure in the model

<u>Test</u>	<u>Average injection Pressure P_6 (kPa)</u>	<u>Highest model entry Pressure P_I (kPa)</u>
100 mL-0.515 Pa·s	112	4
50 mL-0.515 Pa·s	73	4
100 mL-0.224 Pa·s	65	14
50 mL-0.224 Pa·s	59	8
100 mL-0.085 Pa·s	31	11
50 mL-0.085 Pa·s	25	14

2.4.2 Numerical modeling results

Simulations were conducted with different combinations of initial and boundary conditions to confirm the importance of the initial saturation and the effect of surface sealing on the results. Four scenarios were simulated with the same flow rate used for the injection tests with the second model (2.02 mL/s and an aperture of 1 mm).

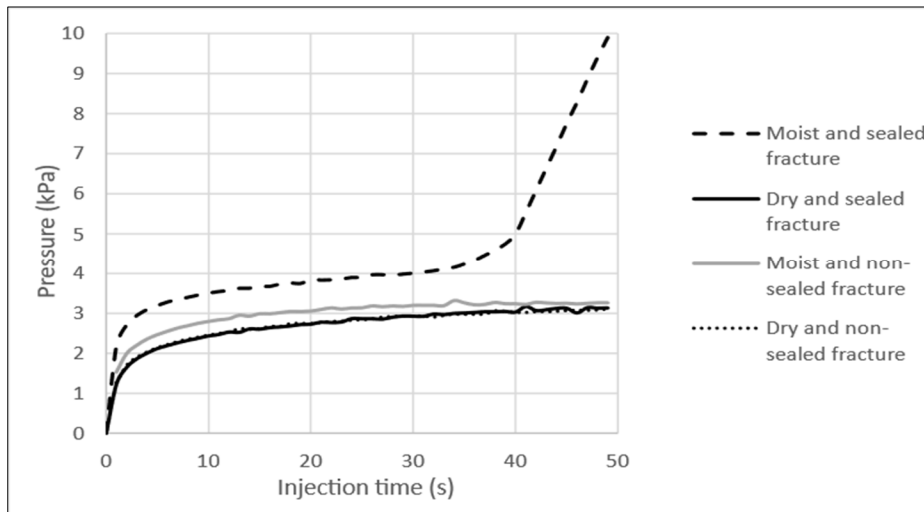


Figure 2.8 Pressure simulation inside the fracture for moist and dry state

Figure 2.8 shows the influence of surface sealing on pressure at the injection point (P_I). All simulations for open models led to a constant steady-state pressure. Both curves in Figure 2.8 (moist and dry open fractures) have a similar shape and reached a maximum pressure of 3.2

kPa. The initial saturation does not have a significant influence on the pressure for open fractures. The same result was obtained with the first physical model. On the other hand, the initial saturation is important when the fracture is sealed. As shown in Figure 2.8, the sealed fracture that was initially moist was saturated after around 35 seconds. This corresponds to the behaviour observed in Figure 2.7 for the tests with the second physical model. The sealed fracture that was initially dry took more time to saturate (>50 s). This can be explained by the larger volume of void that needed to be filled by the liquid because of the initial dry state of the fracture.

Figure 2.9 gives two examples of saturation (S_r) maps in the fracture plane after injections of 120 s. Both saturation maps represent open fractures that were initially dry. Figure 2.9a corresponds to a fracture with a constant aperture of 0.6 mm, whereas Figure 2.9b corresponds to an aperture varying from left to right from 0.2 mm to 1 mm. The saturation map is symmetrical when the fracture aperture is constant. Because the fracture is open, the liquid does not reach the corners of the fracture plane. For the aperture that varies, S_r is higher on the side where the aperture is smaller. This can be explained by the smaller volume that needs to be filled by the liquid and by the barrier effect caused by the decreasing fracture aperture. The decreasing fracture aperture causes a higher hydraulic gradient near the boundary. This allows the liquid to come closer to the boundary. It should be observed that a closed fracture with an aperture of 0.6 mm would be completely saturated after 120 s for the same flow rate.

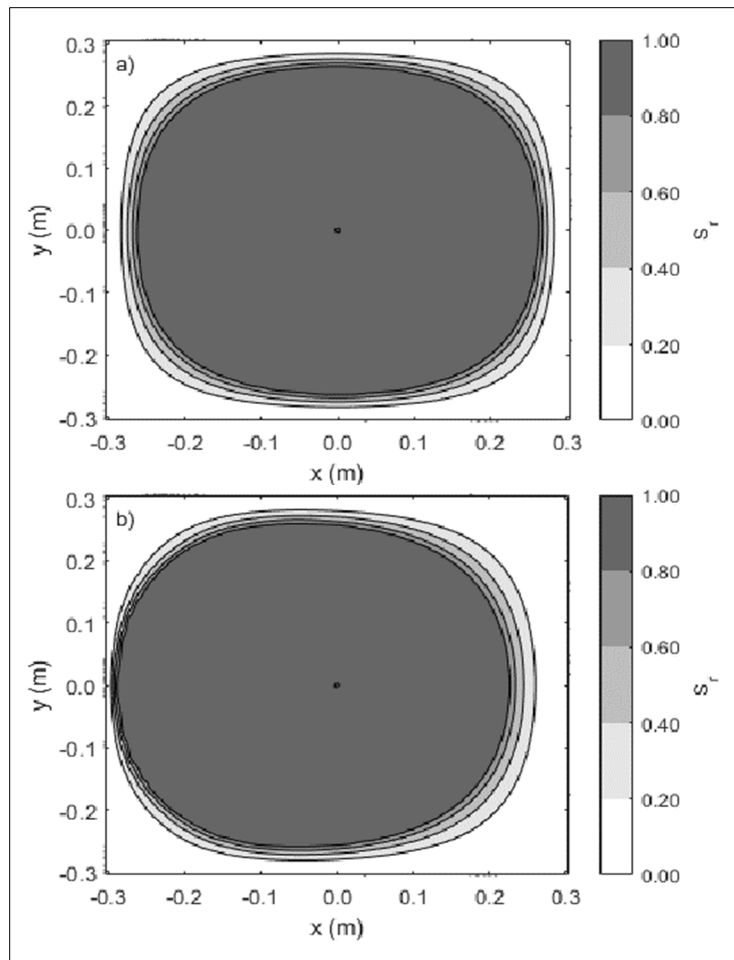


Figure 2.9 Saturation maps for initially dry fractures with open boundaries
 a) constant aperture
 b) variable aperture

The second step of the simulation was to compare the pressure resulting from different apertures. The aperture should have a profound impact on the results because of the exponent 3 in the cubic law. Four different apertures were modelled for an initially moist fracture with surface sealing: 0.6 mm, 0.8 mm, 1 mm, and from 0.2 mm to 1 mm. Figure 2.10 presents the pressure at the injection point (P_I) for these four scenarios. The smallest aperture provoked a higher pressure gain inside the fracture and a faster saturation compared to larger apertures. This can be explained by the higher head loss and the smaller fracture volume to fill for the same rate of injection (2.02 mL/s). A constant flow means a constant injected volume. For the same injected volume, a smaller aperture is saturated faster and the liquid reaches the fracture

boundary faster. As shown previously, a fast saturation causes a higher-pressure gain. The variable aperture (from 0.2 mm to 1 mm) had an average aperture of 0.6 mm. The results were consistent with the results for the constant aperture of 0.6 mm.

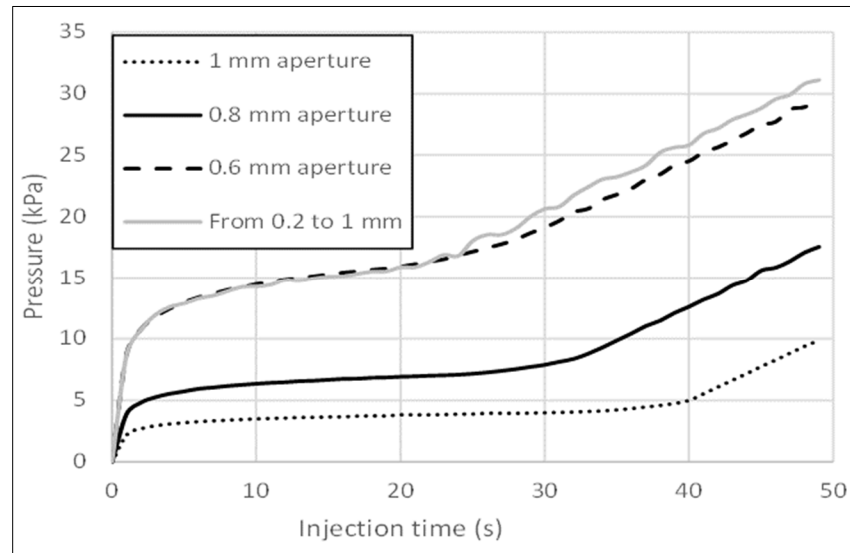


Figure 2.10 Comparison of the pressure inside the fracture for different aperture

The last step in the simulation was the consideration of a roughness factor to understand its impact on the pressure inside the fracture. The f value was set to 2, 1.33, and 1. Sealed and initially moist conditions were considered. The simulation with $f=1$ corresponds to the curve for sealed and initially moist conditions in Figure 3.7. Figure 3.11 presents the results for the pressure at the injection point for the three roughness factors. The results in Figure 3.11 suggest a certain influence of the roughness factor but not as much as the aperture. The higher friction associated with a higher f caused a slightly higher pressure, but a similar saturation time.

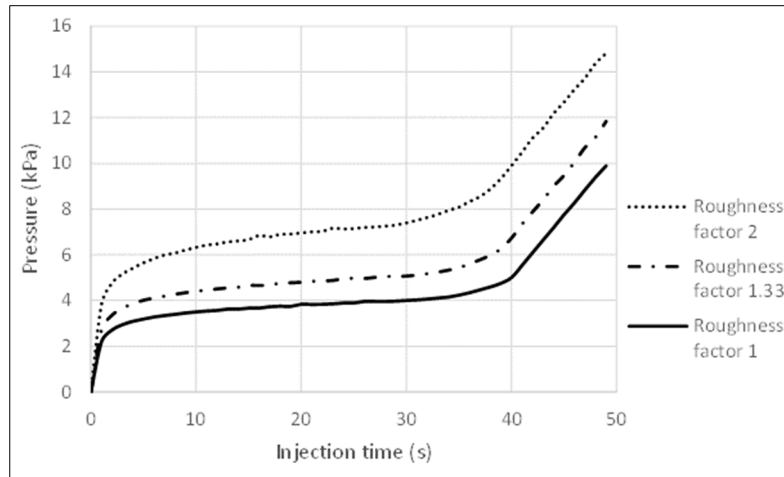


Figure 2.11 Comparison of the pressure inside the fracture for different values of the roughness factor

The results obtained with the physical and numerical models demonstrated the importance of the presence of water or other liquid inside the fracture before an injection. It also showed the importance of the sealing effect on the fracture. The moist and sealed condition provoked an important pressure build up and allowed the fracture to reach a saturation state rapidly. This is one of the first time that a clear saturation state of a concrete fracture has been reached and shown in a public literature.

Furthermore, the numerical model showed the importance of the aperture on the injection pressure and the saturation state. If the aperture is constant, a lower aperture provoked a higher injection pressure. Also, the saturation state of the fracture is symmetrical when the aperture did not vary. If the aperture varied linearly, The injection pressure on the aperture variation. The variation of the aperture provoked a higher S_f value on the side where the aperture is smaller because a lower fracture volume to fill. A variation of the roughness factor affected the injection pressure but not as much as the aperture did.

The results presented in this article suggests that a surface capping product installed on the fracture would enhance the performance of a polymer injection in concrete fracture for waterproofing. It would keep most of the polymer inside the fracture and contribute to the

pressure build up to reach a saturation state. The importance of installing a pressure gauge at the fracture liquid entrance instead of the pump outlet is showed in Table 3.3. The results suggest that it would be a mistake to presume the same values for the injection pressure and the fracture entry pressure. Additional work can be done with the physical models. Injection with polymer can be done to confirm the results obtained with water-glycerol mixtures. The next step for the numerical model would be modifications to the fracture geometry, injection ports and the implementation of time-dependant viscosity. Those modifications could predict the result of the pressure behaviour during a polymer injection. The relation between the pressure and the aperture can be used to perform a hydraulic *in-situ* test in tunnel. With the cubic law, it would be possible to establish the hydraulic characteristics of the fracture such as the hydraulic conductivity.

2.5 Conclusion

The purpose of this article was to determine the influence of a series of parameters on pressure and liquid distribution during waterproofing injections in concrete fractures. The main parameters that were studied are surface sealing and boundary conditions, initial fracture saturation, resin viscosity, fracture aperture, and injection volume. To achieve this objective, different liquids were injected into two physical models of concrete fracture. A numerical model was also prepared to validate the experimental results and to conduct a parametric study. Five main observations were made.

- Boundary condition and surface sealing have a significant influence on the head loss and resin distribution inside the fracture. A sealed and moist fracture resulted in a more significant rise of the pressure inside the fracture during the injection. Open fractures led to a lower pressure. The numerical model confirmed the importance of the boundary conditions and the initial saturation level. It also showed that a sealed fracture leads to a higher saturation at the end of the injection.
- Most of the pressure drop occurred in the tubing between the pump and the injection point in the model. Pressure loss before the injection point is of course strongly dependent on the

tubing diameter. This main practical implication of this observation is that a pressure gauge must be installed at the entry point for injection tests. For most of the tests presented in this article, the injection pressure was already less than half of the initial value when entering the model.

- The variation of the dynamic viscosity affected the injection pressure, the pressure loss between the pump outlet and the model injection point, the pressure inside the fracture. A higher dynamic viscosity resulted in a higher pressure, and a higher pressure loss between the pump outlet and the model injection point.
- The numerical model showed the pressure variation inside the fracture when different fracture aperture and roughness factor are applied. A smaller aperture caused a faster saturation and a higher pressure inside the fracture. Adding roughness to the fracture did not influence the time needed for saturation but caused a higher pressure inside the fracture. The influence of the roughness factor was less significant than the influence of fracture aperture.
- Despite imposing the initial flow direction with an angle at the injection point, the pressure was the same in every direction in the physical model. The injection angle does not have an influence on the pressure distribution in the fracture. This is consistent with laminar flow and using equation 3.4 as the conservation equation for the numerical model. Equation 3.4 does not consider inertial forces.

It is important to remember that the tests presented in this paper were conducted in a controlled environment in a laboratory using very simple models. Actual water and polymer injections in concrete fractures in tunnels are more complex as the fracture aperture and orientation vary in space. Polymer resin injections are even more complex than water and glycerol injections as they involve a time-dependent viscosity. Similar tests are currently underway in tunnels in the Montreal region to characterize the fractures and joints in real tunnels. We expect that a better knowledge of the statistical distributions of fracture characteristics, especially aperture, could

help standardize the parameters of waterproofing injections. The numerical model presented in this paper is also simplified. It could for instance be improved by using a time-dependent viscosity (Han et al. 2021) and by modelling different spatial distributions of the aperture, including stochastic distributions (e.g. Eriksson 2002) and regular distributions that take into account real patterns of aperture variation in concrete lining (e.g. aperture that decreases toward the tunnel extrados).

CHAPITRE 3

DEVELOPMENT OF AN IN-SITU TEST FOR THE HYDRAULIC CHARACTERIZATION OF CONCRETE FRACTURES IN TUNNEL AND WATERPROOFING USING CHEMICAL GROUT INJECTIONS

Khalil El Mekari^a and François Duhaime^b,

^{a and b} Département de Génie de la construction, École de Technologie Supérieure, 1100 Notre-Dame Ouest, Montréal, Québec, Canada H3C 1K3

Paper submitted to *Tunneling and underground space technology*,
December 2023

3.1 Abstract

Water infiltrations in concrete fractures can be sealed with chemical grout injections. This paper introduces an *in-situ* test to determine the aperture of concrete fractures and to establish the parameters for waterproofing injections. The *in-situ* test was developed for a construction joint in a tunnel. Injections were performed using water-glycerol mixtures to reproduce the dynamic viscosity of chemical grouts. The fracture was instrumented with multiple ports for injection or pressure measurements. The injection parameters that were studied included the grout dynamic viscosity, the injection volume, duration and pressure, and the injection ports location and depth. The hydraulic aperture established from the *in-situ* tests and the cubic law was 0.53 mm. A polyurethane injection was done to seal the joint based on the injection parameters determined from the *in-situ* test results. Core samples were obtained to confirm the propagation of the polyurethane. X-ray microtomographies (CT scan) were also done on the core samples to establish the joint aperture and its distribution. The mechanical aperture followed a log-normal distribution with a mean value of 0.55 mm.

Keywords: water infiltration, *in-situ* test, waterproofing, polyurethane, concrete fracture, CT Scans, Pressure, fracture flow.

3.2 Introduction

Chemical grout injection is a common method used to seal concrete and rock fractures in tunnels to prevent damages from water infiltration (AFTES, 2016; Aksoy, 2008; Jin-Long et al., 2018; Zhou et al., 2022). Polyurethane, a chemical grout often used for waterproofing injections, is mixed and injected with a pump to seal fractures in concrete and rock (Caltrans, 2013; El Tani & Stille, 2017; Li et al., 2019). Surface capping can be used to prevent the grout from flowing out from the fracture (von Fay, 2015; Caltrans, 2013). AFTES (2016) enumerates the injection parameters that need to be determined to perform a chemical grout injection in a concrete fracture:

- resin types and dynamic viscosity;
- injection pressure;
- location, depth and angle of the injection port;
- injection duration;
- injection volume.

The injection outcome currently depends on the experience and knowledge of the contractor (ACI, 2014; von Fay, 2015). There is no standardized method or protocol to ensure the success of the method. The available literature provides limited information on how to establish the injection parameters. For the resin types and dynamic viscosity, the AFNOR EN 1504-05 standard specifies the grout requirements depending on the fracture characteristics, but it does not specify how the injection should be performed and how to establish the injection parameters. The targeted dynamic viscosity for the grout is generally low to ensure the pumpability and penetrability of the liquid throughout the fracture (Issa & Debs, 2007; Panasyuk et al., 2013).

Table 3.1 presents a list of five guides or reports that suggest a range of injection pressure and injection ports distance for chemical grout injection in concrete structures. It is clear that the range of values proposed by each reference for these specific injection parameters varies. The

only overlaps concern the use of a higher injection pressure for fine fractures according to ACI (2014) and Caltrans (2013), and distance between injection ports of 30 to 60 cm according to Iowa State University (2019) and von Fay (2015). Target injection pressures should be attained prior to opening subsequent injection ports (Alberta infrastructures and transportation 2005).

Tableau 3.1 Injection pressure values and ports distance

<u>Authors</u>	<u>Injection pressure</u>	<u>Injection ports distance</u>	<u>Additional information</u>
ACI (2014)	1.40 to 2.10 MPa (2.10 MPa to 3.50 MPa)	N/A	Range of 2.1 MPa and 3.5 MPa for fine fractures
Alberta infrastructures and transportation (2005)	N/A	Maximum of 15 cm	Injection pressures shall be attained prior to opening subsequent injection ports
Caltrans (2013)	0.17 to 0.205 MPa (410 kPa)	N/A	Maximum of 0.41 kPa for fine fractures
Iowa State University (2019)	0.10 to 0.69 MPa	30 to 150 cm	N/A
von Fay (2015)	2.75 to 13.79 MPa	20 to 60 cm	Can reach 13.79 MPa for polyurethane

The injection volume and injection duration depend on the injection flow rate and the hydraulic properties of the concrete fracture. There are no values given in the literature for these parameters because they depend on the volume of the concrete fracture and the quantity of grout needed to seal it. There is currently no *in-situ* test to establish the hydraulic conductivity and the aperture of concrete fractures in tunnels.

Flow in fractures can be characterized with the cubic law (Witherspoon et al., 1980). The cubic law implies laminar flow between two parallel plates with a constant aperture. It is possible to

establish the hydraulic conductivity (K) of a fracture from Equation 3.1 and the flow rate (Q) from Equation 3.2 by combining the cubic law with Darcy's law for laminar flow in porous media (Emmelin et al., 2007; Klimczak et al., 2010; Rahmani, 2009):

$$q = -K i \quad (3.1)$$

$$Q = K i A \quad (3.2)$$

where K and Q are influenced by the liquid density (ρ), the gravitational acceleration (g), the hydraulic aperture (b_h), the liquid dynamic viscosity (μ), the hydraulic gradient (i) and the cross-section area of the fracture (A). The hydraulic gradient i is equal to the head loss (dh) divided by the injection distance (L).

The literature distinguishes two apertures: the hydraulic (b_h) and mechanical (b_m) apertures (e.g. Li, 2021; Liu et al., 2016; Olsson & Barton, 2001; Sun et al., 2020). b_h is the aperture that governs the flow and the head loss in a fracture through the cubic law whereas b_m is the physical distance between the fracture surfaces.

In-situ tests are performed to establish b_h . The *in-situ* tests found in the literature are aimed at characterizing rock fractures (e.g. Jamin et al., 2015; Maldaner et al., 2018; Novakowski et al., 2007; Quinn et al., 2011;). For example, Funehag & Fransson (2006) designed a hydraulic test to obtain b_h and achieve a penetration length of at least 1 m in rock fractures for the injection of silica sol grout. Cao et al. (2016) and Novakowski et al. (2007) performed water-pressure tests in boreholes to establish b_h and the hydraulic conductivity of a fracture network. To our best knowledge, no *in-situ* test has been presented in the literature for the hydraulic characterization of concrete joints.

Different methods can be used to establish b_m . Power law expressions based on the joint roughness coefficient (JRC) or shear displacement during shear tests have been presented in the literature (e.g. Cao et al. 2019; Olsson & Barton, 2001; Scesi & Gattinoni, 2009). X-ray microtomography (CT scan) can establish b_m and the aperture distribution in space for rock

fractures (Cappuccio et al., 2020, Crandall et al., 2017; Wong, 2010). CT scan reconstructions have also been used to generate a fracture geometry for numerical models to characterize the velocity and the pressure distribution (e.g., Wanniarachchi et al. 2018). For concrete fractures, Carmeliet, Delerue, Vandersteen & Roles (2004) performed CT scans to simulate mercury and water transport in concrete fractures. To our best knowledge, CT scans have not been used for grout propagation analyses in concrete fractures.

This article presents results obtained with an *in-situ* test for the hydraulic characterization of a concrete construction joint in a tunnel and a successful polyurethane injection based on the *in-situ* test results. The objective of the *in-situ* test was to establish the joint hydraulic conductivity and hydraulic aperture to define the parameters of the chemical grout injection. The liquid dynamic viscosity, the location of the injection ports, injection pressure, injection duration, and injection volume were varied during the *in-situ* test. A polyurethane injection was conducted to seal the joint section under consideration based on the *in-situ* test results. A core sample of the construction joint was analyzed to verify the propagation of polyurethane in the fracture. CT scans were performed on the core sample to establish b_m and the aperture distribution of the fracture. This paper presents the first example of a chemical grout injection for waterproofing based on injection parameters determined with an *in-situ* test. Additionally, this paper presents a method to establish the mechanical aperture of a concrete fracture and its distribution in space from CT scan results.

3.3 Materials and methods

3.3.1 Site and concrete fracture characteristics

All the injections presented in this paper were done in a horizontal construction joint in a mechanical ventilation station of the Montréal Metro (Figure 3.1). The construction joint was capped to prevent the injected liquids from flowing out during the injection. The concrete wall has a thickness of 432 mm. A waterstop membrane was installed when the concrete was cast during the Metro construction. All the injections were performed on the extrados side of the waterstop membrane. The fracture area was estimated based on the construction plans and a

core sample that was obtained after the polyurethane injection. Part of the fracture close to the waterstop on the extrados side was too tight to allow the flow of water or polyurethane. The permeable fracture area was limited to a depth of 178 mm. A cleaning agent with phosphoric acid (Oxy-cem) was injected before the tests to clean the joint. The fracture was rinsed with water for 10 minutes to evacuate any debris and acid solution entrained in the concrete.



Figure 3.1 Capped construction joint used for the in-situ test

The drilling parameters were the distance from the injection port, drilling depth, and drilling angle. A total of eight ports were drilled in the studied fracture area.

Figure 3.2 shows a conceptual model of the fracture area. Preliminary tests showed that only four ports could allow a water injection with a pressure build up. P11 was used as the injection port, while P7, P4, and P3 were used as the pressure reading ports. Water injection was not possible to the right of P12 on Figure 1 because the ports were not connected hydraulically to the fracture or because the fracture was too tight. This suggested that there was an impermeable boundary between P11 and P12. Water could be injected at P3 but no pressure buildup was observed. Core sampling was performed between P3 and P4. A sample was taken to confirm full fracture propagation after polyurethane injection. The sample revealed a fracture depth

available for polymer flow of 0.152 m on the intrados side. The waterstop membrane resulted in an impermeable section of 0.102 m because the fracture was too fine to allow liquids to flow near it. The fracture depth on the extrados side of the waterstop where the fracture aperture was sufficiently large to allow liquids to flow was 0.178 m (Figure 3.2). This depth was obtained by subtracting the depth of the intrados side of the waterstop (0.152 m) and the depth of the impermeable section close to the waterstop (0.102 m) from the total joint depth (0.432 m).

Table 3.2 provides the details of the injection ports for the *in-situ* test. Figure 3.3 shows the drilling parameters for the injection port (P11).

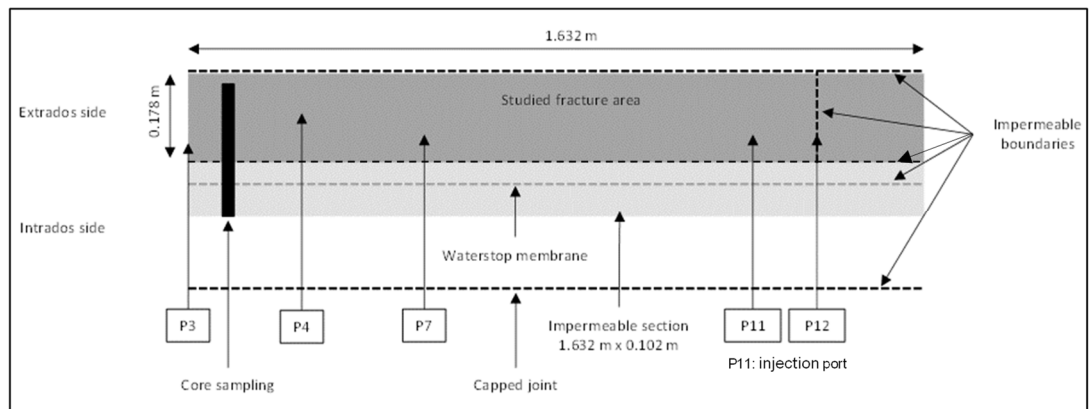


Figure 3.2 Conceptual model of the estimated and studied fracture area

Tableau 3.2 Drilling parameters of the injection and pressure reading ports

<u>Parameter</u>	<u>P3</u>	<u>P4</u>	<u>P7</u>	<u>P11</u>
Distance from injection port P11 (mm)	1632	1238	900	0
Drilling depth (mm)	525	472	525	530
Drilling angle (°)	39	53	39	37



Figure 3.3 Drilling parameters for P11

3.3.2 *In-situ* test injection parameters

To replicate the dynamic viscosity (μ) of a chemical grout and observe its influence on the pressure distribution in time, three mixtures made of water and glycerol with different μ were injected. Table 3.3 presents the water-glycerol mass proportions and dynamic viscosity for each mixture. The equation presented by Cheng (2008) was used to calculate the viscosity of the water-glycerol mixtures (Eq. 3.3). The μ value is influenced by the dynamic viscosity of water (μ_w), the dynamic viscosity of glycerol (μ_g) and a weighting factor that depends on the mass proportion of glycerol (α).

$$\mu = \mu_w^\alpha \mu_g^{1-\alpha} \quad (3.3)$$

Table 3 also presents the injection parameters and the flow rate for each injected mixture. A P300 pump from *Hydracell* was used with a constant injection flow rate. The pressure varied during the injection. A data logger was used to record the pressure every second. The injection duration was between 225 s and 560 s depending on the mixture dynamic viscosity. Injection was maintained until a constant pressure was reached. A scale was used to perform mass-volume conversion with the density and establish the flow rate.

Tableau 3.3 Mass proportions, dynamic viscosity of the water-glycerol mixtures, injection parameters and injection flow rates

<u>Mixture</u>	<u>Water (%)</u>	<u>Glycerol (%)</u>	<u>μ (Pa·s)</u>	<u>Injection volume (L)</u>	<u>Injection duration (s)</u>	<u>Flow rates (mL/s)</u>
A	18	82	7.5×10^{-2}	1.95	500	3.91
B	10	90	2.2×10^{-1}	1.47	560	2.61
C	5	95	5.2×10^{-1}	0.70	225	3.10

3.3.3 *In-situ* test validation by chemical grout injection

3.3.3.1 Chemical grout injection parameters

After establishing the injection parameters from the hydraulic characteristics, a polyurethane injection was performed to seal the studied fracture area. Polyurethane *HH LV* from Sika was used without the accelerator. Acid and water were injected before the polyurethane injection to clean the fracture again and to moisten the fracture for the polymerization of the polyurethane. A *Titan 410* pump was used for the injection. The injection volume and duration were calculated as follows:

1. Establish the chemical injection volume from the *in-situ* test results. The volume of the fracture can be calculated from the volume required to reach a constant pressure during the *in-situ* test or from the hydraulic aperture.
2. Multiply the polymer injection volume by a safety factor. The safety factor used for this project is arbitrary but could depend in practice on the importance of the structure and the consequences of the water infiltration.
3. Establish the polymer injection duration from the injection volume determined at step 2 and from the injection flow rate that will be used for the polyurethane injection (volume/flow rate).

The Polyurethane *HH LV* has a dynamic viscosity of $5 \times 10^{-1} \text{ Pa}\cdot\text{s}$ according to its technical data sheet. This value is very similar to the dynamic viscosity of mixture C ($5.2 \times 10^{-1} \text{ Pa}\cdot\text{s}$). Therefore, the injection parameters for polyurethane were based on the *in-situ* test results for mixture C, which suggested an injection volume of 465 mL (Step 1). To be sure that the fracture was filled, a safety factor was applied (step 2). A final injection volume of 1.1 L and a duration of 45 s were used (step 3).

The four ports used for the *in-situ* test were used for the injection. To be sure that the fracture was filled, each port was injected for at least 5 s. The injection duration for ports P11, P7, P4, and P3 were respectively 16 s, 14 s, 8 s, and 7 s. After the injection of a port, the pump was stopped and connected to the next port. The time between the beginning of injection at the first port (P11) and injection completion for the last port (P3) was 355 s. This duration is below the polymerization time given by the product data sheet (375 s at 20°C without accelerator). Consequently, the polyurethane was in a liquid state during injection and did not reach the foaming state. A scale was used to perform mass-volume conversions to obtain the flow rate.

3.3.3.2 Core sampling

After the joint injection, a drilled sample of the studied fracture area was taken to confirm the *in-situ* test results, the chemical grout injection result and establish the mechanical aperture value and its distribution in space. The Hilti DD160e drill was used. The diameter and length of the sample were respectively of 7.6 cm and 38.5 cm. The sample was taken in two parts: before and after the water stop membrane. Figure 3.4 shows the result of the sampling.

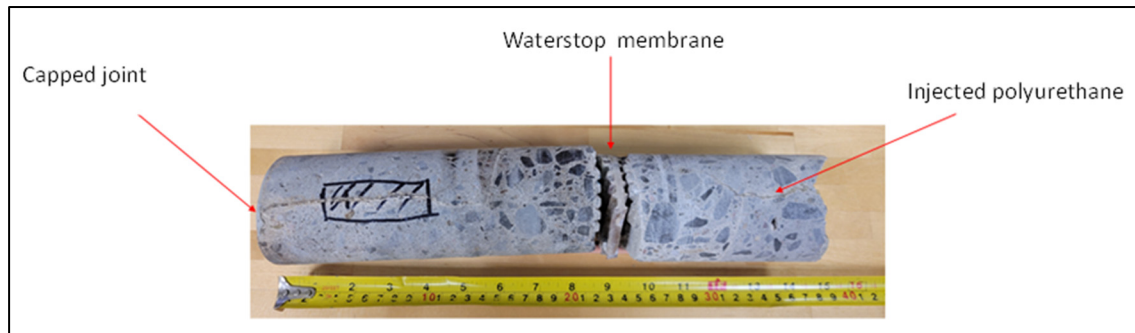


Figure 3.4 Core sample from the studied area

3.3.4 CT scans on core sampling

To establish the mechanical aperture and its distribution in space, X-ray microtomography (CT Scans) were performed on the sample. A Nikon XT-H-225 microfocus X-ray source was used. To establish the mechanical aperture and its distribution in space, CT scans were performed on the sample. A Nikon XT-H-225 CT scan with a reflection X-ray source was used. Figure 3.5 shows the sample inside the apparatus. The following parameters were used to perform the CT scans:

- 214 kV scan voltage;
- effective pixel size of 51.9 μm ;
- copper filter of 2.5 mm to reduce the effect of beam hardening;
- 200 μA beam current;
- gain of 24.02 dB;
- exposure time of 1.4 s;
- 2634 projections.

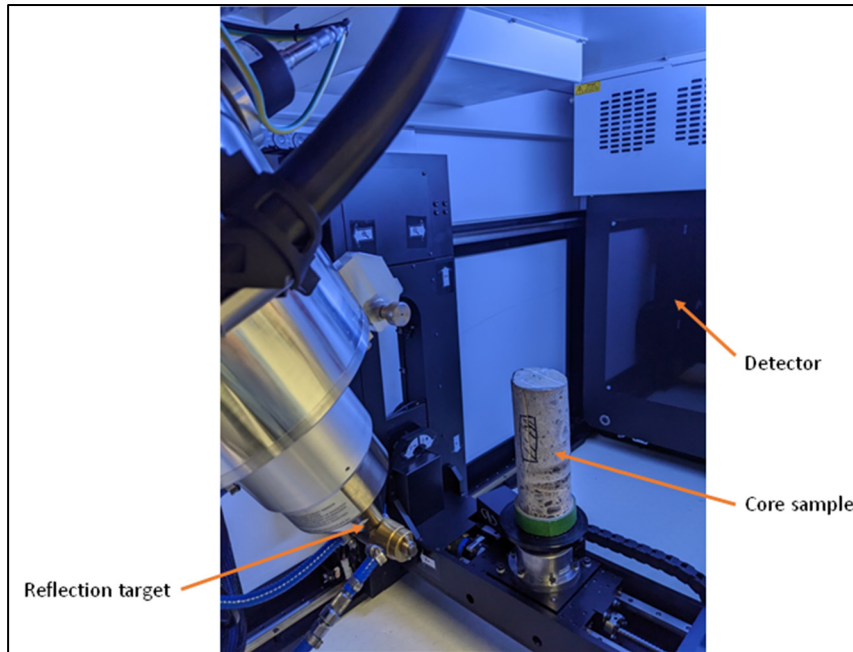


Figure 3.5 Sample before a CT Scan

The aperture values and distribution were established with *Dragonfly* using the *mesh thickness evaluation module* of the software. The aperture was calculated as the diameter of hypothetical spheres that fit between the two fracture boundaries. The *thickness* represents the aperture of the fracture. A total of 20,896,084 thickness values were calculated.

3.4 Results

3.4.1 *In-situ* pressure distribution as function of time

The relationships between pressure and time elapsed since the injection beginning for port P11 are presented in Figure 4.6. Similar results were obtained for the other ports. The maximum pressure reached for each test is proportional to the dynamic viscosity of the injected liquid. Figure 3.6 also suggests that the injection duration required to reach a constant pressure depends on the dynamic viscosity. A slightly lower injection duration is required to reach a constant pressure for higher dynamic viscosity values. For μ_a , μ_b , and μ_c , a constant pressure was reached after injection durations of 150 s, 140 s, and 120 s, respectively.

The time required to reach a constant pressure can be used to calculate the injection volume. Based on the numerical modelling results presented by El Mekari, Duhaime & Shafaei (2023) and well hydraulics theory (e.g. Todd & Mays, 2005), a constant injection pressure is reached when the injected liquid reaches a permeable boundary, in this case the assumed permeable boundary near P3. After the liquid reaches the permeable boundary, the liquid flows out of the boundary and the fracture area covered by the liquid remains approximately the same. The injection volume needed for a chemical grout injection can be obtained by multiplying the injection duration by the injection flow rate. With this approach, the injection volumes are respectively 587 mL, 368 mL, and 372 mL for mixtures A, B, and C.

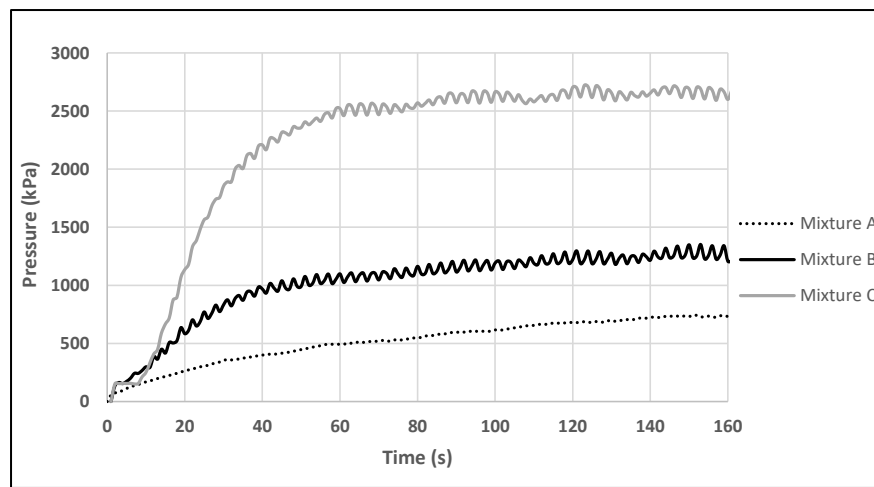


Figure 3.6 Pressure according to injection duration at port P7

Figure 3.7 shows the pressure readings with respect to the distance from the injection point after 150 s of injection. Pressure values are shown for the four ports and the three mixtures. For each injection, the pressure decreases with increasing distance from the injection point. Mixtures A, B, and C lost respectively 37, 31, and 51 % of their initial injection pressure (P11) when the liquid reached P3, which was the total studied fracture length (1.63 m).

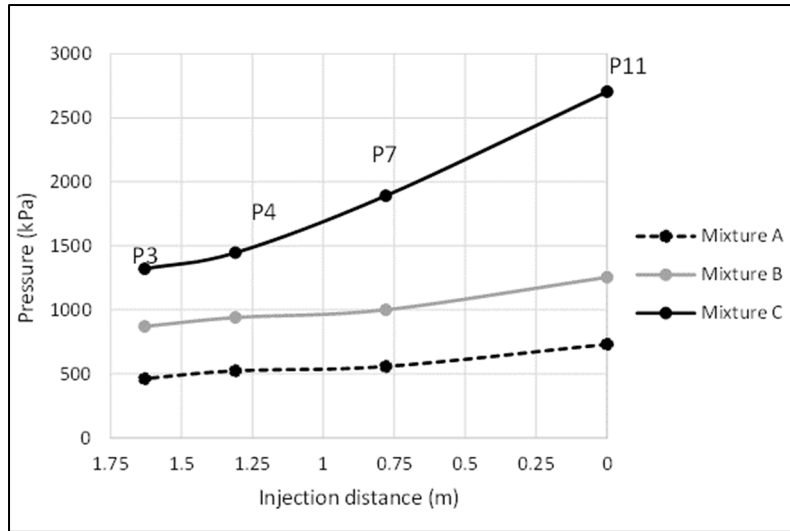


Figure 3.7 Pressure according to injection distance at 150 s

3.4.2 Establishment of the hydraulic aperture

To establish the hydraulic aperture (b_h), the cubic law (Eq. 3.1) was introduced in Darcy's law (Eq. 3.2) to obtain Equation 3.4

$$b_h = \sqrt[3]{\frac{12Q\mu L}{W dp}} \quad (4.4)$$

where W is the permeable fracture depth. The value of $i = dh/L$ in Equation 3.2 is equal to $dp/L\rho g$, where L represents the distance between the two points for which the pressure differential dp is calculated. For example, after 150 s, dp for mixture C is 1382 kPa for the total fracture length ($L = 1.632$ m). Values of b_h for injection times of 50 s, 100 s, and 150 s were calculated for each mixture. Table 3.4 shows that b_h varies from 0.51 mm to 0.56 mm. The value of b_h was set at 0.53 mm. With a studied fracture area of 0.29 m^2 ($0.178 \text{ m} \times 1.632 \text{ m}$), the volume needed to fill the fracture was 154 mL. The presence of polyurethane in the core sample obtained between P3 et P4 (Figure 3.4) is consistent with an injection volume approximately seven times greater than the volume determined from b_h (1.1 L compared to 154 mL).

Tableau 3.4 Hydraulic aperture (mm) from the *in-situ* test results at 50 s, 100 s and 150 s

<u>Injection time (s)</u>	<u>Mixture A</u>	<u>Mixture B</u>	<u>Mixture C</u>
50	0.53	0.54	0.51
100	0.51	0.54	0.51
150	0.51	0.56	0.52

Table 3.5 summarizes the main results for each *in-situ* test. The most important injection parameter is the dynamic viscosity of the liquid. This parameter controlled the injection pressure. The pressure value presented in Table 3.5 correspond to the steady-state injection pressure reached for injection durations between 120 s and 150 s depending on the mixture. The injection volume was established using two methods. With the first method, the injection volume was obtained by multiplying the injection flow rate by the injection duration required to reach a constant pressure. With the second method, the injection volume was obtained by multiplying the hydraulic aperture by the fracture area. As can be seen in Table 3.5, these two estimates differ by a factor that varies between 2.42 and 3.88. The results presented in Table 3.5 were established with a specific injection flow rate for each injected mixture. After establishing the injection parameters for a specific injection flow rate, it was possible to establish the hydraulic conductivity using Equations 3.1 and 3.2. Since the mixtures have different μ and ρ values, the joint hydraulic conductivity varies with the liquid (Table 3.5). A higher dynamic viscosity leads to a lower hydraulic conductivity for the joint.

Tableau 3.5 Results obtained with *in-situ* test

Mixture	Maximum injection pressure (kPa)	Q (mL/s)	Time to reach a constant pressure (s)	Injection volume (mL)		K (m/s)
				Constant pressure	Hydraulic aperture	
A	545	3.91	150	587	151	2.83×10^{-3}
B	1000	2.63	140	368	151	1.11×10^{-3}
C	2700	3.10	120	372	154	4.96×10^{-4}

3.4.3 *In-situ* test validation

A polyurethane volume of 1.1 L was injected during the validation test. This volume corresponds to a factor of safety varying between 1.9 and 7.3 based on the Injection volume presented in Table 3.5. A different pump was used for the polyurethane injection with a flow rate of 25 mL/s. This flow rate implies an injection duration of 45 s to reach the target volume.

Figure 3.8 presents the relationship between the pressure and the injection duration for each injection port. The pressure is higher at the injection port and an important head loss occurs during the polyurethane propagation. It is important to note that the injection pressure was significantly higher than the one proposed in table 3.5 because the injection flow rate was higher. A higher flow rate generated a higher injection pressure. For example, for P11 after 16 s, the injection pressure was approximately six times higher when the injection flow rate was five times higher. Also, during injection at P11, the polyurethane lost 88 % of its injection pressure when reaching P3 compared to 73% for the *in-situ* test.

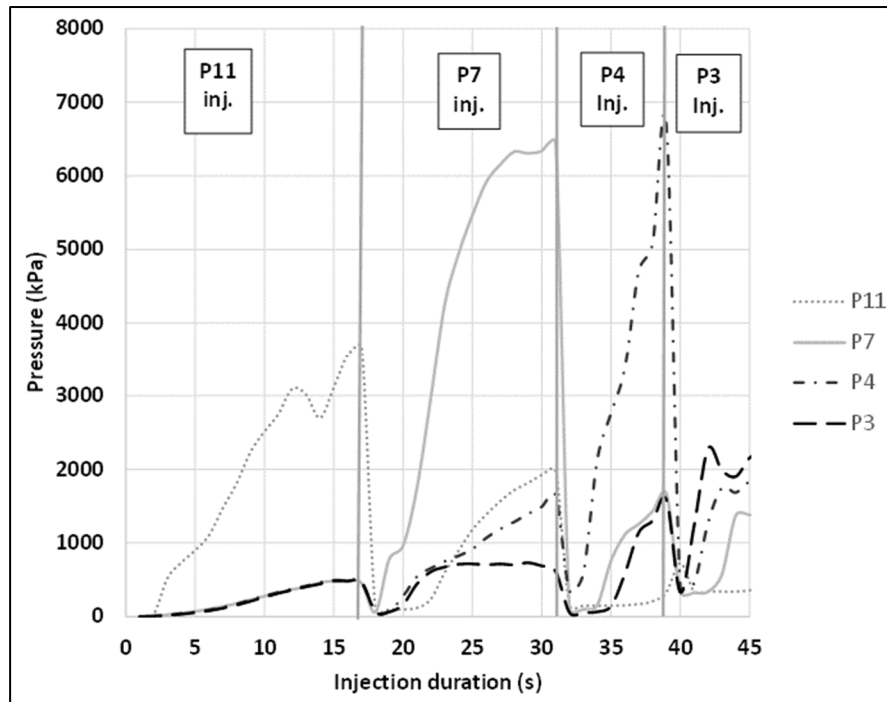


Figure 3.8 Pressure distribution in time of the polyurethane injection

Data acquisition was continued after the joint injection. Figure 3.9 shows the pressure according to polymerization time of the polyurethane (foaming state). Immediately after the completion of the injection, the pressure dropped by approximately 1000 kPa in 100 s before rising again. Andersson (1999) attributed this phenomenon to the expansion pressure who is provoked by the CO_2 generated during the polymerization and the compressed air inside the joint. The chemical reaction between water and polyurethane produces an important quantity of CO_2 that increases the pressure behind the front of the foaming polyurethane. When this pressure is added to the compressed air inside the joint, an important pressure augmentation happened. This augmentation depends on the quantity of polyurethane, accelerator (none in this case) and the fracture saturation state.

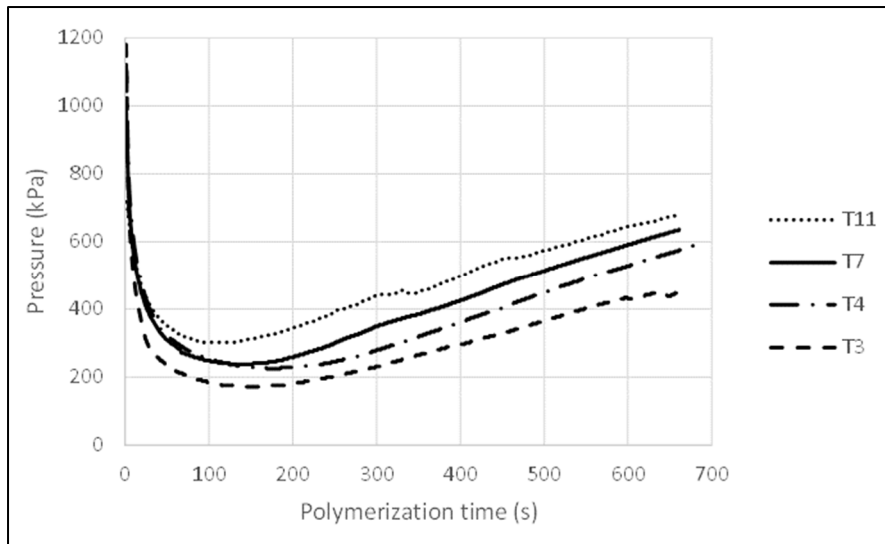


Figure 3.9 Pressure values in the fracture according to the polymerization time after the injection

The *in-situ* test that was developed in this paper has a limitation: a constant injection flow rate must be used. The injection was stopped after the pressure became constant. The injection volume was deduced from the injection duration and the injection flow rate. This methodology would not be applicable with a constant injection pressure and variable injection flow rate.

The factor of safety used to calculate the real injection volume is currently arbitrary. Its value should be chosen based on the judgment of the professional performing the injection. The analysis of a larger number of *in-situ* tests and polyurethane injections could help to establish an appropriate value for the factor of safety.

The following elements need to be studied to improve the *in-situ* test:

- Perform the *in-situ* test in other concrete fractures with different aperture distributions, boundaries, and port configurations to ensure its applicability in all concrete fracture types such as structural fractures.
- Perform injections of mixtures in more than one port to analyze the pressure distribution in time. Figure 3.7 showed important head loss during the liquid propagation in the fracture because only one port was used. Because the injection port was located at the fracture

extremity, the injected mixtures needed to flow the entire fracture length ($L=1.632\text{m}$) to fill it. Performing an injection with multiple injection ports simultaneously could result in a smaller head loss and a shorter injection time to reach a constant pressure because the injection distance would be shorter.

- Perform the *in-situ* test in a vertical fracture and with different injection point locations to evaluate the liquid propagation and pressure distribution in time. All the tests conducted in this paper were performed in a horizontal fracture.
- Modify the *in-situ* test to suit different pump configurations such as constant injection pressure and variable injection flow rate. The Lugeon test configuration can be a potential avenue. Different injection pressures can be tested with water-glycerol mixtures.

3.4.4 Mechanical aperture establishment from CT scans

The CT scan results are presented in Figure 3.10. Figure 3.10a presents a 3D perspective of the fracture. Figures 3.10b and 3.10c show top and side views of the fracture, respectively. In Figure 3.10a, brighter grey levels are associated with larger aperture. The black areas correspond to regions where the two fracture surfaces are touching with a null aperture. In Figures 3.10b and 3.10c, brighter grey levels correspond to denser phases, in this case the aggregates. The medium grey level intensity corresponds to the hardened cement paste. Darker grey levels correspond to the fracture.

The aperture distribution shown in Figure 3.11 correspond to a lognormal distribution as often observed for rock fractures. The mean mechanical aperture calculated from the CT scan for the lognormal distribution is 0.55 mm with a standard deviation of 0.16 log cycle (base 10). This value is slightly higher than the hydraulic aperture obtained in Table 3.6.

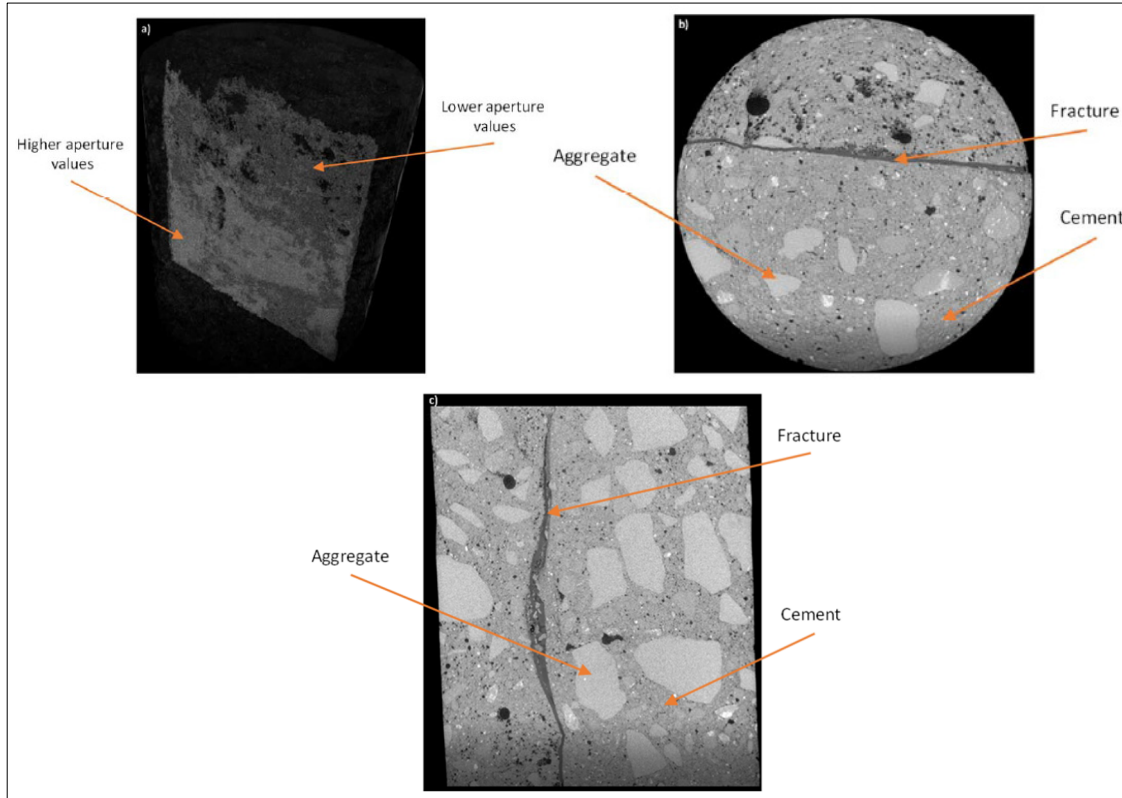


Figure 3.10 Results of the CT scans

a) fracture in 3D

b) Top view of the fracture

c) Side view of the fracture

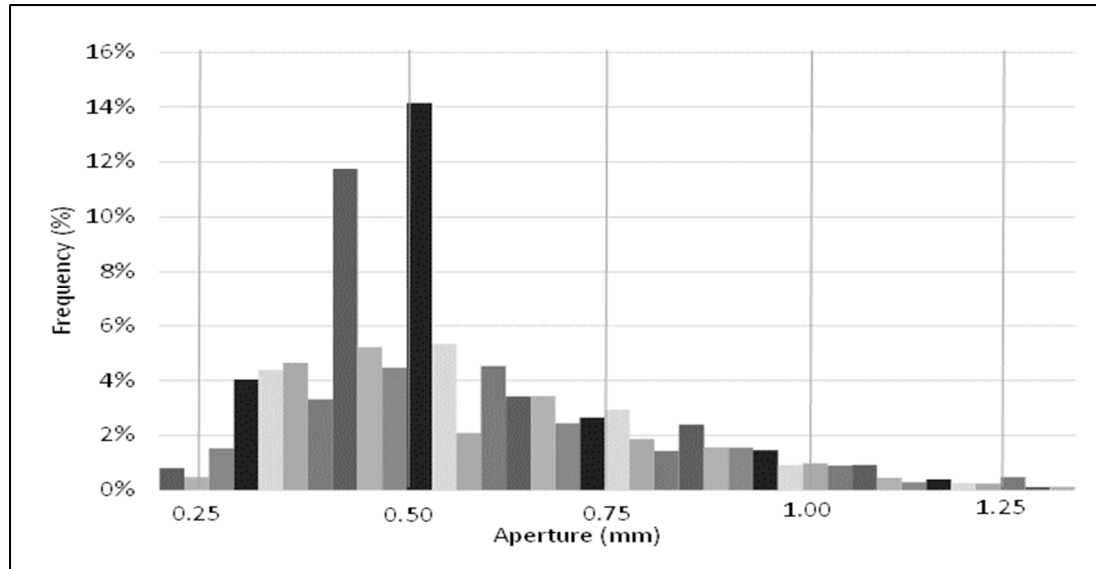


Figure 3.11 Aperture distribution determined with the CT scan for the core sample

The mechanical aperture is larger than the hydraulic aperture. This is in accordance with the literature on flow in rock fractures (e.g. Olsson & Barton, 2001; Scesi & Gattinoni, 2009; Sun et al., 2020; Zhao et al., 2014). The next step of this comparison is to establish a relation to find one aperture from another. For example, Sun et al. (2020) did a review of the mathematical equations available in the literature to establish the hydraulic aperture from the mechanical aperture and other parameters for rock fractures. No such relations were found in the literature for concrete fractures.

3.5 Conclusion

This paper aimed to develop an *in-situ* test to characterize fractures in concrete before waterproofing injections and to put the *in-situ* test results in relationship with the parameters of a polyurethane injection. The water-glycerol mixtures used during the *in-situ* test permitted to establish the parameters of the chemical grout injection by varying the dynamic viscosity of the mixture. A sample was taken to confirm the proper propagation of the injected chemical grout. The *in-situ* test also allowed the hydraulic aperture of the fracture to be determined. CT scans were performed on a core sample to establish the mechanical aperture. The main observations can be summarized as follows:

- The resin type and dynamic viscosity is the most important injection parameter. It affected the other injection parameters and the hydraulic conductivity of the studied fracture area. A higher dynamic viscosity leads to a lower hydraulic conductivity and a higher pressure
- An important pressure gain was measured in the fracture after the end of the polymer injection. It can be explained by the CO₂ generated during the polymerization and the compressed air inside the joint as suggested by Andersson (1999).
- The mechanical aperture of the studied fracture area and its distribution in space can be evaluated using CT scans. The scan results that were presented in this paper show a lognormal distribution of the fracture aperture.

This paper presented a first application of the *in-situ* test for a construction joint with specific boundaries and aperture distribution in space. We believe that *in-situ* tests performed before injection could enhance the effectiveness and durability of chemical grout injections in concrete fractures for waterproofing. To ensure the applicability of the test for all concrete fractures, other *in-situ* tests and polyurethane injections need to be conducted. Additionally, empirical or analytical expressions need to be developed to explain the relationships between the hydraulic aperture, the mechanical aperture, and the injection volume determined from the pressure time series.

CHAPITRE 4

DEVELOPMENT OF A NUMERICAL MODEL TO STUDY THE FLOW IN A CONCRETE FRACTURE DURING RESIN INJECTION FOR NON-STRUCTURAL PURPOSES

Khalil El Mekari^a and François Duhaime^b,

^{a and b} Département de Génie de la construction, École de Technologie Supérieure, 1100 Notre-Dame Ouest, Montréal, Québec, Canada H3C 1K3

Paper submitted to the *Journal of Structural Integrity and Maintenance*,
November 2023

4.1 Abstract

Resin injection is a method used to seal concrete fractures and to prevent non-structural damages such as water infiltrations. Injection parameters such as the resin type and dynamic viscosity influence the flow during the injection. This article presents a numerical model that simulates resin propagation and pressure during the injection. The influence of aperture distribution in space on the flow was evaluated by comparing a spatially correlated Gaussian field, a non-spatially correlated Gaussian field and a constant aperture. Multiple time-dependent dynamic viscosities were used to establish the effects of the transition from a Newtonian to a non-Newtonian state for the resin flow. The results showed that the dynamic viscosity had the most significant influence on the flow. Resin injection in a non-Newtonian state resulted in a higher injection pressure, higher head loss between the injection point and the model limits and a lower liquid propagation compared to the Newtonian state liquid simulations. Additionally, the liquids with the highest dynamic viscosity never achieved fracture saturation. Only the spatially correlated field was able to model the flow anisotropy. The other apertures distributions displayed symmetrical head loss and radial propagation during an injection.

Keywords: Fracture flow, resin injection, concrete fracture, time-dependent dynamic viscosity, stochastic process, finite element method

4.2 Introduction

Resin injection is commonly used to seal concrete fractures (AFTES, 2016; Jin-Long et al., 2018; Li et al., 2016; Zhang et al., 2018). Epoxy, polyurethane and acrylic are some of the typical polymers that can be mixed and injected with a pump to reduce fracture permeability and prevent water infiltration (ACI, 2014; Caltrans, 2013; Panasyuk et al., 2013; von Fay, 2015). The AFNOR EN 1504-05 and ASTM C881 standards allow the professional responsible for the injection to choose the right type of resin needed for injections in concrete fractures. AFTES (2016) enumerates the injection parameters that need to be considered: the resin type and dynamic viscosity, the injection pressure, the location and drilling parameters of the injected ports, the injection volume and the injection duration. The AFNOR EN 1504-05 standard classifies resins into three types: resins for structural rehabilitation (F), ductile resins, (D) and expansible resins for moist fractures (S). The mechanical and chemical properties for each type of product (F, D and S) are presented in a series of standards, but these standards do not specify the injection procedure. The injection parameters are currently chosen based on experience and it is difficult to compare their effectiveness.

Flow in fractured porous media can be simulated with two main types of numerical models: discrete fracture networks (DFN) and equivalent continuum models (Berre et al., 2019; 2016; Heider and Sun, 2020; Huang et al., 2021; Lei et al., 2017). DFN models represent the fractures explicitly. As suggested by Berre et al. (2019), DFN models are often used when the matrix domain is neglected and the fracture geometry has a significant impact on the flow. Equivalent continuum models replace the fractures with an equivalent porous media. The fractures are implicit. Lei et al. (2017) suggest that the advantage of continuum models is the calculation efficiency due to the simplicity of the geometry. Both types of models use numerical methods (e.g. finite elements) to solve the implemented flow equations. The domain, the initial and boundary conditions, the flow equations, and the simulation type (stationary or time dependent) need to be specified. For DFN models, the domain is the fracture. It can be implemented in Cartesian coordinates with x , y and b being the length, the width and the aperture, respectively. The initial pressure condition and boundary conditions (e.g.

impermeable fracture boundaries) have important effects on the flow. The fracture hydraulic conductivity can be established based on the cubic law as presented by Witherspoon et al. (1980) (e.g. Heider and Sun, 2020; Mohammadnejad and Khoei, 2013). The cubic law implies laminar flow between two parallel plates with a constant aperture (b). In porous media, the hydraulic conductivity obtained with the cubic law can be used in Darcy's law to simulate a laminar flow. Time-dependent simulations need to be performed because of the variation in time of the pressure distribution and liquid propagation.

Real fractures have rough surfaces and variable aperture. For rock fractures, the development of numerical models for flow simulations with a variable aperture can be achieved with a stochastic distribution of the aperture. Normal and lognormal distributions can be used to establish the fracture aperture (Baghbanan and Jing, 2007; Berre et al., 2019; Li et al., 2019; Ye et al., 2015; Zhao et al., 2014). The stochastic aperture distribution needs to be spatially correlated (Li et al., 2019; Ye et al., 2015). For example, Li et al (2019) obtained a spatially correlated Gaussian field by applying a mean filter on a non-spatially correlated Gaussian field where the aperture distribution followed a normal distribution. Flow simulations conducted with the geometry of real fractures obtained with computed tomography and Gaussian fields resulted in similar permeability values.

Examples of numerical models for flow in concrete fractures are very uncommon in the literature. Akhavan et al. (2012) considered the fracture roughness in mortar by modifying the cubic law aperture using an effective fracture aperture. The results showed a decrease of the fracture permeability by a factor of 4 to 6 when the roughness and tortuosity are considered. Abyaneh et al. (2016) developed a numerical model to study the mass transport properties of concrete containing microfractures such as diffusivity. There are no examples in the literature of numerical models for pressure distribution and liquid propagation in the context of waterproofing injections in concrete fractures.

Another important factor that can be studied with a numerical model is the effect the time-dependent viscosity on the propagation and pressure distribution in time during the injection.

The liquid resins used for fracture injection, polyurethane can be categorized as Newtonian fluids before gellification (El Tani and Stille, 2017; Hao et al., 2018; Li et al., 2019). But the polymerization (gellification of the resin) caused by mixing the resin with the catalyst results in a nonlinear relationship between shear stress and shear rate. The resin becomes a non-Newtonian fluid, a non-Newtonian fluid with a time-dependent viscosity. The dynamic viscosity increases with time and can be expressed with a power law (Han et al., 2021; Hao et al., 2018; Lavrov, 2013; Li et al., 2016; Li et al., 2019; Zou et al., 2020). For example, the numerical model by Zou et al. (2020) showed the effects of time-dependent viscosity on liquid radial propagation in rock fractures. The liquid radial propagation diminishes when dynamic viscosity of the liquid increases.

This article presents the development of a numerical model to study the pressure distribution in time and the liquid propagation in a concrete fracture during resin injection for non-structural purposes such as waterproofing. A series of 2D fractures were created with the finite element software COMSOL MULTIPHYSICS. Liquid injections were simulated to study the pressure distribution in time and liquid propagation. The numerical results were validated with resin injection in a construction joint in a tunnel. Both numerical model and tunnel injection showed the same pressure distribution and head loss. Multiple comparisons were performed to study the effects of aperture distribution in space and time-dependant dynamic viscosity on the pressure distribution in time and the liquid propagation. For the aperture distribution in space, three types of apertures were used: spatially correlated Gaussian field, non-spatially correlated Gaussian field and constant aperture. Comparisons were also performed to study the effect of resin injection in Newtonian and non-Newtonian state. The numerical model presented in this article is an important improvement to ensure the resin injection effectiveness because of its capability to predict or confirm the flow behaviour during a resin injection in a concrete fracture. It also shows the necessity of using a correlated aperture when flow simulations are performed in fractured porous media and the importance of performing resin injection in a Newtonian state rather than in a non-Newtonian state.

4.3 Materials and methods

4.3.1 Domain, mesh, initial and boundary conditions

A 2D representation of a fracture was created with COMSOL MULTIPHYSICS. Figure 4.1 shows the model geometry, mesh, initial conditions and boundary conditions used for all simulations. The domain has a length of 400 mm and a width of 100 mm. The injection point has a diameter of 6.35 mm and coordinates of $x = 200$ mm and $y = 50$ mm. The origin of the coordinate system is at the bottom left corner of the model. Elements of 1 mm were used at the injection point to achieve mesh-independent results. The distant boundaries are modelled as impermeable boundaries. At the injection point, an iteration was performed to determine the time-dependent injection pressure to achieve a constant flow rate. Figure 4.2 shows the steps to calculate the pressure at the injection point boundary. The initial pressure value (p_i) was set to 500 Pa to simulate a moist fracture. For each time step i , the flow rate was calculated for a constant pressure value and a pressure value extrapolated from the previous time step. The Newton-Raphson method was used to correct the extrapolated pressure. A relative error threshold (r_e) of 1 % between the targeted flow rate (Q_t) and the flow rate calculated with the model was used as the termination criteria for the Newton-Raphson method. A constant flow rate of 25 mL/s was used for model validation. The same injection flow rate was used during the tunnel injection. Simulations with 1 mL/s, 2 mL/s, and 5 mL/s were also performed to validate the model and to ensure that an increase in injection flow rate led to a pressure increase in the domain.

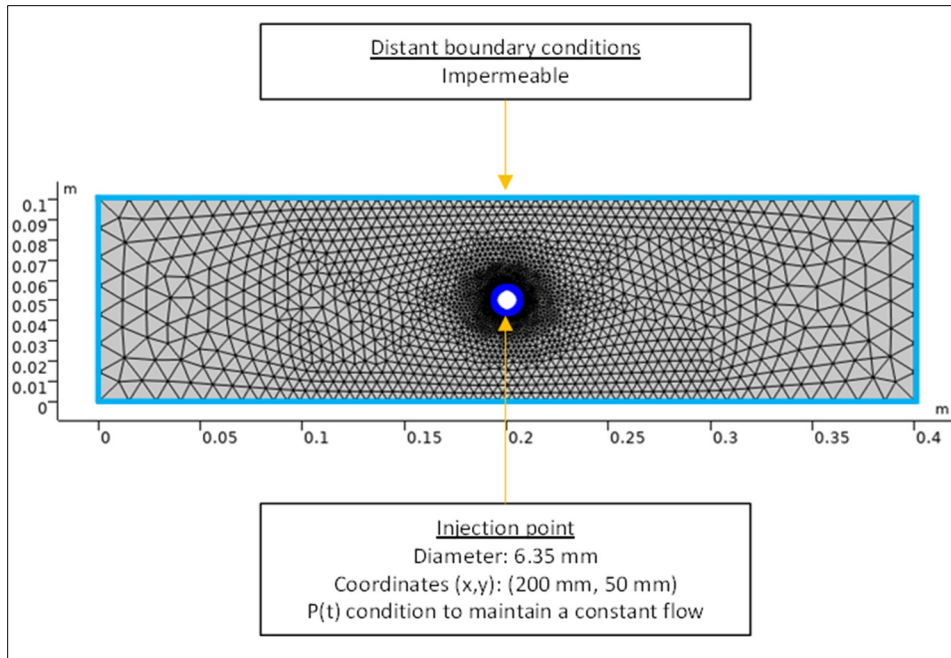


Figure 4.1 Mesh, initial conditions and boundary conditions of the fracture

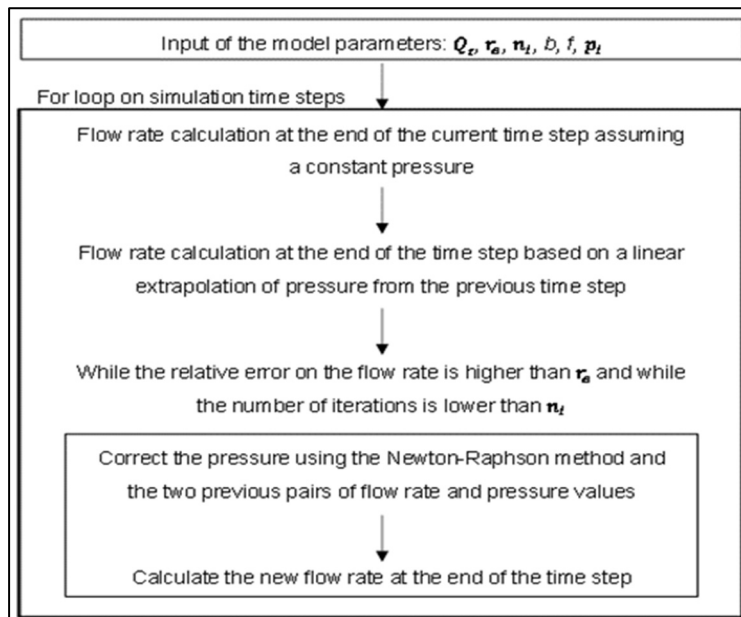


Figure 4.2 Method used to establish the injection pressure

4.3.2 Flow equations

Darcy's law for laminar flow in porous media was used to establish the liquid velocity as shown in Eq. 4.1.

$$q = -K i \quad (4.1)$$

where q is the velocity, K is the hydraulic conductivity and i is the hydraulic gradient. For laminar flow in fractures, K can be determined using the cubic law as presented in Eq. 4.2 (Witherspoon et al. 1980).

$$K = \frac{\rho g b^2}{12f\mu} \quad (4.2)$$

K is influenced by the liquid density (ρ), the gravitational acceleration (g) and the liquid dynamic viscosity (μ). The water conservation Eq. 4.3 is defined by combining the divergence (∇) of q and the rate of volumetric water content (θ) change.

$$-\nabla \cdot q = \frac{\partial \theta}{\partial t} \quad (4.3)$$

where t is the time variable. To establish θ , Richard's (1931) equation was used as shown in Eq. 4.4.

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = (S_r S + \frac{C_m}{\rho g}) \frac{\partial p}{\partial t} \quad (4.4)$$

where S_r is the saturation ratio (θ/b), S is the storage coefficient and C_m is the specific moisture. S was kept constant at $3.5 \times 10^{-9} \text{ Pa}^{-1}$ for the 25 mL/s injection flow rate simulations and $1 \times 10^{-8} \text{ Pa}^{-1}$ for the other injection simulations. C_m was established from Eq. 4.5. Figure 4.3 presents the relation between S_r and p that was used to establish C_m .

$$C_m = \frac{\partial \theta}{\partial p} \rho g \quad (3.5)$$

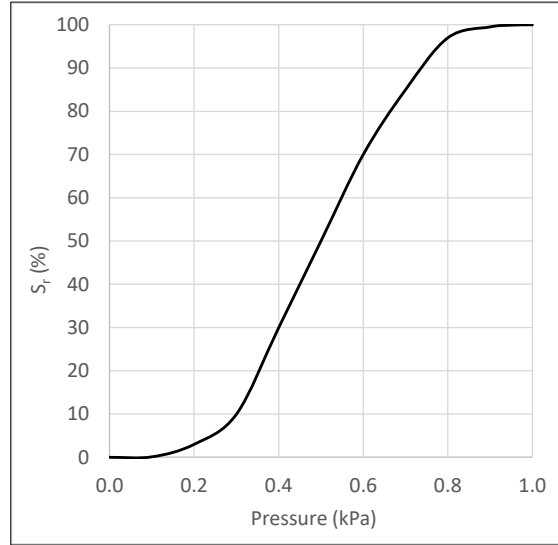


Figure 4.3 S_r function of p to establish C_m

4.3.3 Time-dependent dynamic viscosity

Simulations with a time-dependant dynamic viscosity were performed to establish the effect of resin polymerization on the flow. Equations 4.6 to 4.9 were used to define the relationship between viscosity and time.

$$\mu_a = \mu_i \quad (4.6)$$

$$\mu_b = \begin{cases} \mu_i & \text{if } t \leq 5 \\ \mu_i + 5 \times 10^{-2} (t - 5)^2 & \text{if } t > 5 \end{cases} \quad (4.7)$$

$$\mu_c = \begin{cases} \mu_i & \text{if } t \leq 10 \\ \mu_i + 5 \times 10^{-2} (t - 10)^2 & \text{if } t > 10 \end{cases} \quad (4.8)$$

$$\mu_d = \mu_i + 5 \times 10^{-2} t^2 \quad (4.9)$$

The first dynamic viscosity definition ($\mu_a = \mu_i = 0.5 \text{ Pa} \cdot \text{s}$) was constant to reproduce a fully Newtonian fluid throughout the injection duration. The other dynamic viscosity definitions (μ_b , μ_c and μ_d) were established from power-law equations that are influenced by the initial dynamic viscosity (μ_i) and the time elapsed since the injection beginning t in seconds (e.g. Han et al., 2021; Hao et al., 2018; Simakin & Ghassemi, 2005). μ_b and μ_c went from a Newtonian state to a non-Newtonian state after 5 and 10 s, respectively. μ_d simulates the injection of a non-Newtonian fluid. Figure 4.4 shows the relationship between μ and t for the three cases with a variable dynamic viscosity.

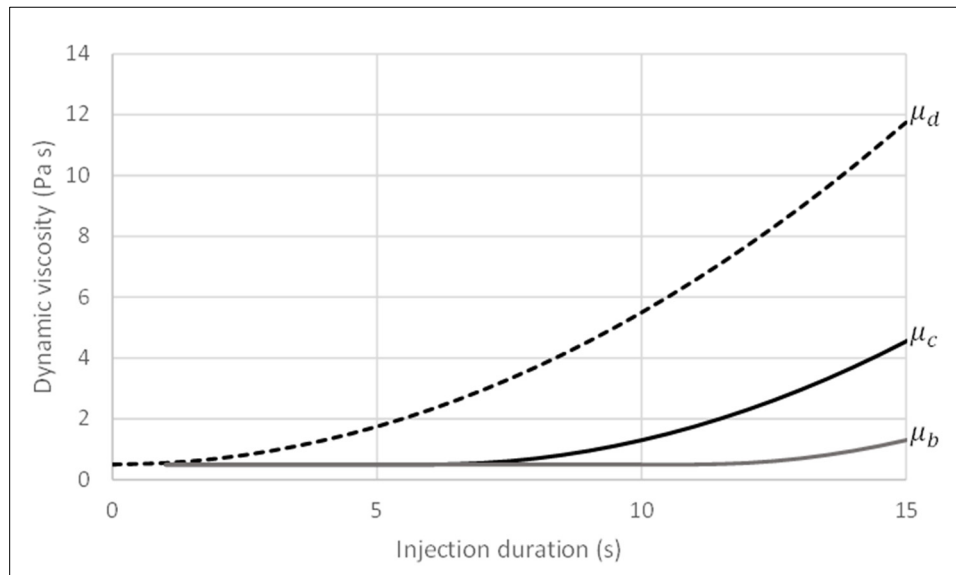


Figure 4.4 Dynamic viscosity functions μ_b , μ_c and μ_d

4.3.4 Aperture distribution in space

Three types of apertures were used in this article: constant aperture, non-spatially correlated aperture obtained with a gaussian field, and spatially correlated aperture obtained with a gaussian field.

The first aperture type was a constant aperture of 0.543 mm. The constant aperture does not vary in space.

The second aperture type was a non spatially correlated field. The MATLAB function *randn* was used to generate the aperture values based on a normal distribution. Equation 4.10 presents the probability density function of the normal distribution.

$$f(b) = \frac{1}{s^2\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{1}{2}\left(\frac{b-m}{s}\right)^2} \quad (4.10)$$

Where m is the mean aperture value and s is the standard deviation. 40,000 aperture values were generated on a grid with a spacing of 1 mm with $m = 0.543$ mm and $s = 0.130$ mm. Figures 4.5a and 4.5b present an example of the aperture values used with respect to x and y , and the aperture histogram.

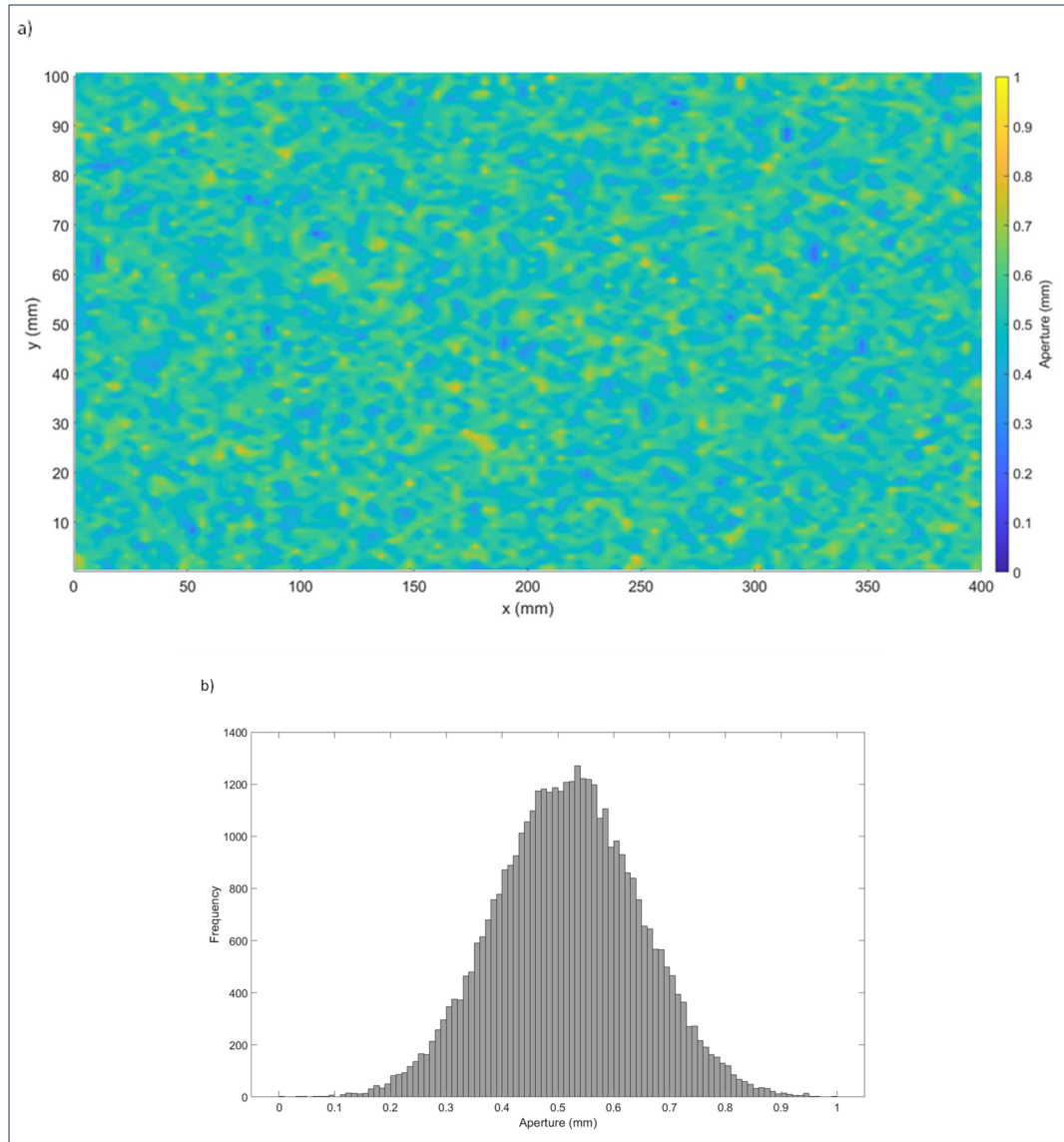


Figure 4.5 Example of non spatially correlated apertures
 a) 3D perspective of the domain
 b) Aperture histogram

As mentioned previously, apertures in real fractures are generally correlated in space (e.g. Chen et al., 2016; Hanke et al., 2018; Noiriél et al., 2013; Wenning et al., 2019). The last method was used to generate a field of spatially correlated apertures. 40,000 apertures were generated on a grid with a spacing of 1 mm with the *randn* function using $m = 0.543$ mm and $s = 0.13$ mm. To obtain a spatial correlation, a mean filter was applied to each aperture (*Li et al., 2019*). The mean filter replaces each aperture with the mean value in its neighborhood. A

square neighborhood with a size of 51 mm by 51 mm was used. Figure 4.6 shows an example of a spatially correlated Gaussian field.

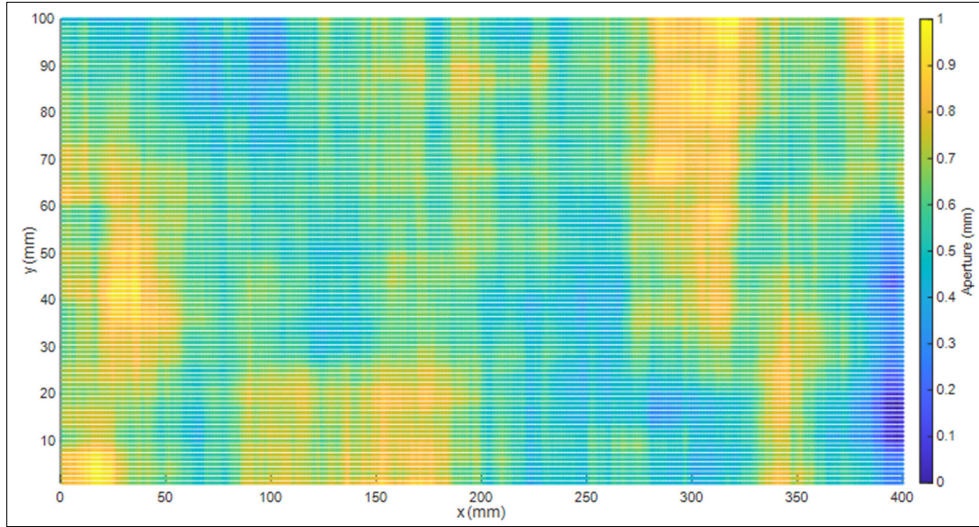


Figure 4.6 Example of Gaussian stochastic field used to simulate flow in a spatially correlated fracture aperture

To confirm spatial correlation, the 40,000 coordinates and b values were imported in the geostatistics software *GS+* to produce a variogram. The variogram presents the relationship between the variance (γ) and the lag distance (h) as calculated with Equations 4.11 and 4.12 (e.g. Hanke et al., 2018; Li et al., 2019; Noiriél et al., 2013).

$$2\gamma(h) = \frac{1}{N(h)} \sum_{i=1}^{N(h)} [b_i - b_{i+h}]^2 \quad (4.11)$$

$$h = \sqrt{(x_i - x_j)^2 + (y_i - y_j)^2} \quad (4.12)$$

where $N(h)$ is the number of observations corresponding to the same h value. The pairs of b_i and b_{i+h} values are separated by a distance h . If the apertures are spatially correlated, the mean

squared difference between b_i and b_{i+h} should increase with the distance h . At a certain lag distance, the points are too far from each other and the apertures are not correlated.

The variograms that were computed from the apertures that were generated by the Gaussian kernel were compared with a spherical variogram model. The spherical variogram equation is presented in Eq. 4.14.

$$\gamma(h) = \begin{cases} n_g + s_i \left[1.5 \frac{h}{r} - 0.5 \left(\frac{h}{r} \right)^3 \right] & \text{if } h < r \\ s_i & \text{if } h \geq r \end{cases} \quad (4.13)$$

The shape of a spherical variogram is controlled by a sill (s_i), a nugget (n_g), which represents the y -intercept of the variogram, and a range (r), which is the minimum lag distance where γ corresponds to s_i .

Figures 4.7a and 4.7b show the variogram obtained from the spatially correlated apertures and the aperture histogram, respectively. The variogram is compared with a spherical model with a range of 50 mm and a sill of 0.017 mm². The mean and standard deviation values calculated with *GS+ Geostatistics* for the apertures values shown in Figure 4.7b are 0.543 mm and 0.130 mm, respectively.

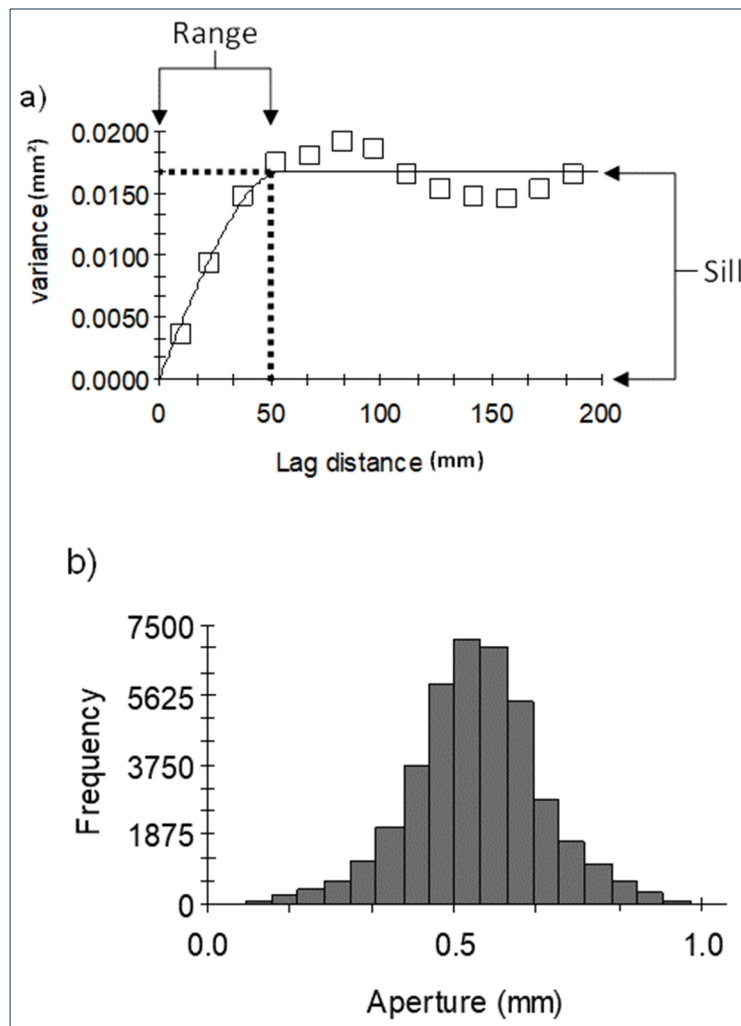


Figure 4.7 Statistical analysis performed in the geostatistics software *GS+*
 a) Coordinates variogram and spherical variogram model comparison
 b) Aperture histogram

Table 4.1 provides the number of simulations performed for both non-spatially correlated and correlated aperture fields. To obtain the pressure distribution curves presented in the results section, the average value was calculated based on the number of simulations performed. A total of 80 simulations were performed for both types of aperture fields.

Tableau 4.1 Details on the simulations performed for both non-spatially Gaussian correlated and Gaussian correlated aperture fields

<u>Aperture distribution</u>	<u>Injection flow rate (mL/s)</u>	<u>Dynamic viscosity</u>	<u>Number of simulations</u>
non spatially correlated field	1	μ_a	10
spatially correlated field	1	μ_a, μ_b, μ_c and μ_d	10 for each time-dependent dynamic viscosity
spatially correlated field	2, 5 and 25	μ_a	10 for each injection flow rate

4.3.5 Model validation by resin injection in concrete fracture in tunnel

To validate the model results, a polyurethane injection was performed in a concrete fracture associated with a construction joint in a tunnel. The construction joint is located in a tunnel of the Montréal metro. The surface was capped to keep the resin inside the fracture. Core sampling was performed to establish the studied fracture width at 0.178 m. Multiple injection and pressure reading ports were installed as shown in Figure 4.8 but only four were used to cover a total studied fracture length of 1.632 m. All four ports were used for the injection. The injection began at P11 and ended at P3. The injection durations for ports P11, P7, P4 and, P3 were 16, 14, 8, and 7 s, respectively.

Figure 4.9 shows a conceptual model of the fracture established from a water injection test that preceded the polyurethane injection. The injection test showed that three fracture limits were impermeable. The type of the last fracture limit (close to P3 on Figure 4.9 is uncertain. However, the results obtained from the numerical model were independent of the type of boundary conditions considered close to P3. Therefore, impermeable boundaries were used on each side of the model as shown in Figure 4.1.

Sika HH LV polyurethane was used without accelerator. The dynamic viscosity and density before gellification were 0.5 Pa s and 1150 kg/m³, respectively. A Titan 410 pump was used with a constant flow rate of 25 mL/s. The injection duration from the beginning of injection at P11 to completion at P3 was 355 s. According to the product data sheet, the total injection duration was below the polyurethane gellification time (375 s at 20°C without accelerator). As a result, the polyurethane was still in a Newtonian state and did not reach a non-Newtonian state. The pressure distributions in time and in space during injection at P11 are shown in Figure 4.10. The head loss is concentrated near the injection point. Similar results were observed for the other injections points.

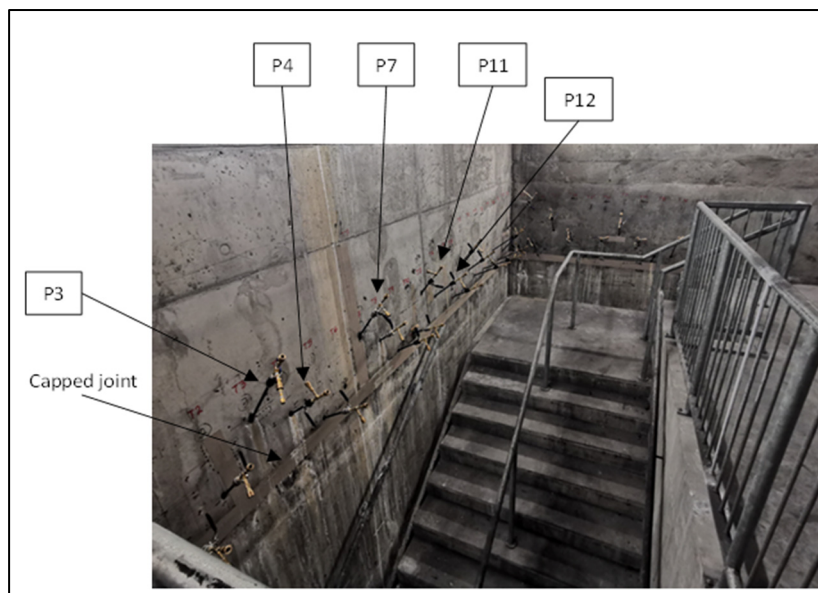


Figure 4.8 Capped construction joint for the resin injection

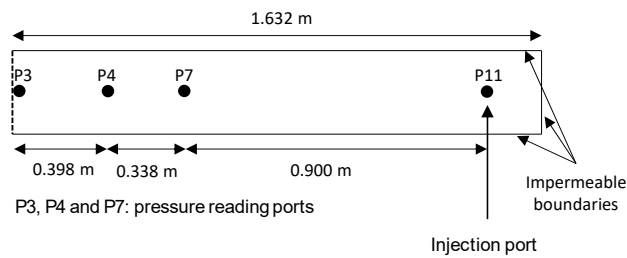


Figure 4.9 Plan view of the construction joint for the resin injection

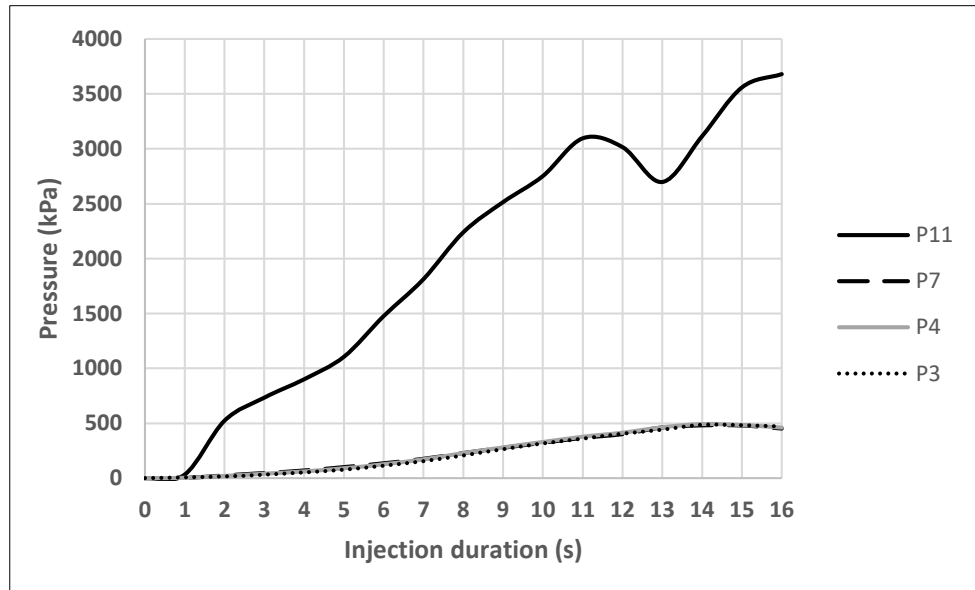


Figure 4.10 Pressure distribution in time and space during P11 injection

4.4 Results and discussion

4.4.1 Model validation

The first step was to validate the numerical model. Flow rates of 1 mL/s, 2 mL/s, 5 mL/s and 25 mL/s were applied. The resin properties in the numerical model were chosen to match the properties of the polyurethane that was injected in the concrete fracture (constant dynamic viscosity of 0.5 Pa s and density of 1150 kg/m³). The aperture distribution in space was obtained via the spatially correlated field. Figure 4.11a shows the injection pressure as a function of the injection duration for an injection flow rate of 25 mL/s. The average, maximum, and minimum injection pressures for the 10 simulations are also compared with the experimental injection pressure distribution shown in Figure 4.11a. Figure 4.11b shows the pressure with respect to the x coordinate at y = 50 mm for an injection duration of 16 s. The validation process was extended with simulations of lower injection flow rates to ensure that the augmentation of the injection flow rate resulted in the augmentation of the pressure in the domain. Figure 4.12 shows the average injection pressure for injection flow rates of 1 mL/s, 2 mL/s, and 5 mL/s and an injection duration of 16 s. Figures 4.13a, 4.13b, and 4.13c present the

pressure with respect to the x coordinate for an injection duration of 16 s and flow rates of 1 mL/s, 2 mL/s, and 5 mL/s. Similar results were obtained for the simulations with flow rates of 2 mL/s and 5 mL/s.

As with the experimental polyurethane injection, the injection pressure rose significantly during the simulations. Except for the low injection pressure (32 kPa) observed during the first second of the experimental injection, the experimental pressure values are contained between the minimum and the maximum values obtained during the simulations. The experimental values tend to follow the average injection pressure after 6 s. The low injection pressure observed in the tunnel during the first second can be explained by the time needed by the pump to reach the desired injection flow rate after activation. The numerical model results showed that the pressure increase depends on the flow rate. A higher flow rate leads to a higher injection pressure. The injection pressure was approximately seven times higher when the injection flow rate was five times higher according to Figure 4.12. Furthermore, both the numerical model and the polyurethane injection results showed an important head loss as the resin propagated away from the injection point. The pressure increase is concentrated at the injection point. The same behaviour was observed in injection simulations in fractured porous media with the numerical models presented by Hao et al. (2018), Hang et al. (2021), and Sun et al. (2018). As shown in Figures 4.11b and 4.13, the head loss is influenced by the injection flow rate. A higher flow rate leads to a higher head loss during the injection. For a travel distance from the injection point ($x = 0.2$ m) to the model limit ($x = 0.4$ m), the pressure gradient value was 143 kPa/m, 310 kPa/m, 708 kPa/m, and 4745 kPa/m for injection flow rates of 1 mL/s, 2 mL/s, 5 mL/s, and 25 mL/s, respectively.

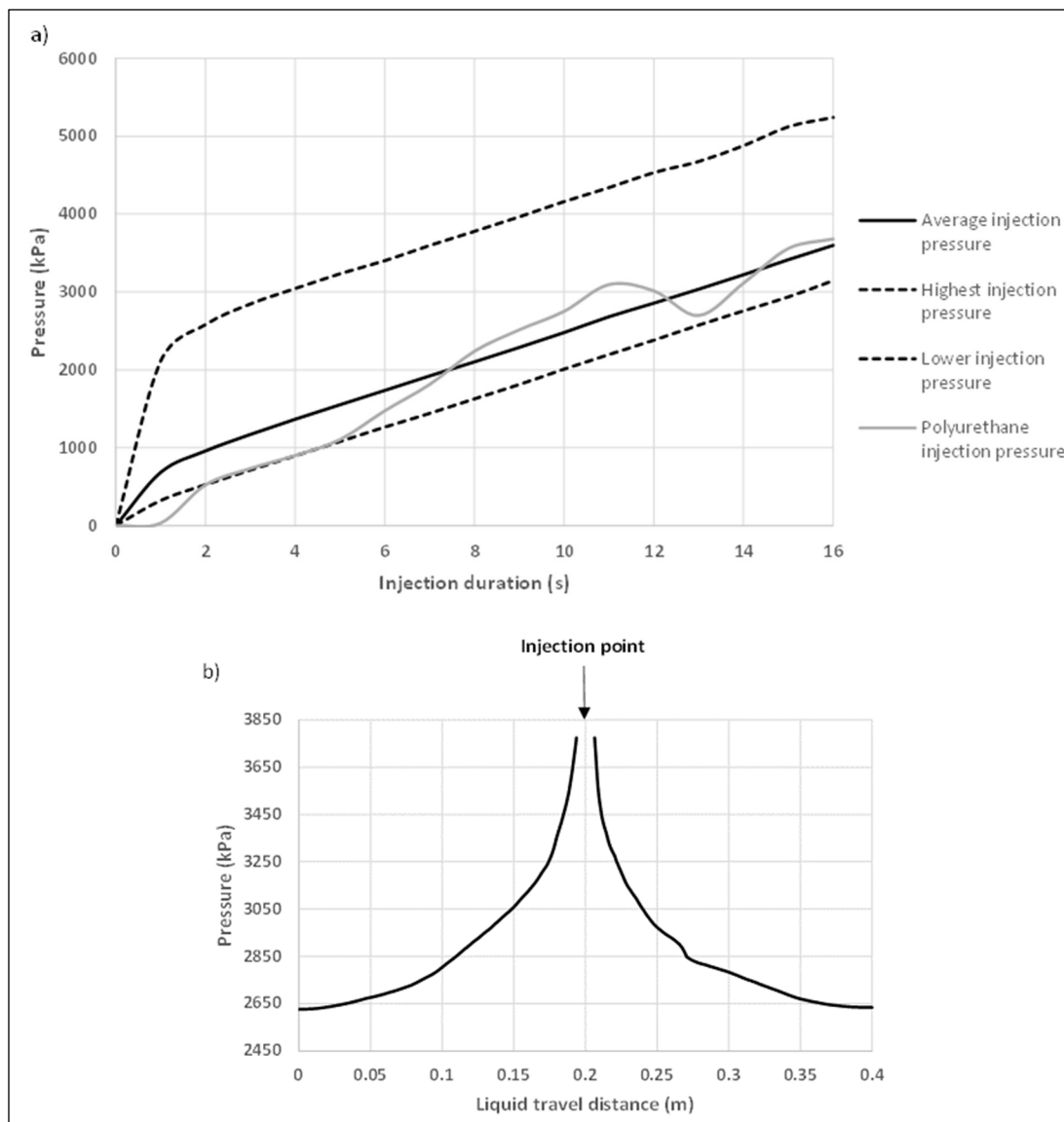


Figure 4.11 DFN Simulations results for an injection flow rate of 25 mL/s
 a) Injection pressure distribution in time and comparison between numerical and *in-situ* results
 b) Head loss function of the liquid travel distance after 16 s

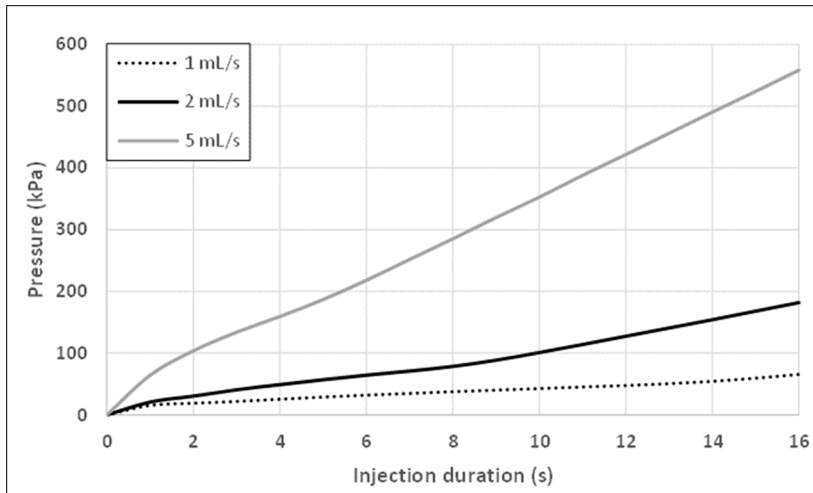


Figure 4.12 Average injection pressure distribution in time for different injection flow rates

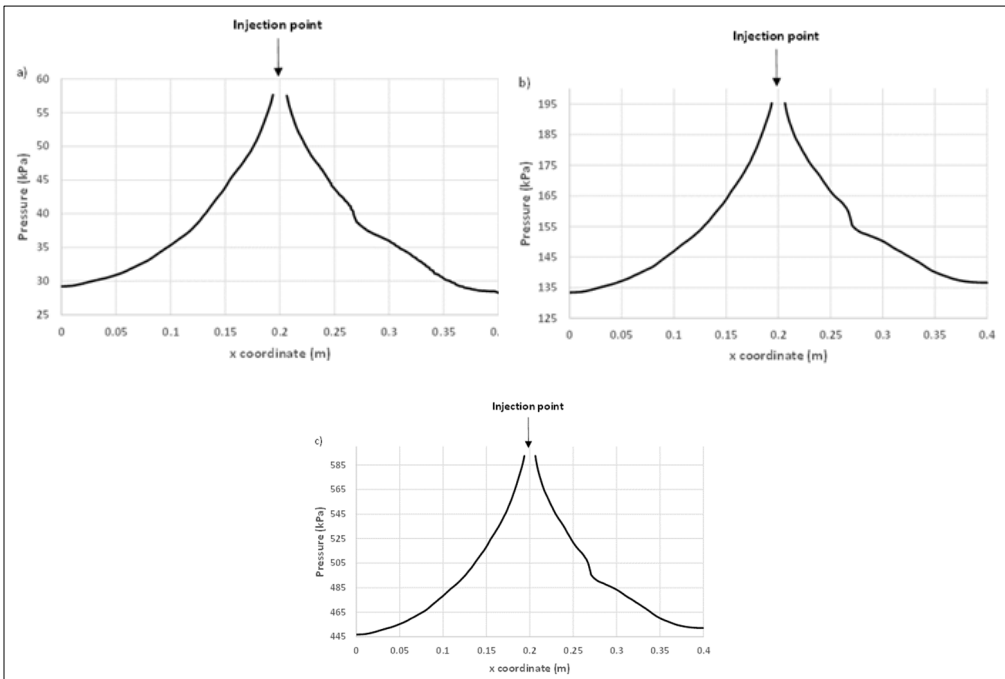


Figure 4.13 Pressure as a function of the x coordinate for an injection duration of 16 s with different flow rates

- a) 1 mL/s
- b) 2 mL/s
- c) 5 mL/s

The difference observed between the curves for the lowest and highest injection pressures in Figure 4.11a can be explained by the local fracture aperture close to the injection point. Figures 4.14a and 4.14b present the aperture distribution in a 25-mm square centred on the injection point for the simulations that led to the lowest and highest injection pressures. For the square region, the mean apertures corresponding to the lowest and highest injection pressures are 0.72 mm and 0.27 mm, respectively. Lower apertures around the injection point contributed to a higher injection pressure.

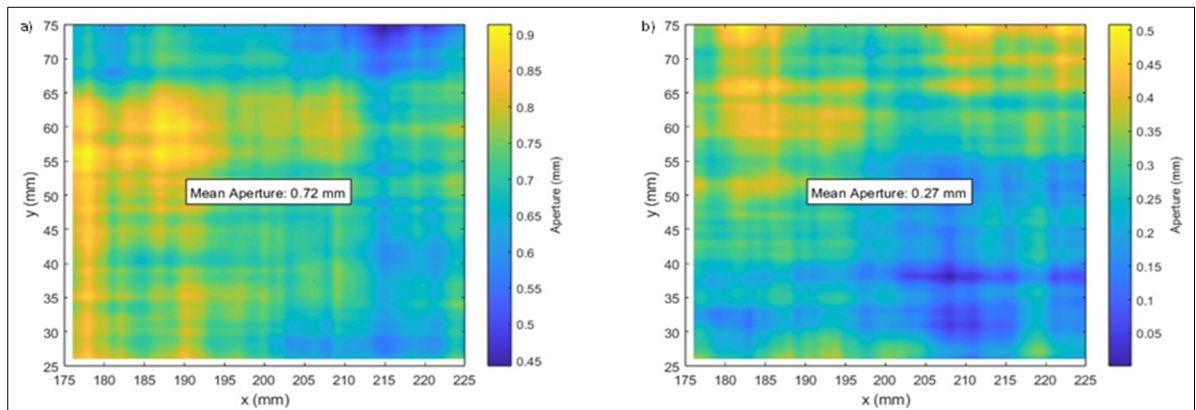


Figure 4.14 Aperture distribution in space in a squared range of 25 mm of the injection point
 a) Lowest injection pressure simulation
 b) Highest injection pressure simulation

The pressure distributions in time and in space obtained with the numerical model are similar to the distributions observed during the experimental polyurethane injection and in the literature. As a consequence, the model is validated. The model required the same injection volume as the experimental polyurethane injection to fill the fracture. Unlike rock fractures, there is no *in-situ* test that allows the injection volume required to inject concrete fractures (e.g. Maldaner et al., 2018). An *in-situ* test performed with water would be a potential method to determine the proper injection volume.

4.4.2 Aperture distribution effects on the flow

To establish the effect of the aperture distribution in space on the flow, the pressure and the liquid propagation were compared for the spatially correlated fields, the non-spatially correlated fields, and a constant aperture of 0.543 mm. Figures 4.15a and 4.15b shows the pressure distribution in time and the pressure with respect to the x coordinate at $y = 50$ mm for an injection duration of 16 s.

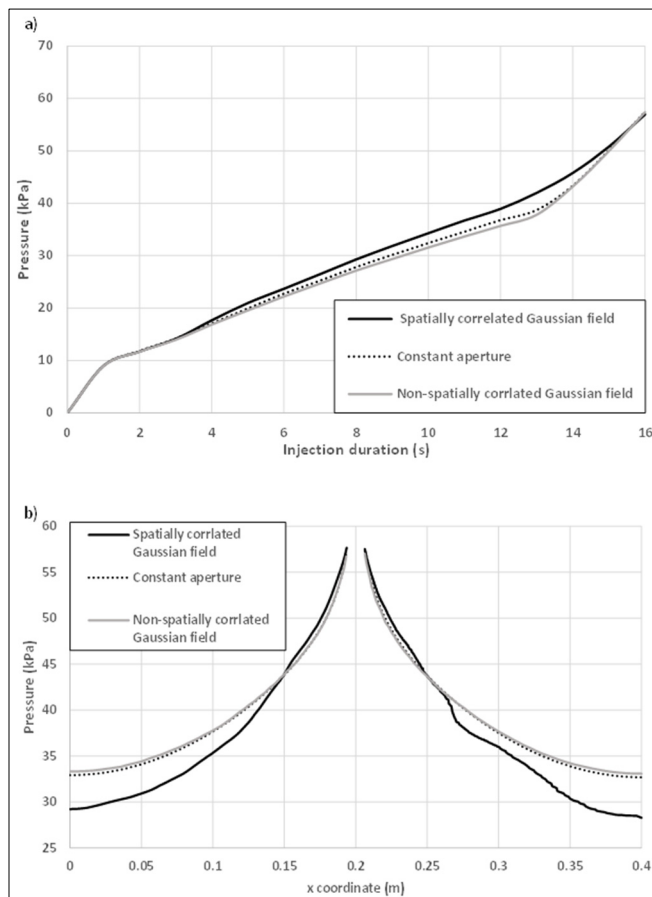


Figure 4.15 Comparison of the three aperture distributions after 16 s
 a) Average injection pressure distribution in time distributions
 b) Average pressure for the three aperture distributions

The results show that the variation of the aperture distribution in space does not influence the average injection pressure in time. For all aperture types, saturation was reached after 1 s and the pressure augmentation that followed was constant until an injection duration of approximately 13 s. The pressure behaviour noted after 13 s can be associated with jacking as described by Rafi and Stille (2021). Jacking can be defined by fracture dilatation when the injection pressure exceeds the highest *in-situ* stress of rock. Because the phenomenon has not been studied for concrete fractures, it is still difficult to conclude on the pressure needed to cause jacking and to consider it during the injection. For the pressure distribution in space, all the aperture distributions exhibited isotropic results on average, but the head loss between the injection point and the domain boundary was more important when the spatially correlated field was used. The injection point placed in the middle of the model allowed the pressure gradient to be calculated between the injection point ($x = 0.2$ m) and both model extremities à ($x = 0$ m and $x = 0.4$ m). For the example presented in Figure 4.15b for spatially correlated apertures, the pressure gradient was 151 kPa/m and 146 kPa/m between the injection point and the model limits at $x = 0$ m and $x = 0.4$ m, respectively. The non-spatially correlated field and constant aperture resulted in a lower pressure gradient of 123 kPa/m and 121 kPa/m, respectively. The pressure gradient was symmetrical with respect to the y axis for both the constant and non-spatially correlated apertures.

Figures 4.16a, 4.16b and 4.16c show the liquid propagation for three different spatially correlated Gaussian field as examples. Figure 4.17a and 4.17b show the liquid propagation of the constant aperture and one non-spatially correlated Gaussian field. μ_a and a flow rate of 1 mL/s were used for all the simulations presented in Figure 4.16 and 4.17.

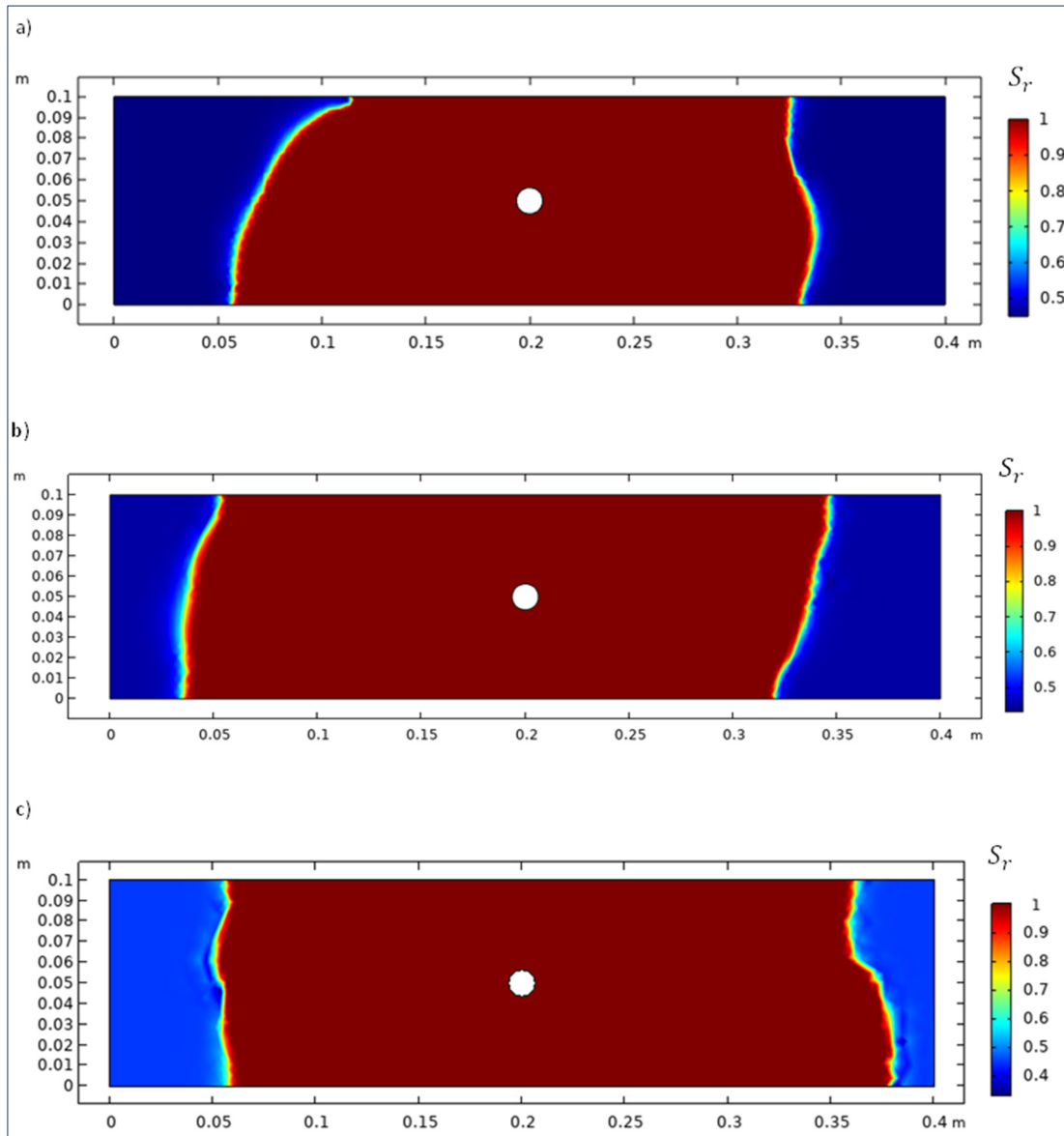


Figure 4.16 Examples of resin propagation results with DFN models using the spatially correlated Gaussian field after 10s

- a) Field #4
- b) Field #6
- c) Field #8

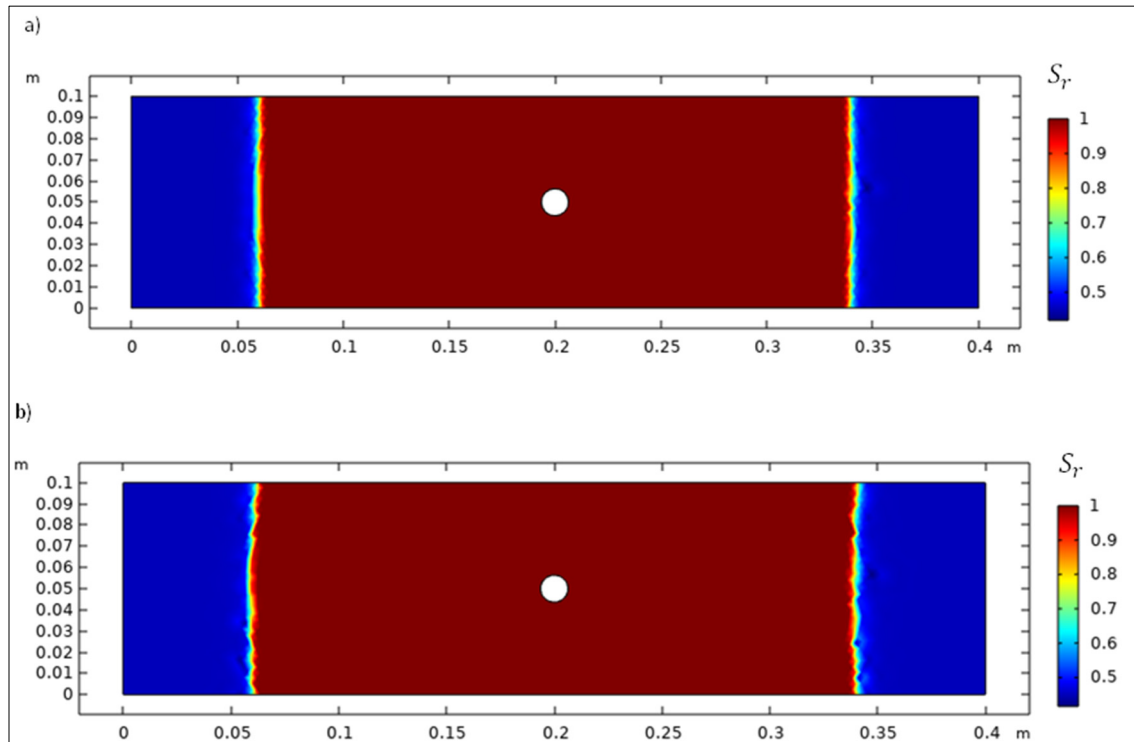


Figure 4.17 Example of Resin propagation for the non-spatially correlated apertures after 10 s

- a) Constant aperture
 b) Non-spatially correlated Gaussian field

The spatially correlated field provoked an irregular propagation shape. The saturation front reached a greater or a smaller distance than for the other aperture distributions depending on the flow direction. The propagation was different for each spatially correlated Gaussian field. On the opposite, the propagation for all non-correlated spatially Gaussian filed simulations were identical. Figures 4.16 and 4.17 show the saturation degree. It is possible to observe that the saturation degree of the overall fracture domain does not vary according to aperture distribution. The only element that varied related to the saturation degree is the injection duration needed to gain a saturated fracture. An average injection duration was calculated for both aperture fields. Both the non-spatially correlated field and the constant aperture simulations achieved fracture saturation in 13 s. The spatially correlated Gaussian field achieved its saturation in 15 s.

4.4.3 Time-dependent dynamic viscosity effects on the flow

Figure 4.18 shows the injection pressure with respect to time. A flow rate of 1 mL/s and a spatially correlated aperture were used. The injection pressure distribution in time is directly related to the dynamic viscosity. A higher dynamic viscosity led to a higher pressure during the injection. These results are similar to those presented by Hao et al. (2018). The pressure augmentation reproduces the exponential trend with time that was attributed to the dynamic viscosity with the relationships shown in Figure 4.4. The results presented in this article also showed the impact of a state transition. The pressure augmentation observed while the liquid was in a Newtonian state was very low compared to the augmentation observed in the non-Newtonian state. μ_b and μ_c have a very similar pressure distribution with respect to time as μ_a before their respective gellification time. Injection pressure for μ_d is approximately eight times the pressure for μ_a for an injection before gellification after 15 s.

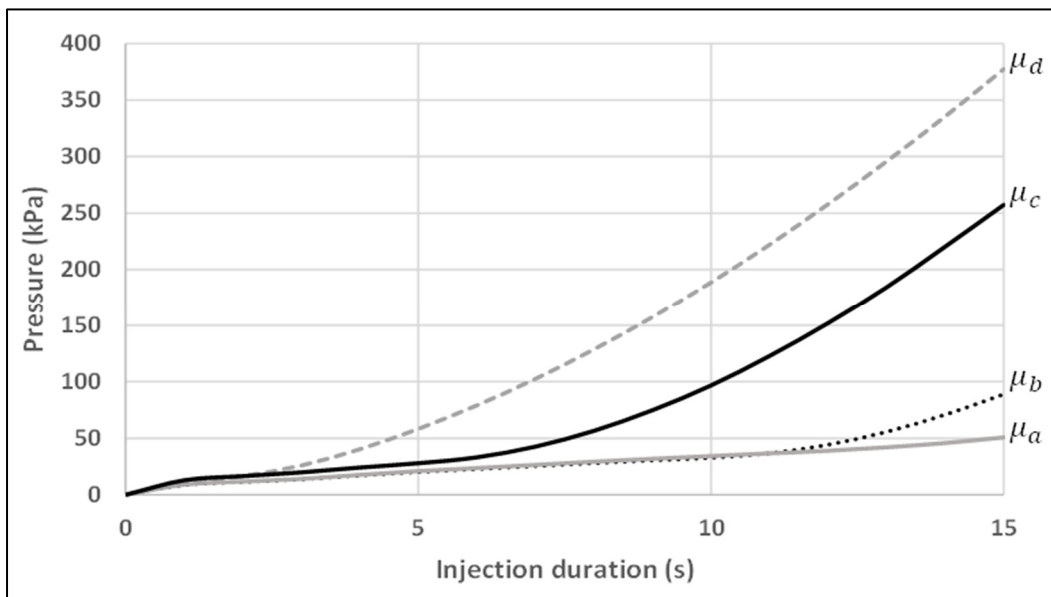


Figure 4.18 Injection pressure distribution in time for μ_a , μ_b , μ_c and μ_d injections

For the liquid propagation, a faster gellification time provoked an important reduction of the resin travel distance in the fracture. Figures 4.19a and 4.19b show the propagation for the μ_a and μ_d simulations after an injection duration of 12 s. They are representative of all the

repetitions performed for the same time-dependent dynamic viscosity simulations. Simulations with μ_a and μ_b led to fracture saturation after 15 s as mentioned in the previous section. Simulations with μ_c and μ_d gelled very soon during the simulations and did not provoke fracture saturation after 15 s. Simulations with μ_d correspond to the injection of a resin in non-Newtonian state. They had the lowest propagation distance. The propagation results obtained confirmed the results presented by Zou et al. (2020) where the liquid radial propagation diminished with a higher dynamic viscosity liquid. In addition to the Zou et al. (2020) results, the results obtained in this article indicated that the most important element influencing the propagation when time-dependent viscosity is used is the gellification time. It controls the moment when fracture saturation is obtained, and the distance traveled by the liquid.

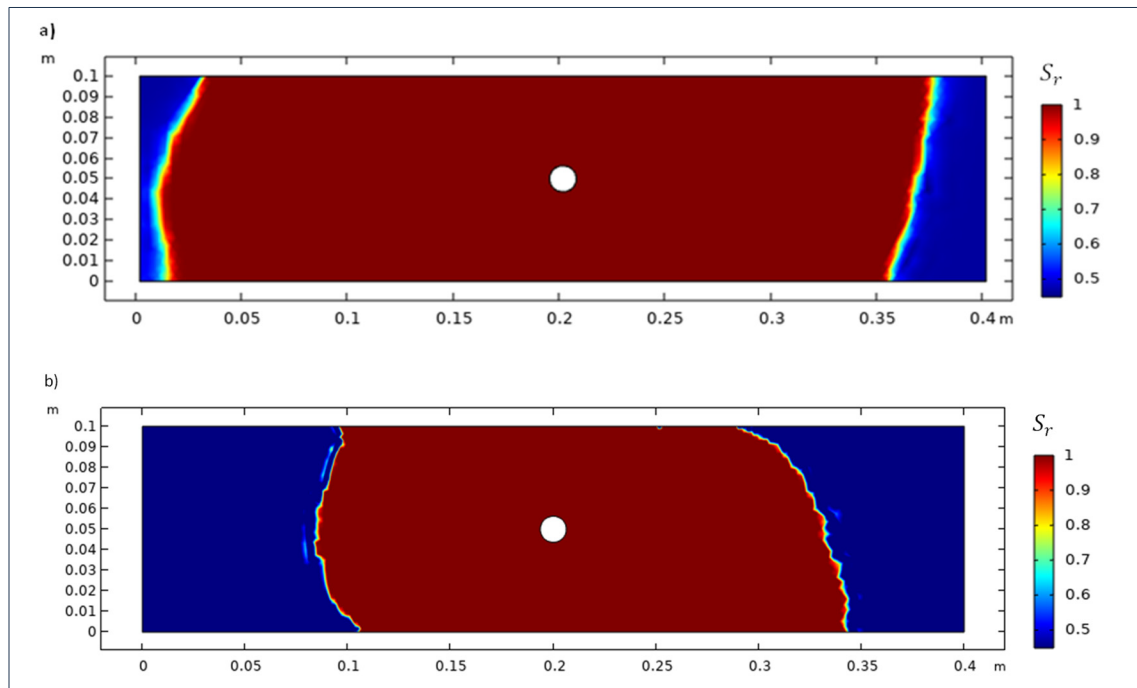


Figure 4.19 Examples of liquid propagation after 12 s when constant and time-dependent dynamic viscosity are applied

- a) μ_a
- b) μ_d

Additionally, Figure 4.20 shows the head loss occurred during the liquid propagation for μ_b , μ_c and μ_d . As it was for the constant dynamic viscosity, important head loss occurred during

the propagation. A higher dynamic viscosity led to a higher head loss. For example, the pressure gradient values for a travel distance from the injection point ($x = 0.2$ m) to the model boundary at $x = 0.4$ m were 421 kPa/m, 1284 kPa/m and 1884 kPa/m for μ_b , μ_c , and μ_d , respectively. The simulations using a non-Newtonian liquid (μ_d) resulted in a head loss that was more than 10 times higher compared to simulations using a Newtonian liquid μ_a (146 kPa/m as presented in the last section). The μ_c and μ_d simulations resulted in a total head loss when the resin reached the model limits.

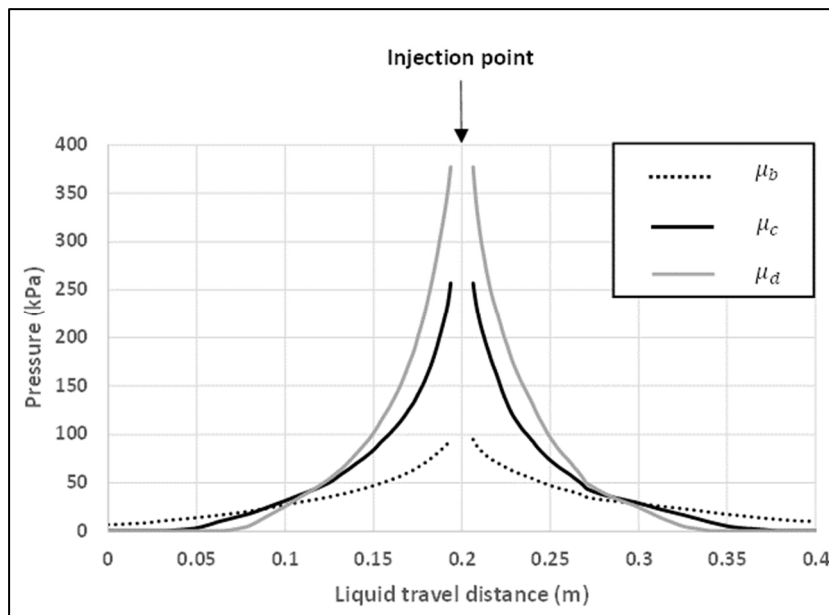


Figure 4.20 Head loss comparison between the time-dependent dynamic viscosity liquids after 30 s

4.5 Conclusion

This article presented a DFN numerical model to study resin flow during injections in concrete fractures for non-structural purposes such as waterproofing. A polyurethane injection in a concrete fracture was performed to validate the numerical model. Multiple aperture types and dynamic viscosity values were tested. The results indicated that the dynamic viscosity, the aperture distribution in space and the injection flow rate had a direct influence on the injection

pressure, the head loss and the liquid propagation. The following phenomena have been observed:

- A significant head loss occurred close to the injection point during the liquid propagation irrespective of the fracture aperture distribution and the dynamic viscosity of the resin. Higher dynamic viscosity values led to higher gradient and head loss values. For spatially correlated apertures, the local aperture near the injection point had a strong influence on head loss.
- Only the spatially correlated aperture was able to show the anisotropy of the liquid propagation during the injection. The non-spatially correlated Gaussian field and constant aperture resulted in an isotropic propagation. Additionally, they undervalued the head loss and hydraulic gradient close to the injection point. This showed the importance of considering spatial correlation of the aperture to simulate the flow in fractured porous media.
- The injection results are different when a Newtonian and non-Newtonian states are compared. The injection of resin in a Newtonian state resulted in fracture saturation, less head loss and a better liquid propagation for the same injection duration than the resin in a non-Newtonian state. Saturation was obtained for the two lowest dynamic viscosity tested. It is important to perform the injection before the gellification of the resin to avoid the important augmentation of the dynamic viscosity in time.

CHAPITRE 5

SYNTHÈSE DES RÉSULTATS

Les résultats de cette thèse ont montré que la distribution de la pression dans le temps, les pertes de charge ainsi que la propagation de la résine dans une fissure de béton sont fortement influencées par la viscosité dynamique de la résine et l'ouverture ainsi que sa distribution dans l'espace. Une augmentation de la viscosité dynamique de la résine était accompagnée par une augmentation de la pression d'injection, de la pression du liquide lors de l'écoulement ainsi que des pertes de charge. La propagation d'un liquide ayant une viscosité dynamique semblable à celle de l'eau se faisait de manière irrégulière et plus importante que celle d'un liquide ayant une viscosité dynamique 85 fois plus élevée. De la digitation (« *fingering flow* ») a été observée lors de l'injection de mélanges eau-glycérol dans une fissure humide. Il a été possible de montrer que la saturation d'une fissure de béton lors d'une injection a été atteinte. Le fait d'humidifier la fissure avant l'injection et de la sceller a eu pour conséquence d'atteindre une saturation à un moment précis de l'injection. La propagation est également influencée par la gélification de la résine. Une résine dont la gélification n'a pas encore débuté se propage davantage que celle dont la gélification a débuté.

Un essai in-situ de caractérisation hydraulique d'une fissure de béton a été développé en se basant sur la distribution de la pression dans le temps et les pertes de charge. L'ouverture hydraulique ainsi que la conductivité hydraulique du joint de construction ont été calculées et les différents paramètres d'injection d'une résine ont été posés afin de colmater pleinement une fissure.

Un modèle numérique a été développé afin de simuler l'écoulement dans une fissure de béton. Un modèle de type DFN se focalisant sur la géométrie de la fissure a permis de reproduire la distribution de la pression dans le temps lors des injections dans les modèles physiques et en tunnel. De plus, une comparaison entre plusieurs types d'ouverture a été effectuée. Seulement les simulations avec le modèle dont les ouvertures sont spatialement corrélées permettent d'obtenir une propagation irrégulière.

Cette thèse a également permis de développer ou identifier cinq méthodes afin d'établir l'ouverture mécanique et hydraulique d'une fissure de béton. La première méthode pour établir l'ouverture mécanique consiste à effectuer un scan 3D de la surface fissurée. Concernant la deuxième méthode, un CT scan effectué sur quatre échantillons de béton fissuré a permis d'identifier une distribution de l'ouverture dans l'espace de type lognormale. Les résultats ont également permis d'obtenir l'ouverture mécanique (ouverture moyenne de la surface) ainsi que l'écart-type. Concernant l'ouverture hydraulique, trois méthodes ont été développées. La première méthode consiste à établir l'ouverture hydraulique basée les pertes de charges lors de l'essai in-situ. La deuxième méthode est un essai à charge variable qui est effectuée sur une carotte prélevée de la structure fissurée. La dernière méthode consiste à monitorer le volume d'injection lors d'une injection de résine pour en déduire l'ouverture hydraulique. L'annexe III présente les méthodes qui n'ont pas été traitées lors des chapitres 2 à 4 ainsi que leurs résultats respectifs.

CONCLUSION

Ce projet de recherche avait pour but d'améliorer les résultats de l'injection de résine dans les fissures des tunnels en béton, tant au niveau de l'efficacité de l'imperméabilisation que de la durée. L'amélioration de cette technique s'est effectuée en étudiant l'écoulement d'un liquide dans une fissure de béton pour définir le lien entre les propriétés hydrauliques de la fissure et les paramètres d'injection. Pour ce faire, le projet a été divisé en trois sections : travaux en laboratoire, essais *in-situ* en tunnel et modélisation numérique. Cette méthodologie a permis d'émettre cinq éléments importants à considérer lors d'une injection de résine dans une fissure de béton : la viscosité dynamique de la résine, l'ouverture de la fissure, le débit et les équipements d'injection, les conditions aux frontières et l'état initial de saturation. Cette section présente ces éléments.

Viscosité dynamique de la résine : Les injections effectuées avec les différents liquides et résines ont montré que la viscosité dynamique était l'élément le plus important à considérer. Elle influe directement sur la propagation du liquide, la distribution de la pression dans le temps et la conductivité hydraulique de la fissure. Un liquide avec une viscosité dynamique plus élevée aura tendance à avoir une propagation prévisible, radiale et de moins grande envergure qu'un liquide avec une viscosité dynamique plus faible. Dans le cas des liquides et résines moins visqueux, la propagation était globalement moins radiale et davantage imprévisible. Dans certains cas, de la digitation (« *fingering flow* ») s'est produit pour les injections de liquide ayant une viscosité dynamique de 0,0075 Pa·s et un état de saturation fortement humide. Karol (2003) mentionne que ce phénomène survient lorsque la viscosité dynamique du liquide est semblable ou inférieure à celle de l'eau dans un environnement très humide. En ce qui concerne la pression, une viscosité dynamique plus élevée entraînera une pression d'injection plus élevée, une perte de charge plus importante et une diminution de la conductivité hydraulique.

De plus, La modélisation numérique a permis de montrer la différence sur les résultats de l'injection lors de l'augmentation de la viscosité dynamique due au changement d'état de la

résine (newtonien à non-newtonien). L'injection lors de l'état non-newtonien a pour conséquence une pression d'injection plus importante, d'augmenter les pertes de charge et diminuer l'écoulement de manière importante. De plus, seulement les simulations effectuées avec des liquides dans un état newtonien ou avec un temps de gélification plus long ont permis d'atteindre la saturation de la fissure. Pour une durée d'injection similaire, la saturation n'a jamais été atteinte lors des simulations de liquide avec un temps gélification rapide ou dans un état non-newtonien. Ces résultats dépendent des paramètres d'injection et du volume de fissure à injecter. Globalement, il est préférable qu'une injection soit réalisée avant que le temps de gélification ne soit atteint pour maintenir le liquide dans un état newtonien. Il est fortement recommandé de tester la résine à petite échelle (par exemple, dans un petit pot) avant de procéder à l'injection pour établir le temps de gélification. Toutes les résines testées ont été affectées par l'environnement dans laquelle elles étaient (ex : température et taux d'humidité différents).

Ouverture de la fissure : La revue de littérature a montré que l'ouverture de la fissure est directement liée à la perméabilité intrinsèque de tous les milieux poreux fissurés. Elle affecte la conductivité hydraulique et donc, l'écoulement. Les travaux effectués dans le cadre de ce projet ont montré que l'ouverture affecte également la distribution de la pression dans le temps. Dans le cas d'une injection à débit constant, une ouverture moins importante aura pour effet d'augmenter la pression d'injection, diminuer les pertes de charge et accélérer le temps requis pour atteindre la saturation de la fissure comparativement à une ouverture plus importante. Il est donc important d'évaluer l'ouverture d'une fissure de béton avant de procéder à une injection.

Il est possible d'établir deux types d'ouverture selon la littérature : mécanique et hydraulique. L'ouverture mécanique représente la moyenne des ouvertures brutes de la fissure. Elle est utilisée pour estimer le volume d'injection, effectuer de la modélisation numérique pour simuler l'écoulement dans un milieu poreux fissuré et procéder à une étude de l'injection à un endroit précis de la fissure. L'ouverture hydraulique contrôle l'écoulement et les pertes de charge hydraulique.

La littérature mentionne que la distribution de l'ouverture mécanique dans l'espace pour une fissure rocheuse suit une distribution lognormale ou normale. Il a été possible de montrer que la distribution de l'ouverture est similaire pour les fissures de béton avec les quatre échantillons analysés. L'annexe III montre les résultats de microtopographies aux rayons X (CT scans) effectués sur trois carottes de béton fissurés de différentes natures (joint froid, joint de construction et fissure plastique). Les résultats de la quatrième carotte ont été présentés au chapitre 4. La distribution de l'ouverture dans l'espace semble être lognormale pour les quatre échantillons. Les résultats de CT scans permettent également d'obtenir la moyenne et l'écart type de l'ouverture. La moyenne représente l'ouverture mécanique. De plus, Un scan 3D du modèle physique a été effectué par le laboratoire de métrologie de l'ÉTS. Les résultats sont présentés au chapitre 2. Ce scan a permis d'obtenir plusieurs valeurs d'ouverture sur la surface complète de la fissure. Il est cependant important de mentionner que le scan 3D ne peut pas être reproduit de la même manière dans le cas d'une fissure en tunnel. Il n'est tout simplement pas possible « d'ouvrir » la fissure et de la scanner tel qu'effectué avec le modèle physique. L'utilisation du scan 3D peut se faire sur une carotte de béton. L'utilisation de l'une ou l'autre des deux méthodes repose sur les besoins du professionnel effectuant l'injection. Les CT scans permettent une évaluation microscopique pouvant quantifier l'ouverture avec une précision aux dizaines de microns près en scannant une surface peu importante (ex : approximativement 30 cm² pour une résolution de 60 µm). Cela est idéal si l'analyse d'un endroit précis du plan de fissuration est voulue. En revanche, il est difficile de capter l'hétérogénéité du milieu fissuré avec les CT scans en raison de la taille limitée de la surface scannée. Plusieurs scans effectués sur plusieurs carottes de béton sont nécessaires pour capter l'hétérogénéité du milieu. Concernant le scan 3D, il permet d'avoir la valeur de l'ouverture pour une surface beaucoup plus importante et quantifier l'hétérogénéité du milieu fissuré de meilleure manière. Cependant, la précision du scan s'en trouve diminuer. Le scan 3D du modèle physique a permis d'obtenir approximativement 93 ouvertures/cm² comparativement à plus de 500 000 ouvertures/cm² obtenues après les CT scans effectués sur la carotte de béton provenant de la station Charlevoix (Annexe III).

Trois méthodes ont été développées pour établir l'ouverture hydraulique. La première méthode, tirée du chapitre 3, consiste à effectuer un essai de caractérisation des propriétés hydrauliques de la fissure. Des injections de liquides tels que des mélanges eau-glycérol ont permis d'établir l'ouverture hydraulique de la fissure pour ensuite effectuer une injection de résine basée sur cette valeur. Les deux autres méthodes, présentées en annexe III, consistent à effectuer un essai de perméabilité à charge variable sur une carotte de béton et à établir un rapport d'injection à partir du volume d'injection. Pour les deux premières méthodes, l'ouverture est établie à partir des lois de Darcy et cubique. Tout comme l'ouverture mécanique, le choix de la méthode à préconiser dépendra des besoins du professionnel de l'injection. L'essai de caractérisation des propriétés hydrauliques nécessite beaucoup d'équipement, de préparation et de main-d'œuvre tandis que l'essai de perméabilité ne nécessite qu'un montage en laboratoire. Il est cependant possible d'affirmer que l'essai hydraulique de caractérisation a comme avantage de mieux capter l'hétérogénéité du milieu comme tout essai *in-situ* en milieu poreux. Il prend également en compte les caractéristiques *in-situ* de l'injection telles que le volume nécessaire afin de remplir les ports d'injection. La méthode du rapport d'injection peut seulement s'effectuer pendant l'injection. Cette méthode a pour but d'établir un lien entre l'ouverture hydraulique obtenue avec l'essai de perméabilité et la valeur de l'ouverture hydraulique nécessaire pour l'injection. Ayant établi un lien pour une injection seulement (Résultats présentés en Annexe III), il est encore difficile pour l'instant d'établir un lien certain entre ces deux valeurs d'ouverture hydraulique. Ce projet de recherche a donc répertorié ou conçu un total de cinq méthodes pour établir les deux types d'ouverture. Ces méthodes ont été présentées à la conférence annuelle l'Association canadienne des tunnels en septembre 2023 et de la Société canadienne de géotechnique en octobre 2023.

La modélisation numérique a permis de montrer l'importance d'établir l'ouverture par un procédé stochastique lors de la modélisation numérique (chapitre 4). Les résultats obtenus montrent que la distribution de la pression n'est pas affectée par la distribution de l'ouverture (constante ou variable, avec ou sans corrélation spatiale). Cependant, seulement les simulations effectuées avec une ouverture corrélée dans l'espace montrent l'écoulement non-régulier lors

d'une injection. Une ouverture constante et une ouverture aléatoire non-corrélée présentaient un écoulement radial idéalisé.

Débit et équipements d'injection : En soi, le débit injection est un élément rarement contrôlé par le professionnel qui effectue l'injection. Il dépend essentiellement de la pompe utilisée. Par exemple, si un temps de polymérisation rapide et un volume d'injection important sont requis en raison du contexte de l'injection, une pompe à bas débit d'injection n'est pas l'équipement approprié. Le polymère sera solide avant d'avoir colmaté totalement la fissure. Il en revient donc au professionnel responsable de l'injection de choisir l'équipement approprié et de tester la pompe avant l'injection pour valider le débit et pression d'injection.

L'utilisation d'une pompe à débit constant et pression d'injection variable lors de l'essai de caractérisation a permis d'établir certains liens entre les paramètres d'injection. Premièrement, il a été simple d'établir le volume ou la durée d'injection avec la relation $Q = V_o t$. Bien que l'injection réussie du joint de construction ait été effectuée en utilisant une pompe à débit constant, il est encore difficile de confirmer les propos de Mailvaganam (1991) concernant le fait que le succès d'une injection dans une fissure de béton repose sur un débit constant. Deuxièmement, puisque la pompe produisait une pression d'injection variable, il a été possible de constater que la pression d'injection et la viscosité dynamique des liquides sont fortement reliées. Plus la viscosité dynamique est importante, plus la pression d'injection l'est également.

Conditions aux frontières et l'état initial de saturation : L'analyse des conditions aux frontières et de l'état initial de saturation a été effectuée principalement au chapitre 2. Les résultats semblent indiquer que la combinaison des frontières imperméables aux limites du domaine et une fissure dans un état humide provoque la saturation de la fissure. Cela signifie que la fissure est complètement colmatée. La fissure n'a jamais atteint l'état de saturation lorsque les limites de la fissure sont perméables. Dans le cadre d'une injection réelle en tunnel, une limite imperméable du côté de l'intrados se traduit par la pose du produit de cachetage sur la fissure. Le produit de cachetage empêche le liquide de s'échapper de la fissure et cela participe à la saturation de la fissure dû à l'encapsulation du liquide. Les autres limites d'une

fissure étant l'extrados (contact entre le roc et le béton) ainsi que le début et la fin de la fissure sur le plan longitudinal. Toutes ces limites ont été présumées imperméables.

Dans le cas du niveau initial de saturation, cela se reflète par l'humidification de la fissure avant l'injection. Tel que les résultats des modèles physiques l'ont montré, il serait une erreur de tenir pour acquis que l'écoulement est parfaitement radial lorsque la fissure est humide.

RECOMMANDATIONS

Cette section présente une liste de phénomènes, de comportements ou de principes qui nécessitent d'être étudiés lors des prochains projets de recherche sur l'injection de résine dans les fissures de béton pour étanchéisation :

1. L'injection de mélange eau-glycérol de très basse viscosité dans les modèles physiques a montré que la propagation n'était pas du tout radiale lorsque la fissure est fortement humide. Puisque les résines acryliques ont comme principale caractéristique d'avoir une viscosité dynamique semblable à l'eau, il serait utile d'approfondir ces résultats pour établir si les résines acryliques subissent de la digitation lors de l'injection dans une fissure humide.
2. L'essai de caractérisation hydraulique a été implémenté en utilisant un joint de construction. Il n'a jamais été effectué dans un joint froid ou une fissure plastique. Il serait important de tester l'essai dans tous les types de discontinuité pour élargir son utilisation.
3. L'essai de caractérisation hydraulique n'a été réalisé que quelques fois dans le même joint de construction et par la même équipe. Malgré les résultats obtenus et le fait que les mêmes phénomènes ont été observés en laboratoire et modélisation numérique, les principes de répétition et de reproductibilité restent à démontrer avant que cet essai puisse prendre la forme d'une méthode standardisée. L'essai doit être réalisé plusieurs fois et par d'autres professionnels de l'injection tout en s'assurant d'obtenir les mêmes types résultats.
4. Aucun lien ne peut encore être effectué entre l'ouverture hydraulique obtenue en laboratoire avec l'essai de perméabilité et l'ouverture hydraulique nécessaire pour l'injection. Il est important de mentionner que la valeur de l'ouverture hydraulique établie par la méthode du rapport d'injection prend en compte le volume des ports d'injection et des pertes encourues durant l'injection tel que le nettoyage de la pompe. Ce n'est pas le cas lors d'un essai de perméabilité. Établir un lien empirique entre l'ouverture hydraulique issue de l'essai de perméabilité et la méthode du rapport d'injection (en annexe III) peut

être un pas dans la bonne direction puisque des valeurs obtenues en laboratoire et d'injection de résine sont comparées.

5. Aucune quantification du lien entre l'ouverture mécanique et hydraulique des fissures de béton n'est présentement disponible dans la littérature. Toutes les ouvertures mécaniques et hydrauliques établies dans le cadre de ce projet de recherche sont présentées à l'annexe III. Aucun lien ne peut malheureusement être effectué pour l'instant. Davantage de valeurs doivent être recueillies.
6. Chen et al. (2016) ont développé une méthode pour établir l'ouverture mécanique et hydraulique à partir d'une technique d'analyse d'images en analysant le niveau de gris sur la surface de fissure rocheuse. Un semivariogramme sphérique est produit pour confirmer la corrélation spatiale des valeurs. Si cette technique d'analyse d'images peut être utilisée sur les fissures de béton, Cela pourrait potentiellement représenter une troisième méthode pour établir l'ouverture mécanique d'une fissure de béton.
7. Il est important d'établir une pression d'injection maximale pour éviter l'endommagement du béton. Pour ce faire, la pression d'injection maximale est sélectionnée par le professionnel responsable de l'injection et est basée sur son expérience. Aucune méthodologie ne permet d'établir cette valeur. Il est raisonnable de penser que cela dépendra en partie de l'état de la matrice de béton et du « *jacking* ». Un béton fortement endommagé ne pourra pas résister à une forte pression d'injection en comparaison à un béton en très bon état.
8. La modélisation numérique s'est basée sur un modèle de type DFN pour simuler l'écoulement dans une fissure. Les résultats ont reproduit les phénomènes observés en laboratoire et en tunnel. Cependant, l'état de la matrice de béton et son impact sur les résultats de l'injection n'ont pas du tout été étudiés lors de ce projet. Le modèle numérique conçu ne peut donc pas permettre au professionnel responsable de l'injection d'intégrer cela à son analyse si nécessaire. La revue de littérature a montré qu'un modèle de type

- DFM est mieux adapté pour cela. Un modèle de type DFM doit donc être envisagé dans un projet de recherche futur où la matrice de béton doit être prise en compte.
9. Le modèle numérique a été conçu de manière à reproduire les résultats d'injection d'une seule fissure à un point d'injection. Il est parfois nécessaire d'injecter un réseau de fissures à plusieurs points d'injection. Cela peut représenter la prochaine étape du modèle numérique produit lors de ce projet de recherche.
 10. Le modèle numérique développé dans le cadre de ce projet utilise des équations de puissance simplifiées pour établir la viscosité dynamique variable dans le temps des résines. En revanche, la revue de littérature a révélé que la viscosité dynamique nécessite une étude du gradient de vitesse à partir des propriétés mêmes de la résine étudiée. Une amélioration du modèle numérique peut être apportée où les propriétés de la résine étudiée sont prises en compte. Par exemple, la valeur de f_c dans l'équation 1.32 dépend de la concentration massique de polymère dans le mélange. Cette concentration, qui est propre à chaque résine, influencera la variation de la viscosité dynamique dans le temps et de l'écoulement. Les équations de puissance simplifiées ne prennent pas en compte f_c .
 11. Le modèle numérique développé dans le cadre de ce projet de recherche ne prend pas en compte la masse volumique variable selon le temps lorsqu'une résine est dans l'état non-newtonien. Les travaux de Li et al. (2019) et de Seo et al. (2003) montrent que la masse volumique variable selon le temps peut être quantifiée avec les mêmes types d'équations de puissance qui sont utilisées pour la viscosité variable selon le temps. Les résultats de ces auteurs montrent que la diminution de la masse volumique variable selon temps augmente la propagation de la résine. Considérer la masse volumique variable selon le temps serait un ajout important au modèle numérique pour étudier l'écoulement de la résine lors de l'état non-newtonien.
 12. Des huit paramètres d'Hakami (1995), seulement trois ont été étudiés lors de ce projet de recherche : l'ouverture, la rugosité et la corrélation spatiale. Il est donc encore très difficile

de connaître les conséquences des cinq autres paramètres sur l'écoulement dans une fissure de béton. La modélisation numérique, avec un modèle DFM par exemple, permettrait d'étudier l'écoulement lorsque la rigidité de la matrice est prise en compte.

13. Ce projet de recherche débuta en 2019 et pris en fin 2023. Aucune analyse sur la durabilité et l'efficacité à long terme de l'injection n'a pu se faire. Il est donc encore très difficile de certifier que les fissures injectées selon la méthodologie présentée dans ce document resteront étanches à long terme. Une étude à long terme où un contrôle et une surveillance post-injection de plusieurs fissures contribueraient à l'efficacité à long terme de cette méthode.
14. Les conséquences de l'injection d'acide pour nettoyer la fissure avant l'injection de résine n'ont pas été étudiées dans le cadre de ce projet. Il est à rappeler que l'injection d'acide pour nettoyer la fissure est prohibée par le *U.S. Bureau Of Reclamation* (von Fay, 2015) puisque cela peut causer une mauvaise adhérence entre le béton et la résine. Les conséquences de ce phénomène sur la qualité et la durée de l'étanchéisation sont encore inconnues.

ANNEXE I

MISE EN ŒUVRE DES MODÈLES PHYSIQUES

Les figures A I-1 à A I-3 montrent la mise en œuvre des modèles physiques telle que le coffrage, la coulée de béton et le résultat final. Les figures A I-4 et A I-5 montrent les deux pompes qui ont été utilisées lors des injections.



Figure A I-1 Coffrage des modèles physiques



Figure A I-2 Bétonnage des modèles physiques



Figure A I-3 Résultat de la mise en œuvre du premier modèle physique



Figure A I-4 Contrôleur pression-volume de la marque GDS



Figure A I-5 Pompe à seringue de la marque *kdScientific*
Tirée de kdScientific (2023, p.1)

ANNEXE II

PROTOCOLES D'INJECTION ET D'ÉCHANTILLONNAGE DU JOINT DE CONSTRUCTION DU PVM SAINT-CLAUDE

En premier lieu, cette annexe présente le protocole d'injection autorisé par la société de transports de Montréal (STM) pour effectuer une injection de polyuréthane dans un joint de construction du puits de ventilation mécanique au parc Saint-Claude. Par la suite, un protocole d'échantillonnage plus détaillé pour la phase 4 du protocole d'injection a été demandé par la STM. Ce protocole d'échantillonnage a été ajouté après le protocole d'injection.

Il est à noter que des différences mineures peuvent être aperçues entre ces protocoles et les travaux montrés dans cette thèse. Quelques ajustements aux protocoles ont été nécessaires lors de l'injection et de l'échantillonnage. Les précédents chapitres constituent et résument le bon déroulement des opérations.

**Injection du béton : développement d'un essai hydraulique de caractérisation d'une
discontinuité de béton**

Première version : Avril 2021

Mise à jour : Octobre 2022

Préparé par :

Khalil El Mekari, ing. et François Duhaime, ing., Ph.D.

Département de génie de la construction

École de technologie supérieure

Montréal, Québec

Octobre 2022

1. But des essais et description de la discontinuité

Ce protocole a été développé dans le but de comprendre et analyser les différents paramètres lors d'une injection de remplissage dans une discontinuité de béton tel qu'une fissure plastique ou un joint de construction. Pour ce faire, le poste de ventilation mécanique (PVM) Saint-Claude non loin de la station de métro Cartier est l'endroit préconisé. La figure A II-1 montre l'emplacement du PVM.

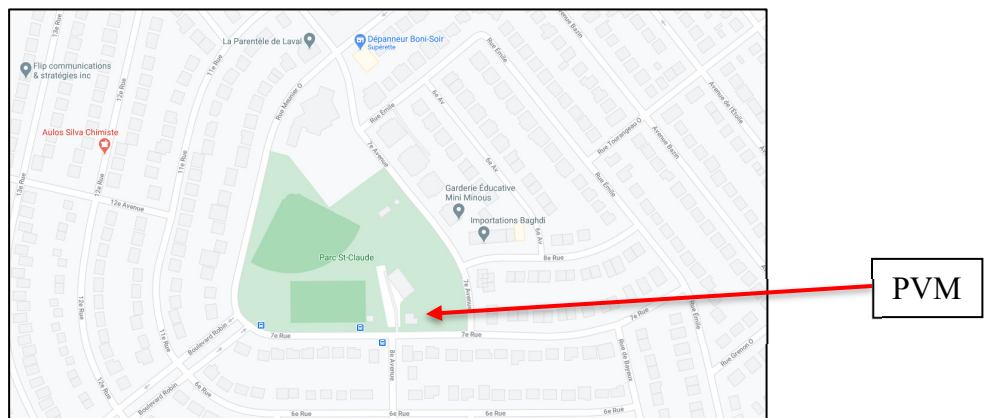


Figure A II-1 Emplacement du PVM

Le site prêt pour que les essais débutent. Initialement, plusieurs discontinuités devaient faire l'objet d'essais. L'équipe de recherche s'est concentrée sur un joint de construction horizontal pour l'instant. Cet endroit a été sélectionné puisque le risque d'infiltration d'eau est existant. Le joint permet d'effectuer des essais à plusieurs endroits et de modifier plusieurs paramètres d'injection tout en analysant la même discontinuité.

Des essais pourront être effectués sur les autres discontinuités répertoriées sur le site lorsque nécessaire. Un produit de cachetage et la majorité des ports d'injection et de lecture de la pression sont déjà posés. La figure A II-2 montre la discontinuité qui a fait l'objet d'essais.



Figure A II-2 Discontinuité horizontale à injecter

2. Méthodologie

Les essais en tunnel ont quatre phases distinctes. La première phase consiste à effectuer les préparations nécessaires pour effectuer les essais. La deuxième phase consiste à effectuer un essai hydraulique pour poser les paramètres d'injection de la troisième phase. Cette dernière consiste essentiellement à l'injection de polyuréthane. La quatrième phase consiste à carotter la fissure injectée. En date d'aujourd'hui, les trois premières phases sont complétées. La quatrième phase sera effectuée en automne 2022.

Phase 1 : Préparation des essais

La préparation a été effectuée par l'équipe de la STM selon le protocole « Injection du béton : développement d'un essai de caractérisation des discontinuités et des joints » qui a été remis à la STM en 2020. Un court résumé est présenté dans cette section.

Plusieurs forages ont été effectués le long de la discontinuité. Ces forages serviront de point d'injection et de captage de la pression. La figure A II-3 montre un exemple d'installation de ports et le tableau A II-1 montre un exemple de l'utilisation de chaque manchon. Par la suite, un produit de cachetage a été posé sur le joint de construction pour le sceller. De cette manière, le liquide ne s'est pas échappé de celui-ci lorsque les injections ont eu lieu.

MUR - JC01															
MANCHON	T1	T2	T3	T4	T5	T6	T7	T8	T9	T10	T11	T12	T13	T14	T15
PAS	0	8"	16"	24"	32"	40"	48"	56"	64"	72"	80"	88"	96"	104"	120"
PARAMÈTRE FORAGE		$\frac{1}{4}H$	$\frac{5}{10}H$	$\frac{5}{6}H$	$\frac{3}{4}H$	$\frac{1}{4}H$	$\frac{5}{10}H$	$\frac{5}{6}H$	$\frac{3}{4}H$	$\frac{1}{4}H$	$\frac{5}{10}H$	$\frac{5}{6}H$	$\frac{3}{4}H$	$\frac{1}{4}H$	$\frac{5}{10}H$
dist. (d)		69.4	141.4	381.4	256.4	69.4	141.4	382.4	257.4	69.4	à venir arm.	381.4	261.4	69.4	à venir arm.
Angle (α)		61.8°	46.9°	39°	52.8°	61°	46.6°	38.8°	52.8°	61.9°	à venir arm.	39.1°	52.5°	?	à venir arm.
Long. forage (L for.)		180	225	525	472	175	225	525	475	179	à venir arm.	534	463	179	à venir arm.
Oxycem P Inj. (psi)		100	200	nd	nd	100	nd	nd	nd	300	à venir arm.	300		200	à venir arm.

Figure A II-3 Exemple d'installation des ports

Tableau A II-1 Exemple d'utilisation des ports

Discontinuité	Points d'injection	Points de mesure de la pression								
	T4, T5, T11	T1	T2	T3	T6	T8	T9	T12	T13	

Phase 2 : Essais hydraulique de caractérisation

Un essai hydraulique de caractérisation a été développé pour avoir une idée générale de la relation entre les différents paramètres d'injection et les propriétés hydrauliques de la fissure. Pour vérifier le rayon d'influence, la pression a été mesurée dans différents ports autour du point d'injection. Les ports ont été saturés avant l'essai préliminaire pour assurer une réponse plus rapide des manomètres. La saturation a été effectuée en injectant le mélange d'une extrémité de la fissure et en le laissant couler de l'autre. Un capteur de pression a été installé au point d'injection pour connaître la valeur de la charge hydraulique. Pour chaque mélange injecté, l'injection a été stoppée une fois que les pressions mesurées étaient approximativement constantes. L'équipement utilisé fonctionne avec un débit constant. Toutes les données (pressions, volume et temps d'injection) ont été enregistrées par un système d'acquisition de données. Le volume déplacé a été mesuré en plaçant le réservoir de liquide sur une balance pour effectuer une conversion masse-volume selon la masse volumique du produit injecté.

Des mélanges d'eau et de glycérol ont été utilisés lors de l'essai hydraulique pour simuler l'écoulement de coulis ou de résines dont la viscosité est supérieure à celle de l'eau. La figure A II-4 présente la relation présentée par Cheng (2008) entre la viscosité dynamique des mélanges eau-glycérol pour une température de 20 °C et la proportion massique de glycérol (C_m). Des exemples de viscosité pour l'époxy ont été ajoutés sur la figure en guise de comparaison. Les mélanges ont été préparés à l'École de technologie supérieure. Le tableau A II-2 présente la viscosité dynamique et la masse volumique des mélanges qui ont été testés.

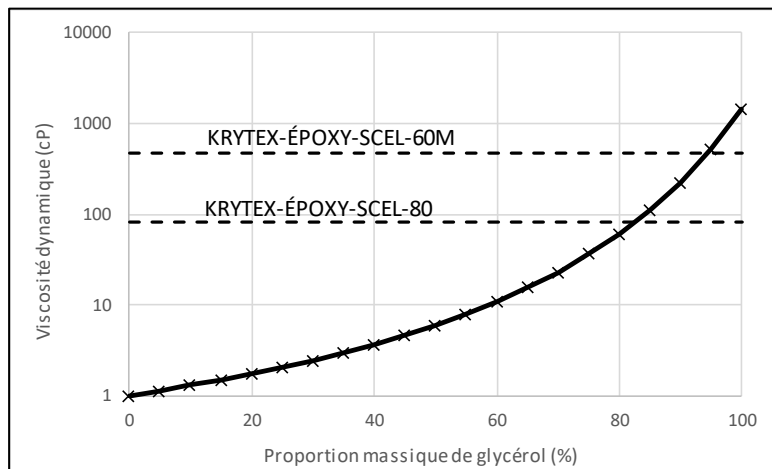


Figure A II-4 Relation entre la proportion eau-glycérol et la viscosité dynamique
Tirée de Cheng (2008, p.6)

Tableau A II-2 Détails des liquides injectés à 20°C

<u>Liquides</u>	<u>Viscosité dynamique (Pa s)</u>	<u>Masse volumique (kg/m³)</u>
Eau	$1,01 \times 10^{-3}$	998
Mélange A	$7,5 \times 10^{-3}$	1103
Mélange B	0,085	1205
Mélange C	0,224	1220
Mélange D	0,515	1250

Phase 3 : Injection de polyuréthane

Puisque les derniers essais ont été réalisés avec le mélange eau-glycérol, un deuxième nettoyage à l'OXY-CEM a été réalisé. Il est important d'injecter le joint de construction avec de l'eau avant l'injection finale pour s'assurer que de l'acide n'est pas encore présent dans le joint. Les paramètres d'injection ont été sélectionnés selon les résultats de la phase 2. Le volume d'injection visé était d'un Litre. Du polyuréthane *HH LV* de la marque *SIKA* a été injecté. Ce produit a une viscosité dynamique de 0,500 Pa s avant polymérisation. La pompe *Titan 410* a été utilisée. Le débit testé en laboratoire avec le polyuréthane est de 22 mL/s. Avec ce débit et un volume d'injection visé d'un Litre, le temps d'injection visé était de 45 s. L'injection a été effectuée par les ports T11, T7, T4 et T3. Ces ports seront dorénavant nommés P11, P7, P4 et P3 pour l'analyse des résultats. Toutes les données ont également été enregistrées par un système d'acquisition de données. Le volume déplacé a été mesuré en plaçant le réservoir de liquide sur une balance pour effectuer une conversion masse-volume selon la masse volumique du produit injecté.

3. Résultats de la phase 2 et 3

Les résultats de la phase 2 ont fait l'objet d'un article dans le cadre de la conférence de la Société canadienne de génie civil en 2022 (El Mekari et al., 2023). Un résumé des résultats de la phase 2 est présenté dans cette section. Les résultats de la phase 3 sont présentés de manière à faire un lien avec l'essai de caractérisation hydraulique de la phase 2.

3.1. Caractérisation des propriétés hydrauliques

Les résultats des injections de mélange eau-glycérol ont permis d'obtenir les éléments suivants :

1. Évaluer l'évolution de la pression et des pertes de charge selon la viscosité du liquide injecté dans la fissure;
2. Établir une valeur quantitative optimale des paramètres d'injection : volume et temps d'injection;

3. Établir les paramètres physiques d'écoulement de la fissure : ouverture hydraulique et conditions aux frontières.

Tout comme les résultats des modèles physiques en laboratoire le suggèrent, la pression dépend essentiellement de la viscosité dynamique du liquide lors de l'écoulement dans la fissure. Plus la viscosité dynamique est élevée, plus la valeur de la pression est élevée. La figure A II-5 montre l'évolution de la pression selon le temps d'injection et la viscosité dynamique du liquide.

La deuxième manière d'évaluer la pression est selon une courbe pression-distance d'injection. Durant les essais, le point d'injection était situé à P11. Le dernier port faisant l'objet de pression est le port P3. La distance séparant ces deux points est de 1,632 m. Une évaluation de la pression est effectuée sur cette longueur d'écoulement à la figure A II-6. Les pentes sont proportionnelles au gradient hydraulique (Perte de charge hydraulique par mètre de longueur d'écoulement). Ces courbes montrent que les mélanges #2, #3 et #4 ont perdu respectivement 37, 31 et 51 % de leur pression d'injection initiale lorsque le liquide atteint le point P3.

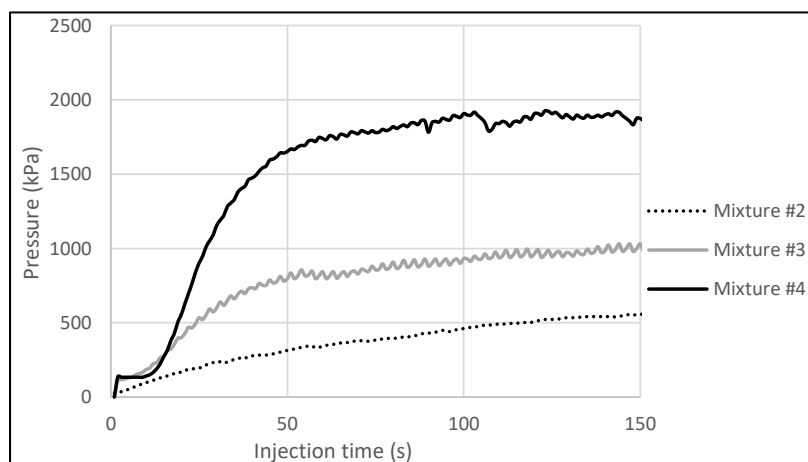


Figure A II-5 Pression en fonction du temps d'injection pour le port T7

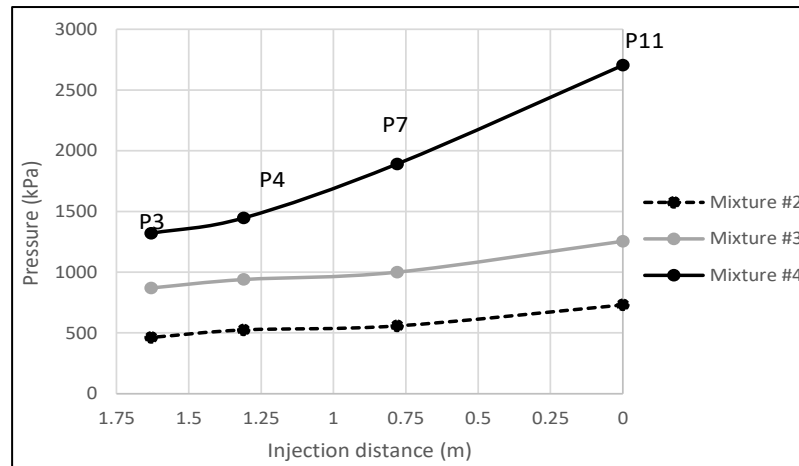


Figure A II-6 Pression en fonction de la distance d'injection à 150 s

Le volume et temps d'injection ont été posés à partir des courbes pression-temps d'injection (figure A II-5). Il est possible de remarquer que peu importe le mélange injecté, la pression devient approximativement constante dans les environs de 150 s. Dans le cas du mélange #3, le débit pompé est de 2,63 mL/s. Cela permet d'établir un volume de 394 mL après 150 s. Le volume d'injection pour les mélanges #2 et #4 est respectivement de 587 et 465 mL.

Concernant les paramètres physiques d'écoulement, l'ouverture hydraulique a pu être posée à 0,5 mm grâce aux relevés de pression et à la loi de Darcy pour les écoulements dans les milieux poreux. Les essais ont également permis de conclure que les frontières de la fissure sont imperméables à part la frontière située tout près de P3. La figure A II-7 montre un modèle conceptuel de la zone étudiée du joint de construction.

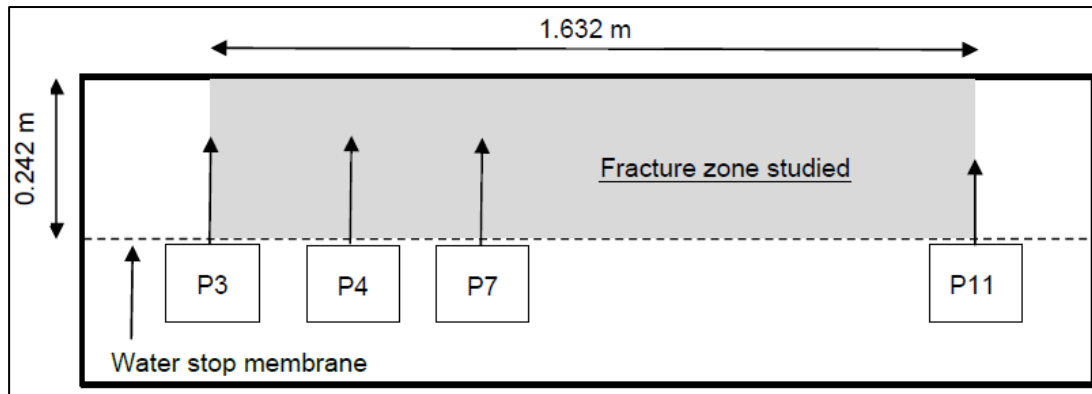


Figure-A II-7 Modèle conceptuel de la zone étudiée du joint de construction

3.2. Injection de polyuréthane

Le débit durant l'injection variait entre 22 et 30 mL/s pour un débit moyen d'injection de 25 mL/s. Le polyuréthane à injecter a une viscosité de 0,500 Pa s. Le mélange #4 a une viscosité de 0,515 Pa s. Puisque ces deux viscosités sont presque identiques, on peut présumer que la courbe pression-temps d'injection pour le mélange #4 (figure A II-5) s'applique au polyuréthane. La pression tout de même prise lors des essais. Voici les données techniques du polyuréthane :

Produit : *SIKA HHLV* sans accélérateur

Masse volumique avant durcissement : 1333 kg/m³ (testée en laboratoire à l'ÉTS)

Masse volumique après durcissement : 1800 kg/m³

Temps estimé avant durcissement du produit : 6 min 15 s.

Note : Il a été obtenu selon fiche technique : 0% ---> 6 min 15s

3.2.1. Volume total d'injection

Selon la figure A II-5, les essais hydrauliques avec les mélanges eau-glycérol montrent une stabilisation de la pression dans les alentours de 150 s. Cette valeur prise pour établir le volume de fissure nécessaire. Pour une viscosité de 0,515 Pa s, le débit de la pompe est de 3,1 mL/s. Le débit est multiplié par le temps d'injection pour obtenir un volume. Un coefficient de

sécurité 2 a été appliqué pour s'assurer que la fissure soit remplie. Le volume d'injection de 930 mL a été arrondi à 1000 mL.

$$Q \times T = V$$

$$3,1 \frac{mL}{s} \times 150 s = 465 mL$$

$$465 mL \times 2 \text{ (coef. de sécurité)} = 930 mL$$

$$\text{Volume injecté : } 1000 mL$$

3.2.2. Temps d'injection

Le temps d'injection est le volume total divisé par le débit de la pompe *Titan*. Le débit mesuré en laboratoire pour le polyuréthane est de 22 mL/s. Cela donne un temps d'injection de 45 s. Avec cette valeur, le temps estimé de durcissement qui est de 6 min 15 s est respecté.

$$\text{Temps d'injection : } \frac{1000 mL}{22,5 \frac{mL}{s}} = 45 s$$

3.2.3. Relevé de pression lors de l'injection

Lors de l'injection du joint, le débit moyen s'élevait à 25 mL, le temps final d'injection a été de 45 s et le volume final d'injection a été de 1,13 L. La figure A II-8 présente les valeurs de la pression lors de l'injection. Cette figure a été séparée en quatre sections reflétant les points d'injection. Tel que les essais en laboratoire le suggèrent, la pression est très élevée au point d'injection et est très basse sur les extrémités de la fissure lorsque la fissure n'est pas scellée. Le joint de construction étudié en tunnel n'est pas scellé. La frontière perméable au point P3 peut expliquer les mêmes concordances entre les résultats en laboratoire et *in-situ*.

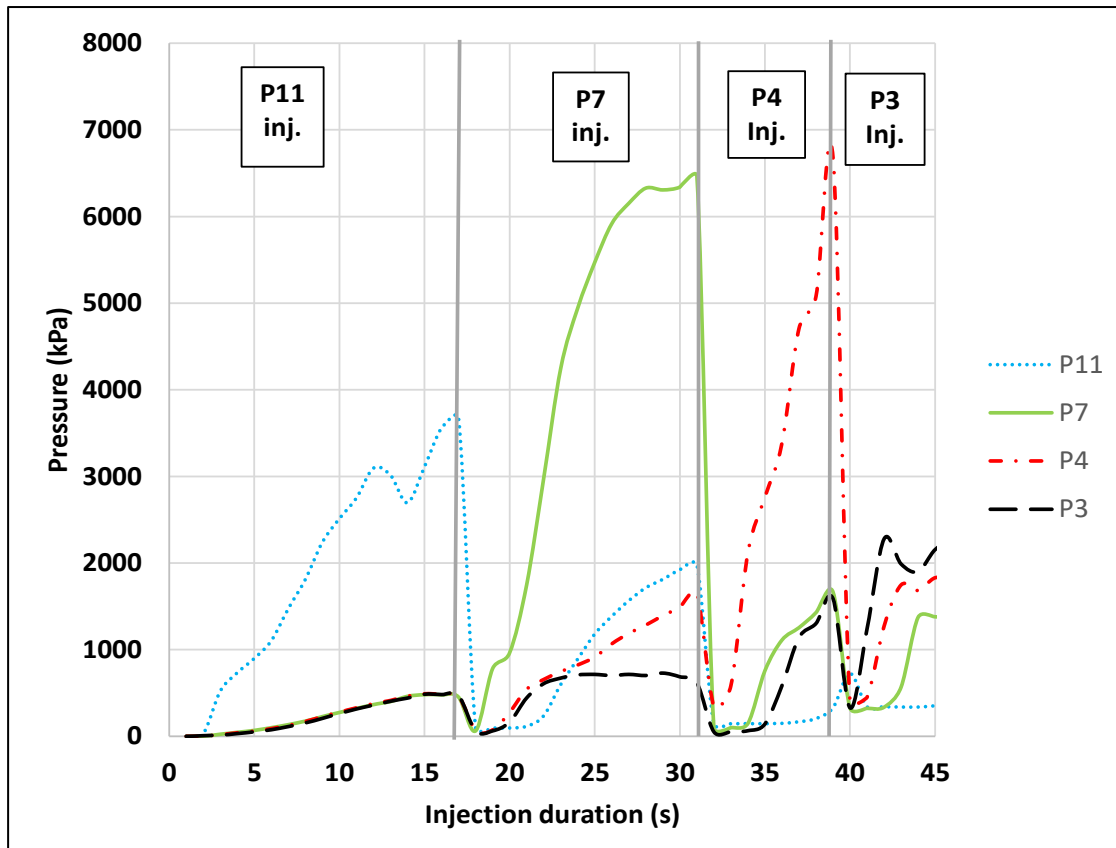


Figure A II-8 Pression en fonction du temps lors de l'injection de polyuréthane

4. Échantillonnage et contrôle de la qualité

Pour valider les résultats de l'essai hydraulique et s'assurer de la propagation adéquate du polyuréthane, un échantillonnage sera effectué durant l'automne 2022. Un carottage du joint de construction injecté sera effectué.

Tout d'abord, un scan au géoradar sera effectué pour établir l'emplacement de l'armature. Cela permettra d'éviter l'armature durant le carottage. Tel qu'effectué au début du projet de recherche, la STM sera responsable de réaliser le scan au géoradar. Les résultats seront par la suite transmis à l'équipe de recherche de l'École de technologie supérieure pour parfaire le plan de forage. La localisation des ports d'injection installés lors de la phase 1 a été basée sur le précédent scan au géoradar effectuée pour éviter l'armature. Le plan de forage va donc se baser sur la localisation des ports d'injection. Des ajustements seront effectués lorsque le deuxième scan au géoradar sera transmis à l'équipe de recherche.

Deux carottes seront prises sur une distance de 1,63 m entre le port P7 et P11 ainsi que le port P3 et P4. La profondeur des carottes sera de 350 mm. Cela permettra d'avoir une distance de 75 mm de l'extrados et assurera l'étanchéité de la membrane entre le béton et le roc. La distance séparant les carottes et les armatures sera de 50 mm. La foreuse qui sera utilisée est la *Hilti DD-160E*. Elle sera ancrée dans le mur pour effectuer le carottage. Pour l'instant, le diamètre visé de forage sera de trois pouces. L'épaisseur sera ajustée en fonction de la présence d'armature suite au scan au géoradar.

Par la suite, les vides laissés par la carotte seront bouchés par un obturateur et un mélange cimentaire. L'obturateur aura le même diamètre que le vide foré et sera positionné au même endroit que la lame d'étanchéité pour assurer qu'aucune infiltration d'eau ne se produit. Le mélange cimentaire qui sera utilisé est le *Solhycrete AN*. C'est un mélange cimentaire sans retrait qui atteint 53 MPa de résistance en compression après 28 jours. La figure A II-9 présente une coupe de l'installation de l'obturateur et du mélange cimentaire. La fiche technique du produit est présentée à la figure A II-10 Les éléments de la figure ne sont pas à l'échelle.

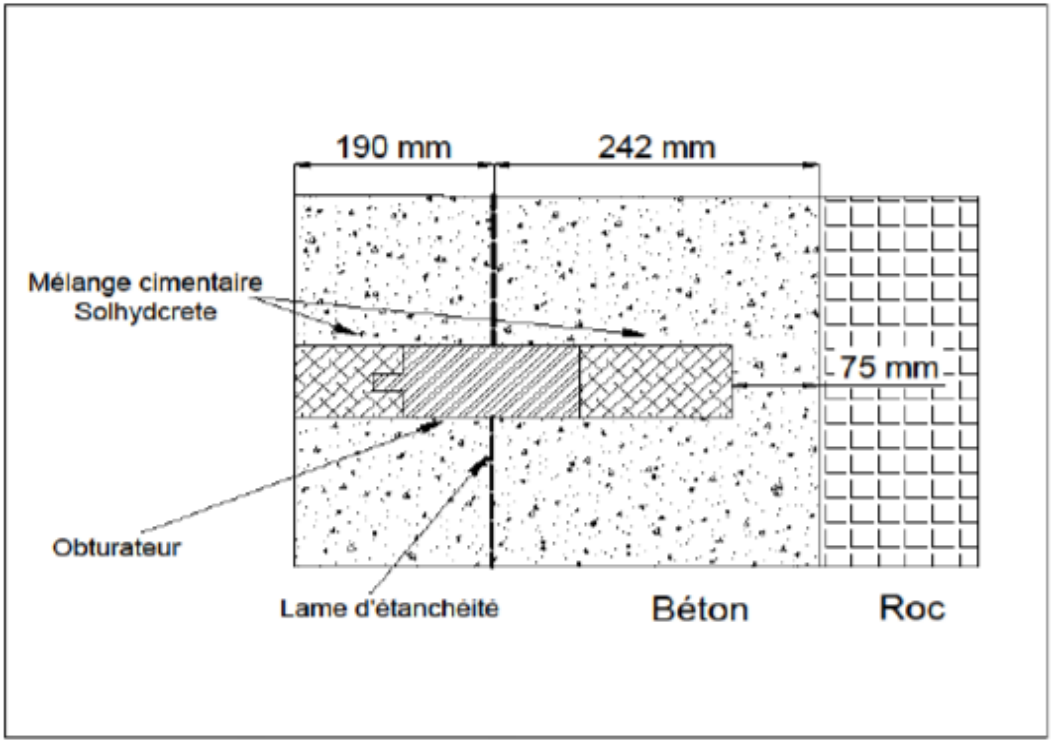



Figure A II-9 Détails sur l'installation de l'obturateur et du mélange cimentaire



SOLHYDCRETE AN

Béton à haute résistance et à prise rapide pour réparations profondes dans un coffrage

SOLHYDCRETE AN est un béton auto-plaçant additionné de fibre et compensé pour le retrait qui offre une résistance initiale élevée et un temps de manipulation prolongé. L'étalement et la maniabilité du **SOLHYDCRETE AN** facilite sa mise en place et sa finition, tandis que sa résistance initiale élevée garantit une remise en service rapide des structures réparées. **SOLHYDCRETE AN** est dimensionnellement stable et forme une liaison intégrale avec le béton existant pour restaurer son intégrité structurelle. **SOLHYDCRETE AN** peut être placé à des épaisseurs de 40 mm à 400 mm (1,5po à 16 po) en une seule opération.

UTILISATION

Réparations de béton intérieures et extérieures pour remise en service rapide.

UTILISATIONS TYPIQUES :

- Réparation des supports horizontaux, verticaux et en surplomb
- Réfection des bases en béton, au-dessus, au-dessous et au niveau du sol
- Réparations des structures de pont
- Réparation rapide des planchers, murs, colonnes en béton à usage industriel

CARACTÉRISTIQUES ET AVANTAGES

- Résistance initiale très rapide et très élevée
- Auto-nivellant, ne nécessitant pas de vibration pour sa mise en place
- Temps d'ouvrabilité et de manipulation prolongé
- Stabilité dimensionnelle
- Rencontre les exigences de la norme ASTM C-928 concernant le retrait
- Haute résistance à l'adhérence
- Applications à différentes épaisseurs
- Le matériel peut être facilement pompé et placé
- Contient de la fibre incorporé au mélange
- Compatible avec l'utilisation d'inhibiteur de corrosion*
- Résistance accrue aux sels de déglacage

*Pour plus d'information concernant l'utilisation d'inhibiteur de corrosion, veuillez communiquer avec votre représentant SOLHYDROC.

PRÉPARATION DE LA SURFACE

La surface à réparer doit être propre et rugueuse et doit être libre de tout agent de mûrissement, d'huile, de graisse, de béton délaminé, de saleté et de poussière ou toute autre substance qui peut nuire à l'adhérence. Enlever tout béton endommagé pour obtenir un substrat sain. Délimiter par un trait de scie d'au moins 25 mm autour de la surface à réparer. La préparation doit se faire mécaniquement afin d'obtenir une condition de surface profilée (CSP) de 3 selon le guide 310.2 de l'ICRI. Saturer la surface à réparer avec de l'eau propre; enlever toute eau stagnante avant et pendant les travaux. La surface doit être saturé, superficiellement sèche (SSS). L'acier d'armature doit être bien nettoyé et dégagé de toutes traces de rouille selon SSPC SP10. Un espace d'au moins 25 mm doit être libéré derrière tout acier d'armature exposé.

COUCHE D'APPRÊT

Aucune couche d'apprêt n'est requise. Si nécessaire apprêter l'acier d'armature et le substrat avec le **SOLHYDBOND ARMATURE**.

PROPRIÉTÉS PHYSIQUES DU MATÉRIAU @ 22°C (72°F)

RÉSISTANCE À LA COMPRESSION CSA A23.5-5C CYLINDRES DE 100 MM X 200 MM (4X6")		
2 heures	18,0 MPa	(2 610 psi)
24 heures	36,0 MPa	(5 220 psi)
7 jours	45,0 MPa	(6 500 psi)
28 jours	53,0 MPa	(7 685 psi)

RÉSISTANCE À L'ÉCAILLAGE ASTM C672		
50 cycles	0	Perte de 22,7g/m ²

RETRAIT, CHANGEMENT DE LONGUEUR ASTM C157 AVEC MODIFICATION C928		
Temps	Mûrit à l'air	Mûrit à l'eau (en immersion)
5 jours	-0,049 %	-0,014 %
28 jours	-0,062 %	-0,009 %

RÉSISTANCE AUX CYCLES DE GEL/DÉGEL ASTM C666 PROCÉDURE B MODIFIÉ	
Cycles	Facteur de durabilité (RDF)
300	86,3 %

ÉTALEMENT	
Norme CSA A23.5 - 5C	675 mm ± 75 mm


DURCISSEMENT	
Temps ouvrable	40 minutes
Prise initiale ASTM C-403	Min. 45 minutes
Prise finale ASTM C-403	Max. 75 minutes

PERMABILITÉ AUX IONS DE CHLORE ASTM C-1202	
28 jours	< 500 coulombs

2909, Powerscourt tel. 450 264-9799
Atheletan, Qc. J0S 1A0 Sans frais 1 888 SOLHYDROC (765-4937)
 téléc. 450 264-9702

Page 1 de 2

Figure A II-10 Fiche technique



SOLHYDROCRETE AN

Béton à haute résistance et à prise rapide pour réparations profondes dans un coffrage

ESTIMATION ET RENDEMENT

SOLHYDROCRETE AN, est emballé en sacs ou en chaudières de 25 kg qui donne un rendement de 12,5 L quand il est mélangé avec 2,4 L à 2,6 L d'eau potable (10,0 à 10,5 % par poids du mélange sec).

Taux d'étalement par sac de 25 kg :

Épaisseur nominale	Superficie approx.
40 mm (1,6po)	0,3 m ² (3,3 ft ²)
50 mm (2po)	0,25 m ² (2,64 ft ²)
100 mm (4po)	0,12 m ² (1,32 ft ²)

PRÉCAUTIONS ET RESTRICTIONS

- Ne pas appliquer sur un béton frais
- Ne pas utiliser un agent de liaisonnement
- Ne pas appliquer à des températures en dessous de 5°C
- Ne pas ajouter d'adjuvant à ce produit
- Ne pas ajouter d'agrégat à ce produit, déjà formulé pour réparation profonde

MÉLANGE DU PRODUIT

Placer les malaxeurs près du lieu de travail. Le **SOLHYDROCRETE AN** demeure maniable pour un minimum de 40 minutes. Verser la quantité d'eau recommandée dans le malaxeur. Ajouter le béton **SOLHYDROCRETE AN** et malaxer pendant au moins 3 minutes jusqu'à l'obtention d'une consistance homogène. Verser ou pomper le mélange directement dans le coffrage sur la surface à réparer. Jeter tout matériel qui a durci. Pour des grandes coulées ou des applications à des températures en dessous de 5°C ou au dessus de 35°C, contacter votre représentant local de **SOLHYDROC**.

APPLICATION DU PRODUIT

MISE EN PLACE

Le béton **SOLHYDROCRETE AN**, ne nécessite aucun agent de liaison. Aussitôt que le malaxage est terminé, placer le produit sur la surface à réparer. Effectuer la mise en place d'un côté à l'autre et non pas à partir du milieu vers les bords.

FINITION

Ragréer et niveler le matériel à la hauteur désirée. Après le nivellement, la surface peut être finie avec une truelle de bois ou de magnésium.

MÛRISSEMENT

Pour améliorer le mûrissement, laisser le coffrage en place pendant 3 jours suivant l'application du **SOLHYDROCRETE AN**. Aussitôt que la surface réparée a suffisamment durci, saturer la surface avec de l'eau, appliquer de la jute humide et couvrir avec du polyéthylène pendant au moins 2 heures, ou appliquer une membrane de mûrissement aussitôt que le **SOLHYDROCRETE AN** a effectué sa prise finale.

CONDITIONNEMENT

SOLHYDROCRETE AN Sac de 25 kg
Qté : 56 un. par palette

OUTILS RECOMMANDÉS

Les outils suivants assureront une installation efficace et économique :

- Malaxeur à mortier
- Pompe à mortier du type Bunker B100
- Truelle de bois et de magnésium

NETTOYAGE

Utiliser de l'eau pour nettoyer les outils immédiatement après leur usage.

ENTREPOSAGE

Entreposer dans un endroit sec tempéré. Le produit peut alors être conservé dans des sacs fermés durant 12 mois.

SÉCURITÉ

Voir la fiche signalétique. Ce produit contient du ciment Portland et du sable de silice. Il peut causer une irritation aux yeux et à la peau. Éviter tout contact avec les yeux et un contact prolongé avec la peau. Ne pas respirer la poudre. En cas de contact, bien rincer à grande eau.

SOLHYDROC INC. GARANTIT la qualité de ses produits. Ceux-ci sont conformes à la description donnée dans les fiches techniques, sur les étiquettes et sont appropriés à l'usage auquel ils sont destinés. Solhydroc Inc. n'exerce aucun contrôle sur les conditions de chantiers, les méthodes d'utilisation et les conditions d'emploi. La garantie de Solhydroc couvre uniquement la haute qualité de ses produits.

Produit pour usage professionnel

www.solhydroc.com

2909, Powerscourt
Atheistan, Qc. J0S 1A0

Tél. 450 264-9799
Sans frais 1 888 SOLHYDROC (765-4937)
Télex. 450 264-9702

Page 2 de 2

Figure A II-10 Fiche technique (suite)

Protocole de carottage d'un joint de construction au PVM Saint-Claude

Ce document décrit le carottage prévu au Puits de ventilation mécanique (PVM) Saint-Claude. Il est en complément au document « Injection du béton : développement d'un essai hydraulique de caractérisation d'une discontinuité de béton » qui détaille le développement d'un essai de caractérisation pour l'injection de polyuréthane dans un joint de construction. La phase 4 de ce document porte sur des échantillons de la fissure à prélever à l'aide du carottage. Ce carottage permettra de confirmer une propagation adéquate du polyuréthane dans le joint.

Suite au relevé géoradar effectué le 26 octobre 2022, il est possible de fournir davantage de détails sur la méthodologie du carottage. Ce document présente en détail l'emplacement exact des deux carottes à extraire, la procédure de carottage, le remplissage des vides laissés par le carottage ainsi que les différentes mesures de sécurité envisagées. Le carottage sera effectué par le personnel de l'ÉTS qui est entraîné et habitué à effectuer de telles opérations. Le personnel de l'ÉTS sera composé de Khalil El Mekari, François Duhaime et Sébastien Ménard. Un technicien de la STM sera également sur place. L'ingénierie en maintenance a énuméré les contraintes suivantes à respecter :

- Les forages à effectuer pour le carottage et l'armature du joint de construction doivent être distancés de 50 mm (2'');
- Le fond des forages à effectuer pour le carottage et l'extrados du joint de construction doivent être distancés de 75 mm (3'');
- Un maximum de deux forages est permis;
- Le mélange cimentaire à utiliser pour remplir les vides laissés par les carottes doit avoir une résistance en compression de 50 MPa et ne doit pas présenter de retrait.

Emplacement des carottes

Pour être certain d'éviter l'armature du joint de construction lors du carottage, un relevé au géoradar a été effectué le 26 octobre 2022. Ce relevé a permis de cartographier l'armature dans la zone d'étude du joint de construction (entre T3 et T10). Les points T11 et T12 n'ont pas été analysés, car la main courante située très près de ces points empêche l'installation de la foreuse sur le joint. Les résultats du relevé ont permis de conclure que seulement trois emplacements sur le joint peuvent être carottés : directement en dessous des points T4 et en dessous du point T6 ainsi qu'entre les points T7 et T8. Le carottage sera réalisé au premier et troisième emplacements énumérés. La figure A II-11 présente un croquis du joint et du résultat du relevé d'armature (non à l'échelle). Les lignes pointillées rouges représentent l'armature et les cercles verts sont les emplacements prévus pour le carottage. La Figure A II-12 montre une photo du carottage prévu en dessous du point T4.

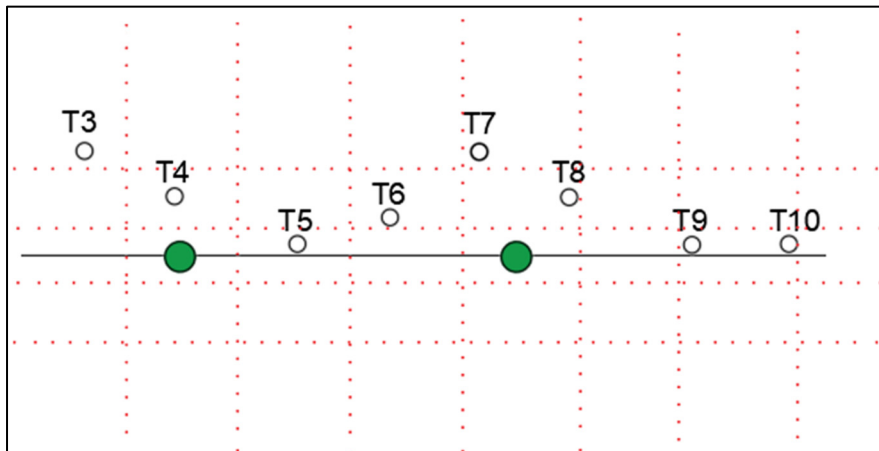


Figure A II-11 Croquis du joint pour le carottage suite au géoradar



Figure A II-12
Emplacement du
carottage sous le point
T4

Procédure de carottage

Deux échantillons de 350 mm (14'') vont être carottés. L'épaisseur du joint étant de 432 mm (17''), une distance de 75 mm (3'') sera maintenue entre le forage et l'extrados du tunnel. La foreuse qui sera utilisée est la *Hilti DD-160E*. Elle sera ancrée dans le mur pour effectuer le carottage. Cela nécessitera un seul ancrage de 12,5 mm (1/2'') de diamètre et 15 cm (6'') de longueur. Elle sera connectée à source de courant de 10 A et 240 V à déterminer avec la STM et à l'entrée d'eau qui est déjà disponible au PVM.

Lors du carottage, une bâche en plastique sera posée sur l'escalier pour faciliter le nettoyage. L'eau utilisée lors du carottage s'écoulera dans le dalot sur le côté de l'escalier. Des boudins permettant de retenir les liquides seront mis sur le seuil de porte menant au tunnel du métro pour éviter que des liquides se propagent sur les rails et que des débris viennent se coincer sous la porte.

Après le retrait de la bâche, un nettoyage avec une balayeuse et un balai sera effectué pour laisser l'endroit en bon état. Les lieux devront être exempts de débris lorsque le carottage sera terminé.

Remplissage des vides laissés par le carottage

Le remplissage des vides laissés par le carottage se fera en deux étapes. La première étape consiste à poser un obturateur afin d'enrayer toute possibilité d'infiltration d'eau future. La pose de cet obturateur se fera même si de l'infiltration d'eau n'est pas notée lors du carottage. La figure A II-IX montre le principe de la pose d'obturateur. Elle se fait de manière à prolonger la lame d'étanchéité pour éviter toute infiltration d'eau à cet endroit. L'obturateur aura le même diamètre que le vide foré (75 mm). Pour assurer l'étanchéisation, il sera ajusté pour être très bien serré et en contact avec l'intérieur du joint. La deuxième étape consiste à sceller l'intrados du tunnel avec le mélange cimentaire *Solhydcrete*. Le mélange cimentaire *Solhydcrete* a une résistance en compression de 53 MPa après 28 jours et est sans retrait. Le volume extrait de carotte sera de 6185 cm^3 (0.22 pi^3).

Mesure de sécurité envisagées

Chaque travailleur portera l'équipement de protection individuelle suivant :

- Bottes de sécurité approuvées CSA;
- Lunettes de sécurité;
- Casque de sécurité;
- Veste réfléchissante.

Certaines directives de sécurité liées à l'évacuation des passagers du Métro ont été émises par l'équipe de maintenance de la STM responsable du projet. Les directives suivantes seront donc respectées par l'équipe de recherche de l'ÉTS :

- Puisque les ports d'injection entravent un côté de l'escalier, ce côté doit être fermé à la circulation. L'autre côté de l'escalier doit être libre en tout temps afin de permettre l'évacuation de passagers en cas de besoin;

- L'équipement laissé sur place ne doit pas entraver la sortie des passagers en cas d'évacuation du métro;
- Aucun dispositif ou appareil fonctionnant à l'essence ou diesel tel qu'une génératrice ne doit être présent dans le PVM. Aucun combustible ne sera entreposé ou présent dans le PVM.

Le 9 novembre 2022, Philippe Desmarais et Daniel Aguirre de la STM étaient accompagnés de Khalil El Mekari et Amir Hossein Daneshi Sadr de l'ÉTS afin de procéder à des travaux de sécurisation et à respecter les directives émises. Tout d'abord, des rubans ont été posés afin de fermer le côté de l'escalier qui est entravé par les ports d'injection. Par la suite, la génératrice à essence a été déplacée hors du PVM de façon permanente. L'équipement présent a été déplacé hors du PVM (système d'acquisition de données) ou déplacé de manière à ne pas nuire à la circulation de passagers en cas d'évacuation du Métro (pompe, obturateur et mélange cimentaire).

ANNEXE III

MÉTHODES POUR OBTENIR L'OUVERTURE MÉCANIQUE ET HYDRAULIQUE D'UNE FISSURE DE BÉTON

Cette annexe a pour but de présenter des méthodes pour établir les deux types d'ouverture qui n'ont pas été décrites lors de la rédaction des manuscrits ou ajouter de l'information sur les méthodes présentées telles que les CT scans. Dans le cadre de ce projet, cinq méthodes ont été développées ou répertoriées pour établir les deux types d'ouverture. Le scan 3D et les CT scans sont deux méthodes pour obtenir l'ouverture mécanique d'une fissure de béton. Des CT scans ont été effectués sur d'autres échantillons de béton fissuré. Ces résultats sont présentés dans cette annexe. L'essai *in-situ*, l'essai de perméabilité à charge variable et la méthode du rapport d'injection ont permis d'obtenir l'ouverture hydraulique. L'essai de perméabilité à charge variable et la méthode du rapport d'injection sont présentés dans cette section.

CT scans

Tel que présenté dans la revue de littérature, l'utilisation des CT scans permettent d'établir l'ouverture mécanique et la distribution de l'ouverture dans l'espace. Pour ce faire, quatre carottes de béton ont été remises au Laboratoire sur les alliages à mémoire et systèmes intelligents (LAMSI) de l'ÉTS.

La méthodologie implémentée pour tous les scans suit celle qui est présentée au chapitre 3 pour l'analyse de l'ouverture de la carotte de béton en provenance du PVM Saint-Claude. Cette section présentera donc les résultats des trois autres carottes à l'étude. La première carotte de béton provient d'une fissure plastique d'une dalle structurale de la station de métro Charlevoix. Les deux autres carottes proviennent d'un des modèles physiques. Une carotte a été produite dans la surface où l'ouverture mécanique est de 1,5 mm et une autre où elle est de 0,5 mm. Les figures A III-1 à A III-6 présentent les résultats des CT scans sur les trois carottes. La distribution de toutes les ouvertures semble suivre la loi lognormale.

Les résultats des CT scans sur les carottes du modèle physique montre bien la différence entre établir l'ouverture mécanique à l'aide du scan 3D (nuages de points) et les CT scans.

Théoriquement, une valeur semblable devrait être obtenue, avec un certain écart, puisque les deux méthodes analysent plusieurs milliers d'ouverture de la même fissure et établissent l'ouverture mécanique à l'aide d'une moyenne. Cependant, les valeurs sont différentes. Dans le cas de la carotte, le scan 3D a donné une ouverture de 1,5 mm alors que le CT scan fournit une valeur de 0,517 mm. Tel que les travaux de cette thèse l'ont montré, une différence de 1 mm influe énormément sur l'écoulement. Cette différence de résultats notés peut être expliquée par le fait que les CT scans n'analysent qu'une petite surface de la fissure. Il se peut très bien qu'à cet endroit précis, l'ouverture était près de 0,5 mm alors qu'elle se trouvait dans une surface beaucoup plus importante ayant des ouvertures brutes de 1,5 mm.

Carotte de Charlevoix

Ouverture mécanique : 0.62 mm

Écart-type : 0.346 mm

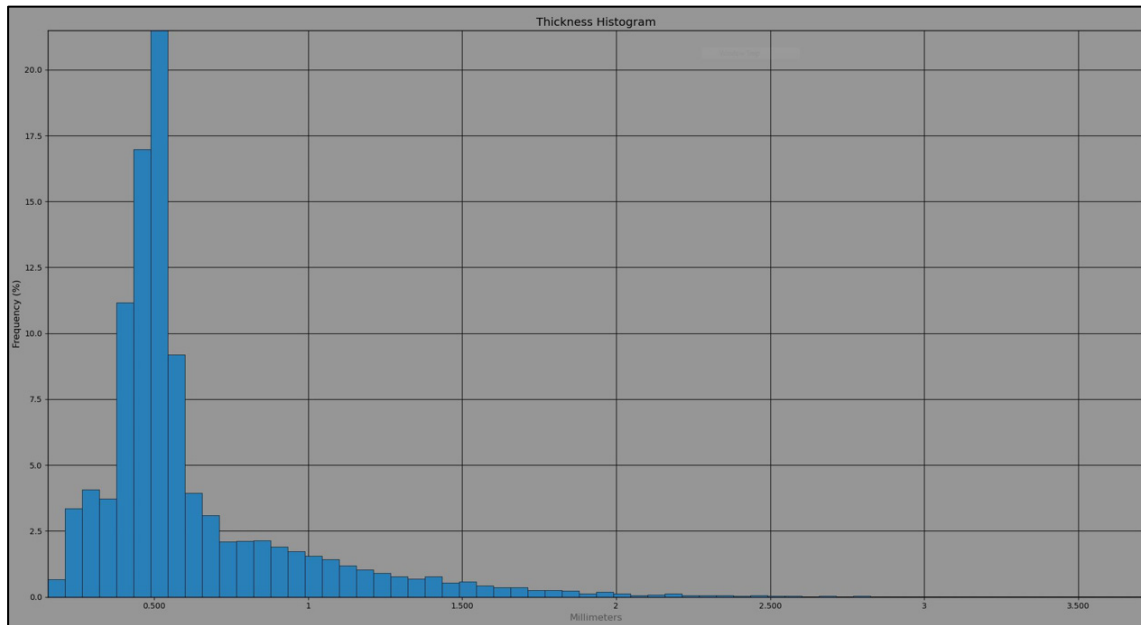


Figure A III-1 Histogramme de la distribution lognormale de l'ouverture-Charlevoix

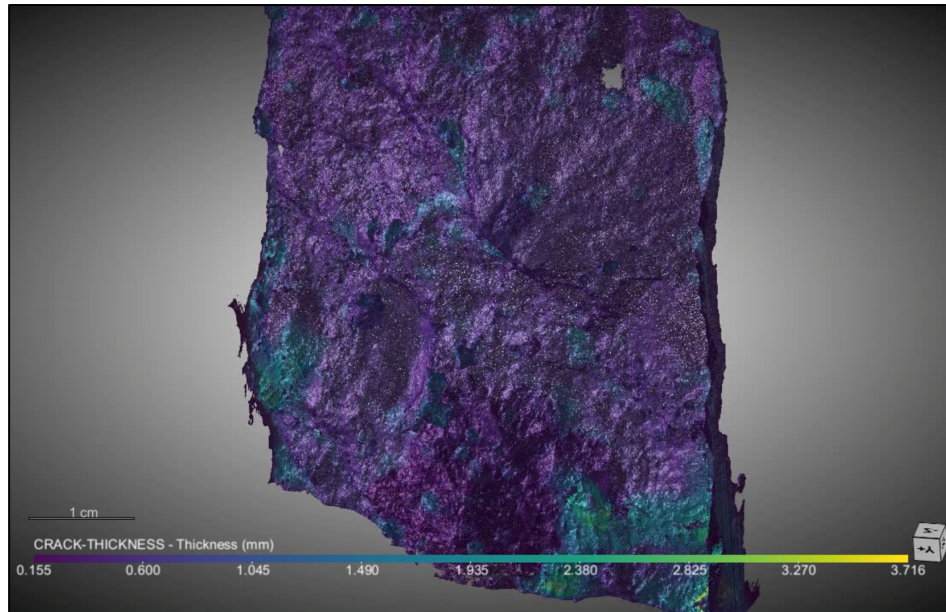


Figure A III-2 Reconstitution 3D de la fissure-Charlevoix

Carotte du modèle physique-ouverture mécanique 0.5 mm selon scan 3D

Ouverture mécanique : 0.350 mm

Écart-type : 0.137 mm

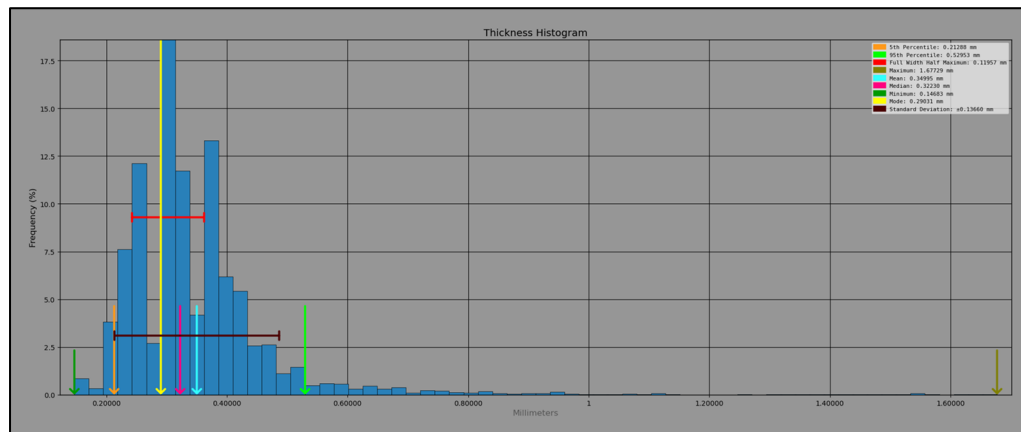


Figure A III-3 Histogramme de la distribution lognormale de l'ouverture-0.5 mm

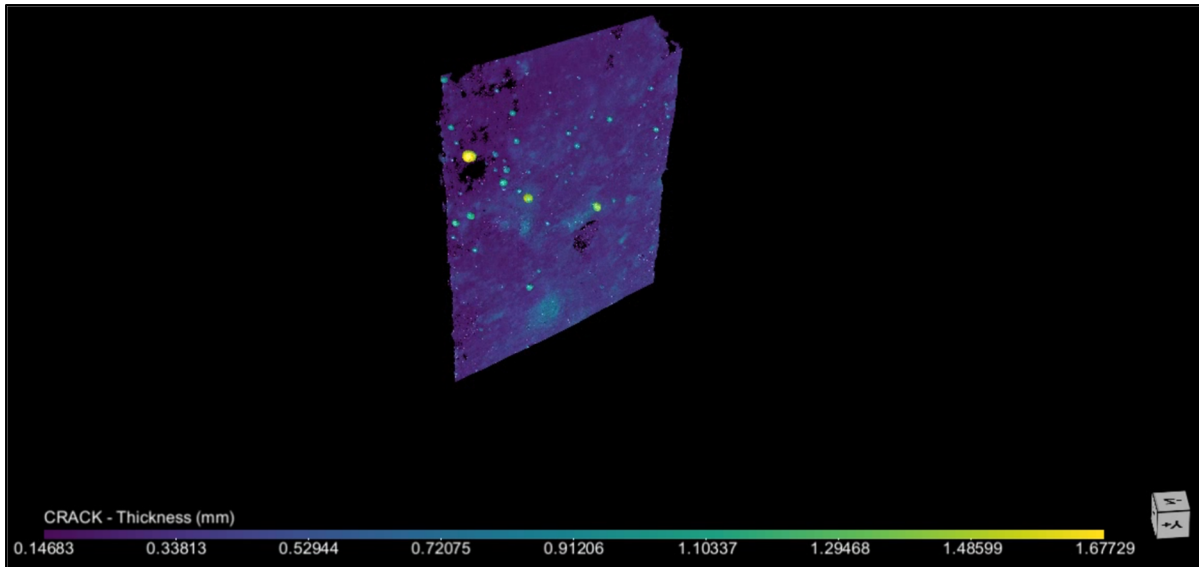


Figure A III-4 Reconstitution 3D de la fissure-0.5 mm

Carotte du modèle physique-ouverture mécanique 1,5 mm selon scan 3D

Ouverture mécanique : 0.517 mm

Écart-type : 0.268

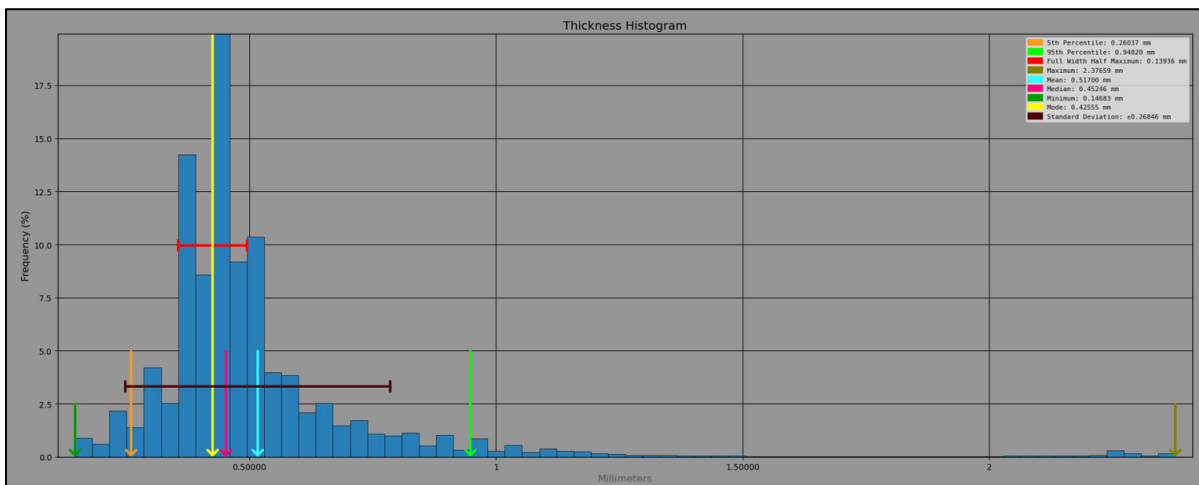


Figure A III-5 Histogramme de la distribution lognormale de l'ouverture-1.5 mm

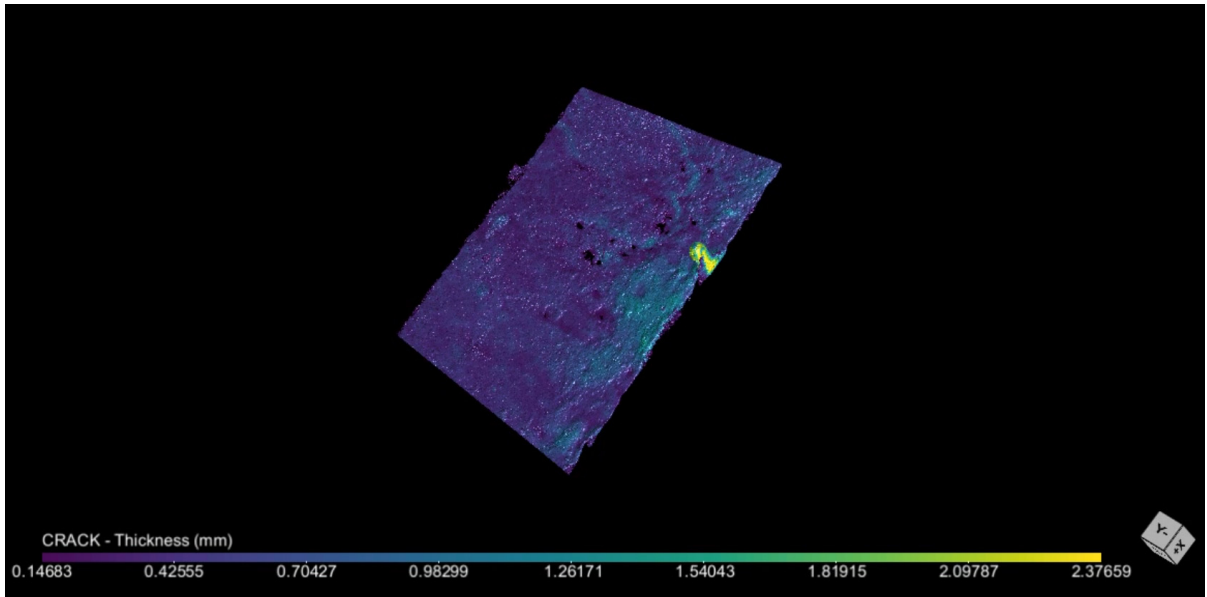


Figure A III-6 Reconstitution 3D de la fissure-1.5 mm

Essai de perméabilité à charge variable sur des carottes de béton fissurées

Un essai de perméabilité à charge variable (« *slug test* ») a été développé pour établir l'ouverture hydraulique d'un échantillon de béton fissuré obtenue à la suite d'un carottage. Un simple montage en laboratoire a été conçu où une colonne d'eau est appliquée et où le changement de niveau d'eau est noté ainsi que chronométré. Une charge constante est appliquée à la sortie comme le montre la figure A III-7. Les équations A III-1 à A III-6 sont les équations utilisées pour cheminer au résultat. Le tableau A III-1 présente le tableau du niveau de l'eau selon la durée de l'essai et les calculs préliminaires pour tracer le graphique des vitesses et de Hvorslev. La figure A III-8 présente, comme exemple, les graphiques de vitesse et de Hvorslev pour aboutir à l'ouverture hydraulique de la carotte issue de la station du métro Charlevoix.

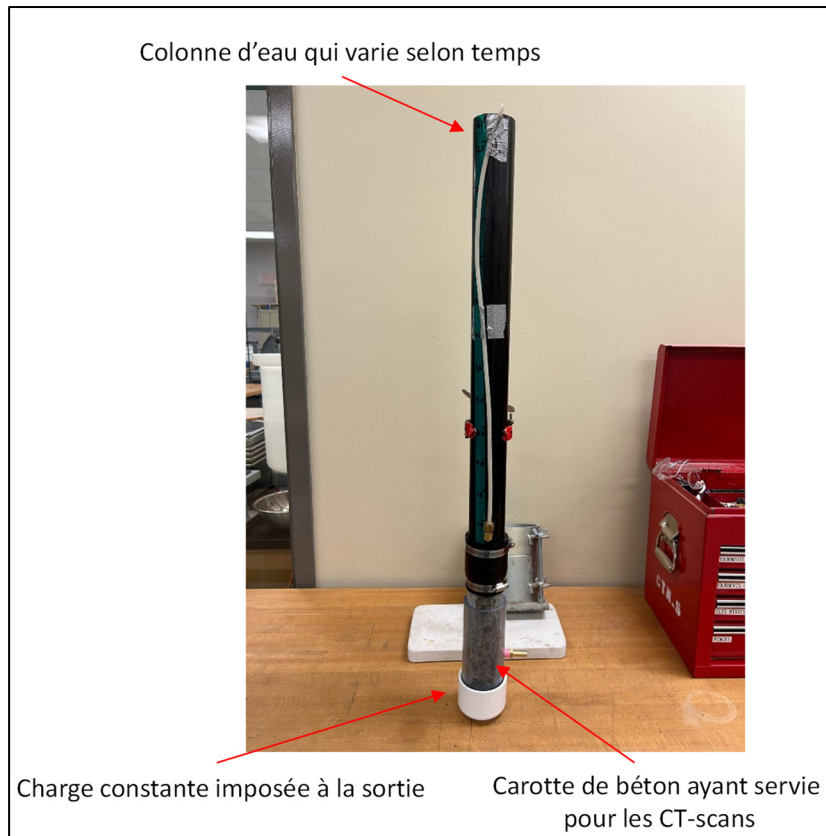


Figure A III-7 Essai de perméabilité à charge variable

$$Q = -S_{inj} \frac{\Delta H}{\Delta t} \quad (\text{A III-1})$$

$$Q = \frac{\rho g b^3 w H}{12 \mu L} \quad (\text{A III-2})$$

Ce qui donne donc :

$$-S_{inj} \frac{\Delta H}{\Delta t} = \frac{\rho g b^3 w H}{12 \mu L} \quad (\text{A III-3})$$

Dans le cas du graphique des vitesses (pente entre parenthèse) :

$$H = \left(-s_{inj} \frac{\rho g b^3 w}{12 \mu L} \right) \frac{\Delta H}{\Delta t} \quad (\text{A III-4})$$

Dans le cas de la méthode de Hvorslev (pente entre parenthèse) :

$$\ln(Hr) = \left(\frac{\rho g b^3 w}{12 \mu L s_{inj}} \right) t \quad (\text{A III-5})$$

La méthode de Hvorslev a été choisie pour obtenir l'ouverture hydraulique. Avec la valeur de la pente qui a été obtenue avec le graphique de Hvorslev, il est possible d'isoler l'ouverture hydraulique pour aboutir à l'équation suivante :

$$b_h = \sqrt[3]{Pente \frac{12 \mu L s_{inj}}{\rho g w}} \quad (\text{A III-6})$$

Tableau A III-1 Données de l'essai de perméabilité sur la carotte de la station Charlevoix

t (min)	t (s)	Hamont	H _z	H _p	H (m)	ΔH (m)	Δt (s)	ΔH/Δt (m/s)	H _m (m)	H _r (m)	Ln(H _r) (m)
0	0	0.6	0.17	0.27	0.43	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A
18	1080	0.56	0.17	0.25	0.41	-0.02	1080	-1.85E-05	0.42	0.27	-1.29
32	1920	0.535	0.17	0.24	0.40	-0.01	840	-1.49E-05	0.41	0.26	-1.34
55	3300	0.5	0.17	0.22	0.38	-0.02	1380	-1.27E-05	0.39	0.24	-1.41
92	5520	0.45	0.17	0.19	0.36	-0.03	2220	-1.13E-05	0.37	0.22	-1.52
120	7200	0.42	0.17	0.18	0.34	-0.02	1680	-8.93E-06	0.35	0.20	-1.59
153	9180	0.39	0.17	0.16	0.33	-0.02	1980	-7.58E-06	0.34	0.19	-1.66
201	12060	0.35	0.17	0.14	0.31	-0.02	2880	-6.94E-06	0.32	0.17	-1.78
335	20100	0.265	0.17	0.10	0.27	-0.04	8040	-5.29E-06	0.29	0.13	-2.07
390	23400	0.235	0.17	0.09	0.25	-0.02	3300	-4.55E-06	0.26	0.11	-2.19
Niveau initial		0.6	Note :								
Haval		0.065									

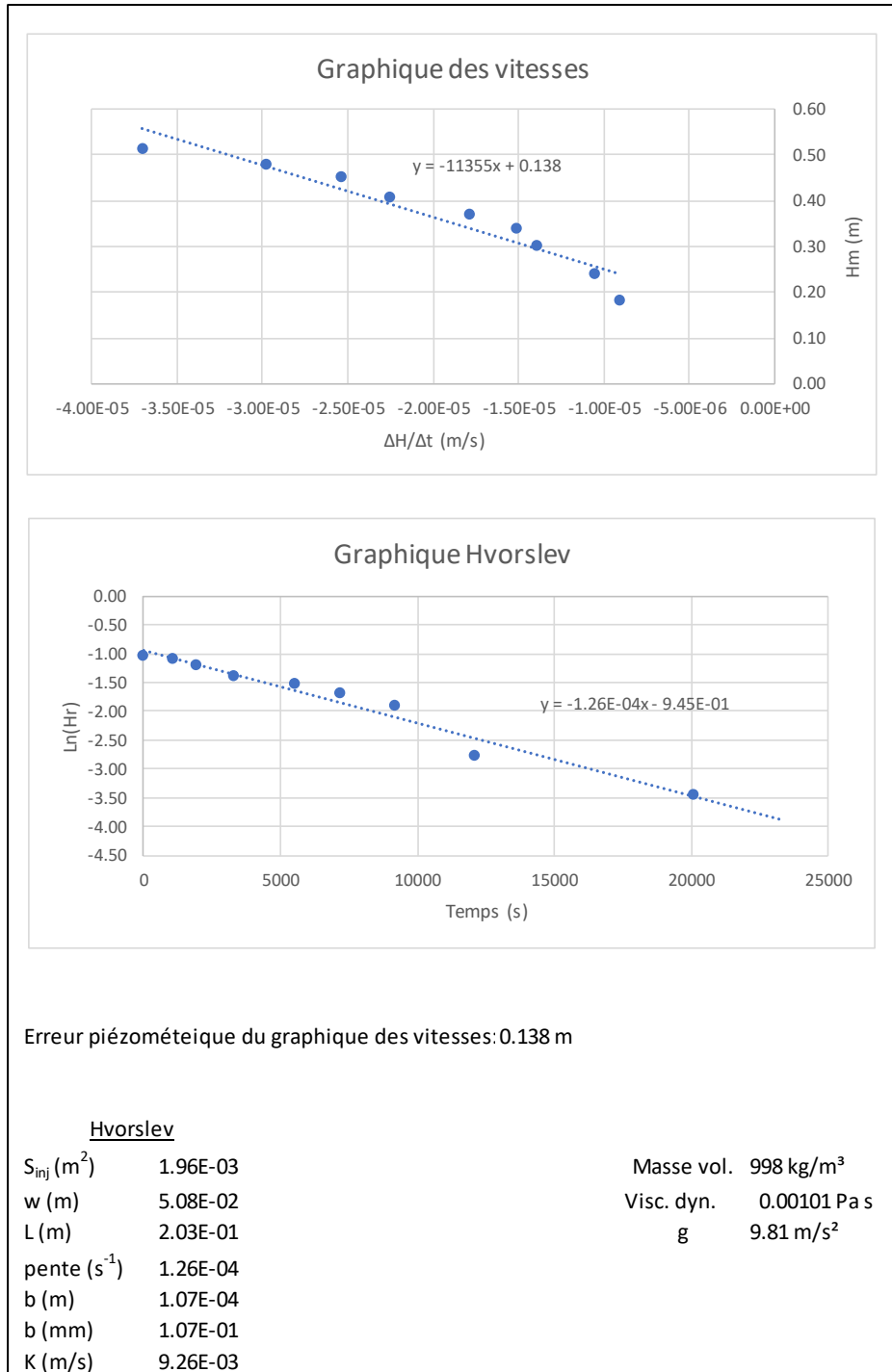


Figure A III-8 Obtention de l'ouverture et de la conductivité hydraulique à l'aide des graphiques des vitesses et de Hvorslev

Les résultats des trois essais de perméabilité ont permis d'arriver aux résultats présentés au tableau A III-2.

Tableau A III-2 Résultats de l'ouverture et conductivité hydraulique pour les trois carottes

<u>Carotte</u>	<u>Ouverture hydraulique (b_h)</u>	<u>Conductivité hydraulique (K)</u>
Station Charlevoix	0,107 mm	0,009 m/s
Modèle physique 0.5 mm	0,090 mm	0,007 m/s
Modèle physique 1.5 mm	0,250 mm	0,051 m/s

Méthode du rapport d'injection

Cette méthode a été développée lorsque STM a demandé la collaboration de l'équipe de recherche de l'ÉTS. Une injection de résine pour but structural (et non d'imperméabilisation) a été effectuée à la station Charlevoix du Métro de Montréal. Cette injection fut l'objet d'un suivi accru pour déterminer le volume d'injection nécessaire et l'ouverture hydraulique. Le volume et la durée d'injection ont été notés pour plusieurs segments de la fissure lors de l'injection. Une longueur totale de 30 m a fait l'objet de suivi sur une longueur de fissuration approximative de 120 m. Pour chaque segment, un rapport d'injection (L/pi lin.) (I_r) exprimant le volume par pied linéaire de produit injecté a été produit. En connaissant l'épaisseur de la dalle (E_d), il est possible d'obtenir V_o tel que les équations A III-7 le montre. L'équation A III-8 présente une deuxième méthode pour obtenir V_o . L'équation III-9 présente l'équation a utilisé lorsque la méthode du rapport d'injection est utilisée. En prenant en compte que L est égal à un pied linéaire lorsque I_r est utilisée, il est possible d'isoler b_h à partir de l'équation A III-9 telle que présentée à l'équation A III-10. Cela mène à la figure A III-9 pour établir l'ouverture hydraulique selon le rapport d'injection. Pour l'injection de résine de la

station Charlevoix, E_d était de 0,406 m (16’’). Il est important de prendre en compte les diverses conversions d’unité pour établir l’ouverture hydraulique en mm.

$$V_o = E_d L b_h \quad (\text{A III-7})$$

$$V_o = I_r L \quad (\text{A III-8})$$

$$E_d L b_h = I_r L \quad (\text{A III-9})$$

$$b_h = \frac{I_r}{E_d} \quad (\text{A III-10})$$

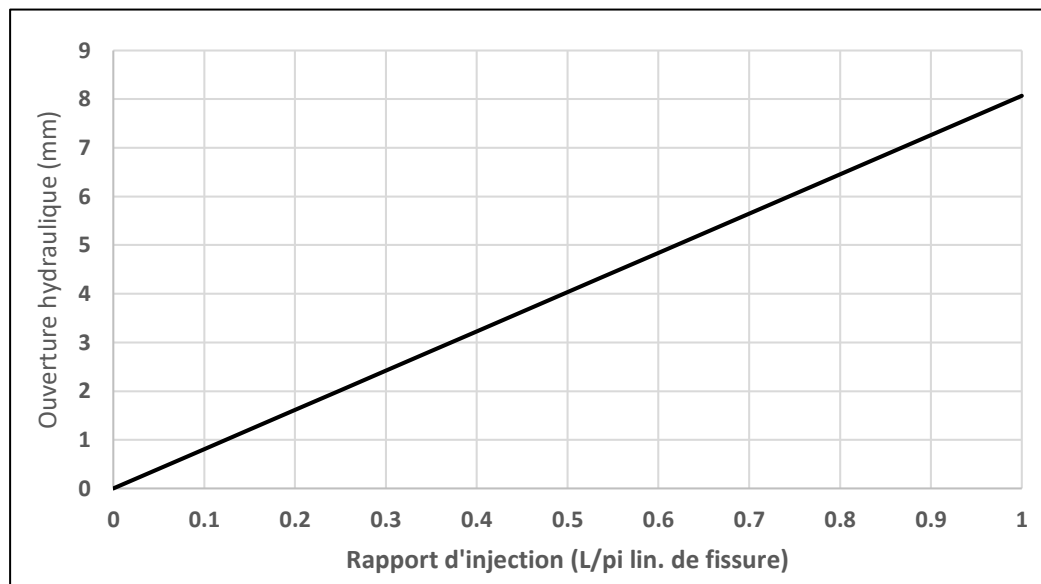


Figure A III-9 Ouverture selon le volume injecté par pieds lin. de fissure

Il est possible d’établir l’ouverture hydraulique moyenne à partir de tous les rapports d’injection. Le tableau A III-3 présente l’ouverture hydraulique établie de chaque segment selon la figure A III-9. L’ouverture hydraulique moyenne de la fissure injectée était de 2.86 mm.

Tableau A III-3 Ouverture hydraulique de chaque segment injecté selon le rapport d'injection

<u>Segment</u>	<u>Rapport d'injection</u>	<u>Ouv. Hydraulique</u>
1	0.18	1.45
2	0.46	3.71
3	0.25	2.02
4	0.15	1.21
5	0.25	2.02
6	1.00	8.07
7	0.40	3.23
8	0.15	1.21

ANNEXE IV

DEVELOPMENT OF A PHYSICAL MODEL AND IN SITU TEST FOR THE STUDY OF POLYMER INJECTIONS IN CONCRETE FRACTURES FOR WATERPROOFING

Khalil El Mekari^a, François Duhaime^b and Luis Colorado^c,

^{a and b} Département de Génie de la construction, École de Technologie Supérieure, 1100 Notre-Dame Ouest, Montréal, Québec, Canada H3C 1K3

^c Ingénierie de maintenance, Société de transport de Montréal, 8845 Boul. Saint-Laurent, Montréal, Québec, H2N 1M3

Paper published in *Springer*,
August 2023

Abstract: Polymer injections in concrete fractures are commonly used in practice for the waterproofing of tunnels. This paper introduces two physical models and *in-situ* test for the study of water and polymer flow in fractures. The physical models were created by pouring on top of each other two concrete slabs separated by a plastic film. The *in-situ* tests were performed in a tunnel concrete fracture sealed with a surface capping. Both fractures were instrumented with multiple ports for injection or pressure measurements. This paper presents the main results for the physical models and some preliminary results of the *in-situ* tests. The parameters that were varied include the injection pressure, injection volume, fluid viscosity and flow rate. Water and four water-glycerol mixtures were used to verify the influence of viscosity on flow. Three major parameters influenced the results: the boundary condition, the saturation level of the fracture and the dynamic viscosity of the injected liquid. Sealed fractures and moist fractures provoked an important pressure gain inside the fracture. The highest pressure values were obtained with the most viscous liquid. The propagation of the liquid was influenced by the same three parameters. The *in-situ* tests established the hydraulic aperture and hydraulic conductivity of the joint. This paper is intended for all professionals in the concrete structure reparation field.

1. INTRODUCTION

Water infiltration through fractures in tunnels can have important consequences such as frost damages, surfaces finishes deterioration and rebar corrosion (AFTES, 2016; ITA, 2011; Tan Smith, Li, & Dauth, 2016; Yuan, Li, & Li, 2011). Polymer injection is a common solution to seal concrete fractures for waterproofing or to improve the mechanical properties of concrete (Krauss et al., 1995; Mailvaganam, 1991; Mangum et al., 1986; Von fay, 2015). The polymers that are used in soil, rock and concrete during injections are epoxy, polyurethane and acrylic (AFTES, 2016; US Army Corps of Engineers, 2004; Andersson, 1999). To keep the polymer inside the fracture, a surface capping product can be used on the fracture (Trout, 2006). A low viscosity polymer is generally used to have a higher liquid penetrability throughout the fracture (Karol, 2003; Krauss et al., 1995). A cleaning agent is sometimes used to wipe out the dust inside the fracture before the injection, but the importance of cleaning and the fluid that should be used remain a matter of debate (Trout, 2006; von Fay 2015).

The injection parameters for polymer injections are (*AFTES, 2016*):

- resin type and dynamic viscosity;
- location of the injection ports;
- injection pressure;
- injection duration;
- injection volume.

Their selection is often arbitrary and it is difficult to find specifications that maximize the injection results. Available specifications are often not based on the same criteria. For example, for the injection time and epoxy type one and four based on ASTM C881 standard, Trout (1998) mentioned to inject until the port reaches a refusal state. This state can be achieved when the injection pressure becomes constant. Von fay (2015) specifies the importance of matching the injection time with the pot life.

Most of the research work done with physical models of fractures was intended to study the mechanical properties of resin (Issa & Debs, 2007; Rzezniczak, 2013; Wang & Petru, 2019). For example, the injection of silane in the fracture before an epoxy injection improves freeze-thaw resistance of the epoxy/concrete interface (Wang & Petru, 2019).

Another important element to consider during a fracture injection is the hydraulic aperture. This aperture can be established from *in-situ* tests and from the cubic law to analyze the flow and the head loss in fractures (Gustafson & Stille, 1996; Rahmani, 2009; Witherspoon et al., 1980). Many documents have been produced over the past years to establish the hydraulic aperture in rock fractures. For example, Funehag & Fransson (2006) designed a hydraulic test based on the hydraulic aperture to achieve a penetration length of at least 1 m in rock fracture. Those tests give quantitative information on the relationship between injection parameters and fracture characteristics such as the liquid velocity propagation or injected volume. Such tests are uncommon for waterproofing injections in concrete.

2. OBJECTIVES

This article presents the results obtained with two physical models and the development of an *in-situ* test. The goal of this research project is to gain a better understanding of the optimal injection parameters, the fracture characteristics and improve polymer injection durability and effectiveness against water infiltration. Two specific objectives are considered in this paper:

1. Establish how boundary conditions, initial fracture saturation and liquid viscosity affect the pressure and the liquid propagation inside a fracture during injections;
2. Establish the hydraulic aperture and the hydraulic conductivity of a concrete joint with an *in-situ* test.

The resin dynamic viscosity and the main injection parameters were varied during the injection tests on the physical models. One model was sealed to determine the effect of the surface capping on the pressure inside the fracture during the injections. Injections were conducted in

both dry and moist fractures to characterize the pressure and liquid propagation during the injections in both environments. The *in-situ* tests were done in a concrete construction joint in a tunnel. Surface capping was applied on the joint and a single injection point was chosen to perform all the tests.

3. METHODOLOGY

3.1. Physical models

Two physical models were developed. For both models, two concrete slabs were poured on top of each other. Plastic wrap was inserted between the two slabs to be able to separate them after the concrete curing. All-purpose concrete mix (*Bomix brand*) was used for all models. Tubing with a diameter of 6.35 mm was installed in both models before pouring the concrete for injection and pressure measurement during the tests. Table A IV-1 shows the physical characteristics of both models.

For the first model, the injection point was in the middle of the model. Four pressure measurement tubes were in the corner at 30 cm from the injection point. The head loss was measured with a portable pressure gauge. After the first injection, the model was opened and a picture of the propagation area was taken. Then a second injection was performed and another picture was taken after the second injection. The total injection volume is the sum of two volumes. 8 tests for a total of 24 injections were done.

For the second model, the injection point was in the middle with a 45° angle to understand its influence on the results. The pressure was measured with multiple tubes. A data logger system was used to record the pressure values every second. The location of the gauges and their description with respect to a real tunnel fracture are shown in Table A IV-2 (IP stands for injection point). Pressure gauge #6 (P6) was installed at the pump outlet to measure the injection pressure. A total weight of 159 kg was put on top of the model with metal plates and beams to prevent the fracture from opening due to pressure jacking (e.g. Rafi and Stille 2021). The second model was sealed with DAP silicon to simulate injection in a capped fracture. Figure A IV-1 shows the second model with the added weight just before the injection.

Tableau A IV-1 Physical characteristics of the physical models

Model	Size (cm)	Thickness (cm)	Ports	Boundary condition	Initial fracture saturation
#1	61 x 61	12.7	5	Not sealed	Dry and moist
#2	61 x 61	11.7	13 (7 used)	Sealed	Moist

Tableau A IV-2 Pressure gauge details of the second model

Pressure gauge	Distance from IP (cm)	Description
P1	2	Injection point entry pressure
P2	10	Pressure in the flow direction. P3 is also tunnel extrados pressure
P3	30	
P4	14	
P7	30	
P5	14	Tunnel intrados pressure



Figure A IV-1 Physical model

For the first model, injections were made with an *ELDPC* pressure-volume controller from *GDS*. A constant pressure was applied depending on the injected mixture. For the second model, a *KDS410* pump from *kdScientific* was used with a constant flow rate of 2.02 mL/s. Five liquids were injected. The volumetric proportions of water-glycerol mixtures are presented:

1. Water (1.01×10^{-3} Pa s);
2. Mixture #1: 61% water and 32% glycerol (7.5×10^{-3} Pa s);
3. Mixture #2: 22% water and 78% glycerol (8.5×10^{-2} Pa s);
4. Mixture #3: 12% water and 88% glycerol (2.2×10^{-1} Pa s);
5. Mixture #4: 6% water and 94% glycerol (5.2×10^{-1} Pa s).

The Cheng (2008) equation was used to calculate the dynamic viscosity (μ) based on the water-glycerol mass proportion. Dye was added in the injected liquids when the fracture was moist to distinguish them from the liquid already present in the fracture before the injection. Table A IV-3 shows the main injection parameters.

Tableau A IV-3 Test parameters for the two physical models

Model	Injected liquid	Injection pressure (kPa)	Flow rate (mL/s)	Injection time (s)	Injection volume (mL)
#1	Water, mixtures #1 and #2	From 2 to 31	From 0.55 to 1.36	From 17 to 116	20, 50, 60, 110, 120, 125, 170, and 220
#2	Mixtures #2, #3 and #4	From 5 to 157	2.02	From 23 to 52	50 and 100

3.2. *In-situ* tests in tunnel

In-situ injections were performed in a tunnel construction joint to study the liquid flow in a real discontinuity and to design a characterization test for concrete joints in tunnels. A horizontal construction joint in a mechanical ventilation station of the Montréal Metro was chosen. Surface capping was used to seal the joint. The injection was performed on the extrados side of a water stop membrane installed when the concrete was poured during the Metro construction. A cleaning agent based on phosphoric acid (*Oxy-cem*) was injected before the tests to clean the joint. The fracture was rinsed with water for 10 minutes to evacuate any debris and acid solution entrained in the concrete.

Figure A IV-2 shows the joint before the injection tests and Figure A IV-3 shows the drilling parameters of the injection point. Multiple ports were drilled in the joint for injection point and pressure reading. Trial-and-error injections with water permitted to conclude that four ports were to be used for the tests. P11 was the injection point, while P7, P4, and P3 were the pressure reading ports. Details of all injection ports used are available in Table A IV-4 and a conceptual model of the joint is presented in Figure A IV-4. A P300 pump from *hydracell* was used with a constant flow rate. Mixtures #2, #3, and #4 were injected. The injection parameters depended on the injected liquid with flow rates between 2.61 and 3.91 mL/s, injection pressures between 7 kPa and 2.75 MPa, injection time between 350 and 550 s and injected volumes between 1.09

and 3.71 L. The injections were stopped when the pressure of the liquid inside the joint became constant.



Figure A IV-2 Injected joint for the *in-situ* tests

Tableau A IV-4 Injection port parameters for the *in-situ* tests

Parameter	P3	P4	P7	P11
Distance from injection port (mm)	1632	1238	900	0
Drilling distance (mm)	525	472	525	530
Drilling angle (°)	39	53	39	37

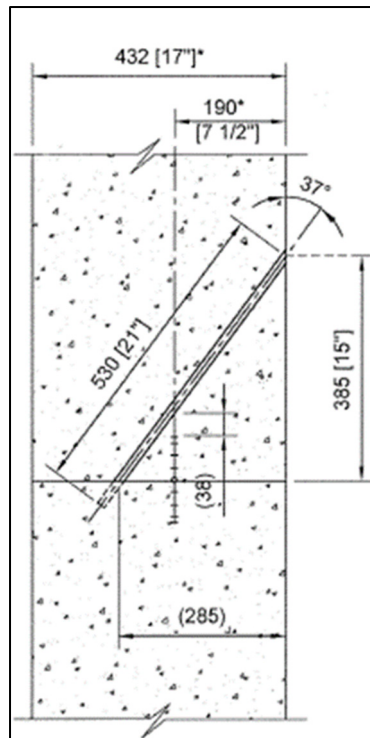


Figure A IV-3 Drilling parameters for P11

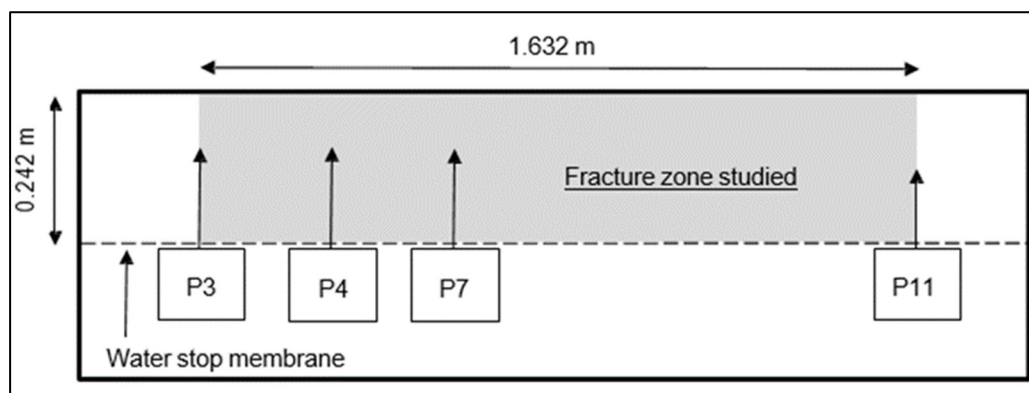


Figure A IV-4 Conceptual model of joint

4. Results and discussion

4.1. Physical models

For the first physical model, no pressure was noted at any pressure reading ports located 30 cm away from the injection point. The head loss was total for this distance. All the pressure was concentrated near the injection point.

Figure A IV-5 shows the relationship between the liquid propagation and the dynamic viscosity. Figure A IV-5A and A IV-5B show the propagation surface obtained in initially dry and initially moist fractures, respectively. The propagation areas have been coloured to better visualize the propagation. The injected volume is 20 mL in each case. For a dry fracture, it is possible to notice a propagation area that varies according to the dynamic viscosity. A higher dynamic viscosity resulted in a smaller propagation surface with a circular shape. A lower dynamic viscosity resulted in a larger propagation surface with a more irregular shape. For a moist fracture, the results suggest that the dynamic viscosity is less important. The shape of the propagation area is irregular irrespective of the viscosity. The propagation surface for mixture #1 shows fingering with elongated tongues of liquid that spread away from the main propagation surface (Figure A IV-5B).

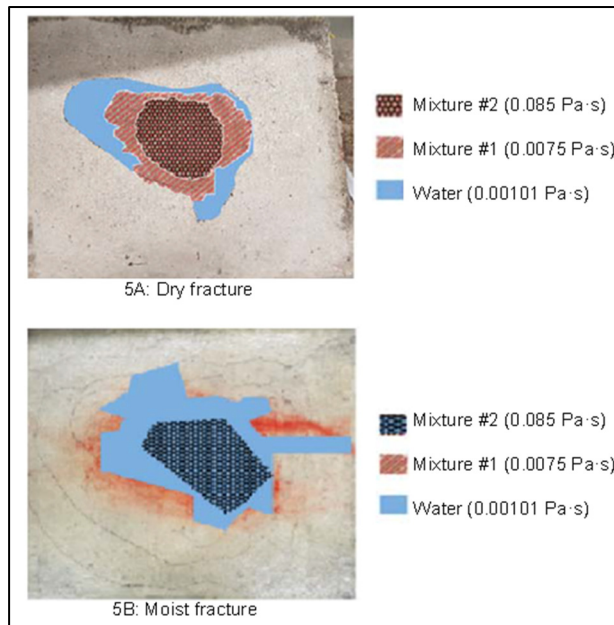


Figure A IV-5 Propagation surfaces in the first model for dry and moist environment and 20 mL injected

For the second model, an important pressure gain occurred during the injections. Figure A-IV-6 shows the results for the 100 ml-0.224 Pa s injection. They are representative of the results for other injections. The relationship between pressure and injection time can be separated in two parts. The first part corresponds to the gradual saturation of the fracture. As mentioned previously, all tests for the second model were conducted with an initially moist fracture. It took between 35 and 40 seconds to complete the saturation of the model and for the liquid to reach the fracture boundary and the capping. The second part is an important rise of the pressure inside the model. It can be explained by the completion of the saturation. The liquid got encapsulated because the fracture was sealed. The pressure measurements for each pressure transducers are similar. Imposing the flow in a precise direction with a 45° injection angle did not have any influence on the results.

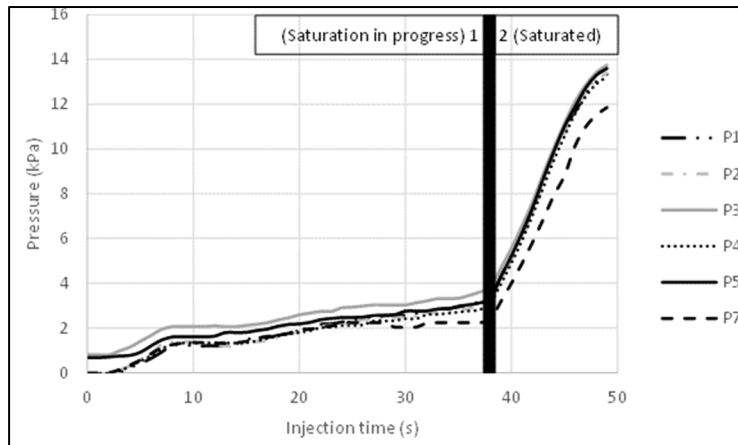


Figure A IV-6 Pressure readings inside the second model during the test with a volume of 100 ml and a viscosity of 0.224 Pa s

4.2. *In-situ* tests in tunnel

Figure A IV-7 shows the relationship between pressure and injection time for pressure transducer P7. Globally, the *in-situ* test results are similar to the results obtained with the second physical model before saturation. The second part of Figure A IV-6 corresponding to a more rapid pressure increase following saturation and confinement of the injected liquid was not observed. This implies that the joint was never completely saturated and that an open boundary was reached by the liquid. This can probably be explained by the presence of an open boundary for the joint at the tunnel extrados. The liquid was not confined and was able to flow out of the joint at the extrados. The highest pressures were obtained for the liquids with the highest dynamic viscosity. Figure A IV-7 also suggests an injection time from 50 to 150 s is enough to reach a constant pressure for all the injected liquids. This can be considered as the optimal injection time if an open boundary is present. The optimal injection volume can be obtained by multiplying the optimal injection time by the injection flow. If 150 s is considered to be the optimal injection time, for the case of mixture #3, the optimal injection volume is 394 mL with a flow rate of 2.63 mL/s. The optimal volume is 587 and 465 mL for mixtures #2 and #4, respectively.

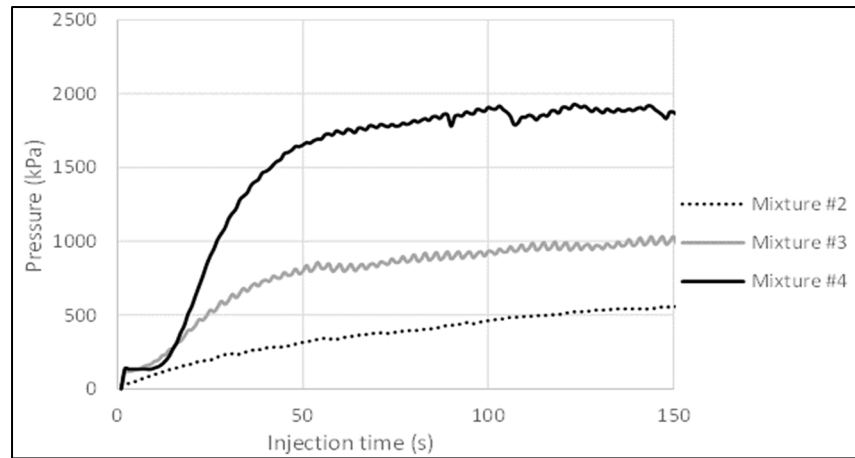


Figure A IV-7 Pressure according to injection time for the P7 port

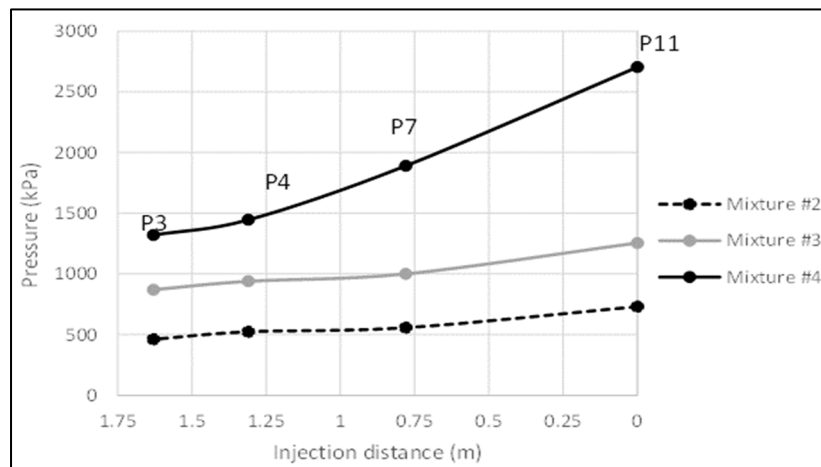


Figure A IV-8 Pressure according to injection distance at 150 s

Figure A IV-8 shows the pressure readings for ports P3, P4, P7, and P11 for mixtures #2 to #4. Head loss was observed for all the injection results. Mixtures #2, #3, and #4 lost respectively 37, 31, and 51 % of their initial injection pressure when the liquid reached P3.

To establish the hydraulic aperture (b_h), the cubic law (Eq. A IV-1) was introduced in Darcy's law (Eq. A IV-2) to obtain Eq. A IV-3:

$$K = \frac{\rho g b_h^2}{12\mu} \quad (\text{A IV-1})$$

$$Q = K i A \quad (\text{A IV-2})$$

$$Q = \frac{\rho g b_h^2}{12\mu} \frac{dh}{L} 0.242 b_h \quad (\text{A IV-3})$$

where K is the hydraulic conductivity, i is the hydraulic gradient, A is the section area, g is the gravitational acceleration, ρ is the liquid density, and μ is the liquid dynamic viscosity. Section A is equal to the joint width (0.242 m) multiplied by b_h . The hydraulic gradient i is equal to the head loss (dh) divided by the injection distance (L). Darcy's law and the cubic law apply to laminar flow. The hydraulic aperture can be isolated from Eq. A IV-3 to obtain the following equation:

$$b_h = 3.67 \sqrt[3]{\frac{LQ\mu}{g\rho dh}} \quad (\text{A IV-4})$$

The hydraulic aperture values for injection times of 50, 100 and 150 s were calculated. Table A IV-5 shows that the hydraulic aperture varies from 0.46 and 0.51 mm.

After establishing the hydraulic aperture at 0.5 mm, it was possible to establish the hydraulic conductivity of the joint. Because each injected liquid had its own μ and ρ , the hydraulic conductivity of the joint varies from a liquid to another. The results using Eq. A IV-1 are respectively 2.83×10^{-3} , 1.11×10^{-3} and 4.96×10^{-4} m/s for mixtures #2, #3 and #4. A higher dynamic viscosity leads to a lower hydraulic conductivity for the joint.

Tableau A IV-5 Hydraulic aperture (mm) depending on the injection time for mixtures #2 to #4

Injection time (s)	Mixture #2	Mixture #3	Mixture #4
50	0.49	0.49	0.46
100	0.48	0.50	0.47
150	0.46	0.51	0.46

5. Conclusion

This article was intended to gain some fundamental knowledge on liquid flow in fractures in the context of waterproofing injections in concrete fractures. The development of physical models and an *in-situ* test permitted to make the following observations:

1. The *in-situ* tests permitted to conclude that the dynamic viscosity is the most important injection parameter. It influenced many aspects of the test: injection pressure, liquid propagation, hydraulic conductivity and head loss.
2. The injection port angle did not seem to have any influence on the results.
3. The boundary conditions and the initial fracture saturation also influenced the liquid pressure inside the fracture and the propagation of the liquid. An open fracture never reached a full saturation state in both types of tests (physical models and *in-situ*). The second pressure rise observed in sealed fracture can be used to conclude a saturation state of the fracture. A dry and sealed fracture requires a longer time for the fracture to reach a saturation state. A moist fracture simply shortened the amount of injection time needed to reach that saturation state.

It is important to mention that no polymer injections were made to confirm the results. The final step would be to perform a polymer injection and analyze samples from drilling to confirm that the injected liquid filled the joint. Also, numerical models can be developed to predict the result of an injection based on a full hydraulic characterization.

Acknowledgments

The authors want to thank the Ministère des Transports du Québec (MTQ), The National Sciences and Engineering Research Council of Canada (NSERC) and the Société de transport de Montréal (STM) for the funding of this project. The authors would also like to thank Jonathan Auger whose helped with the construction of the physical models, and Sébastien Ménard and Richard Prowt whose helped with the *in-situ* tests.

ANNEXE V

CODE MATLAB POUR ÉTABLIR LA PRESSION D'INJECTION DU MODÈLE NUMÉRIQUE

Cette annexe présente le code MATLAB utilisé pour établir la pression d'injection lors des simulations du modèle numérique. Les figures A V-1 à A V-5 présentent les cinq segments du code.

```

#####
% This script can be used to iterate on a boundary condition. The script
% was developed to assign a flow rate to a specific boundary on a fracture
% model. The target flow rate is stored in variable vdsrd. The calculated
% flow rate is obtained from the intl feature in COMSOL. Some results are
% exported in an Excel spreadsheet. Input parameters can be stored in an
% Excel spreadsheet for batch simulations. This script can be used as a
% template for similar tasks.
%
% Suggested improvements : Newton's method often get caught in oscillating
% loops. Damping could be added when this happens. We should also avoid
% solving the whole simulation each time. We should only solve the second
% that we are working on (See Duhaime 2012, p.437).
%
% Date: April 2021 (v1)
% Date: December 2021 (v2)
% Date: January 2023 (v3)
%
% Version v2: aperture parameter is now ouvertureMoyenne in COMSOL
% COMSOL filename was changed
% COMSOL file now includes two methods to set the aperture
% variable aperture and constant aperture
% Version v3: Simulation duration is now a parameter. Current solution
% vector is saved when there is an error. More information is
% given on the error. Variables and models are saved for
% debugging.
%
% Authors: François Duhaime, Amirhossein Shafaei et Khalil El Mekari
#####

% Command window and variables are cleared.
clc;
clear all

% Can either do a single simulation or run batch simulations
simType = input('Do you want to run only one simulation (1) or run batch simulations (2)?\n');

% Batch simulations : Parameter values are stored in ParameterList.xlsx
% Other parameters could be added (model size, viscosity, etc.)
if simType == 2
    param = xlsread('ParameterList_tunnel_OFS_FD.xlsx');
    vdsrd = param(1,:); % Target flow rate
    acc = param(2,:); % Relative error on flow rate (e.g. 0.01 = 1%)
    itr = param(3,:); % Number of iterations for Newton's method
    Roughness = param(4,:); % Roughness factor
    initPressure = param(5,:); % Initial pressure in Pa (e.g. dry conditions = 0 Pa,
    moist conditions = 650 Pa)
    addedPressure = param(6,:); % Pressure increment for Newton's method in Pa
    simDuration = round(param(7,:)); % Simulation duration in s.
    maxSimDuration = max(simDuration); % required to set the result vector length.

```

Figure A V-1 Premier segment du code

```

% For single simulations, the user is asked to provide the parameters.
else
    vdsrd=input('input the desired flow rate (m3/s) \n');
    acc=input('input the desired relative accuracy for the flow rate \n');
    itr=input('input the desired maximum number of iteration \n');
    simDuration=round(input('input the desired simulation duration \n'));
    addedPressure = 400;
end

% Loop on total number of simulations
for sim=1:size(vdsrd,2)

    fprintf("***** Simulation %u ***** \n",sim);

    try % To move on to the next simulation if COMSOL cannot solve the model.
        % The parameter and solution vector is replaced by -999.

        % Create initial matrices for pressure values (initially filled
        % with zeros)
        pression=zeros(simDuration(sim)+1,1);
        pression2=zeros(simDuration(sim)+1,1);
        % Matrices for the calculated flow rate values are also created
        vlct=zeros(simDuration(sim)+1,1);
        vlct2=zeros(simDuration(sim)+1,1);

        % Loading the model (change name if needed)
        model=mphload('Basemodel_v2_tunnel_OPS_FDI.mph');

        % Parameter values
        model.param().set('RoughnessFactor',sprintf('%e',Roughness(sim))); % Rougness ✓
    factor for cubic law
        model.param().set('initPressure',sprintf('%e [Pa]',initPressure(sim))); % Initial ✓
    condition on pressure (related to initial saturation)
        model.param().set('simDuration',sprintf('%e [s]',simDuration(sim)));

        % The initial pressure values are applied in the COMSOL file
        % (remember that COMSOL indices begin at 0).
        for j=1:(simDuration(sim)+1)
            model.func('int4').setIndex('table', j-1, j-1, 0);
            model.func('int4').setIndex('table', pression(j), j-1, 1);
        end

        % Newton Raphson's optimisation loop for pressure
        for i=2:(simDuration(sim)+1) % First value to optimise is t = 1. Pressure = 0 at ✓
            t = 0.

            % Displaying the iteration number
            fprintf("Time step: %u \n",i-1);

            % First correction

```

Figure A V-2 Deuxième segment du code

```

% First guess : pressure does not change from previous step.
pression(i:end)=pression(i-1);
for j=i:(simDuration(sim)+1)
    model.func('int4').setIndex('table', pression(j), j-1, 1);
end

% Extraction of the model's result for first initial guess
model.sol('soll').runAll;

vlct=model.result().numerical('int1').getReal();

% Second guess is linear extrapolation if i>2 and if
% pression(i-1) and pression(i-2) are not equal. Otherwise, add
% pressure incread parameter to previous head.
if i>2
    if abs(pression(i-2)-pression(i-1))>0
        pression2(i:end)=pression(i-1)+(pression(i-1)-pression(i-2));
    else
        pression2(i:end)=pression(i-1)+addedPressure(sim);
    end
else
    pression2(i:end)=addedPressure(sim); %Pressure is kept constant after the
current time step.

end
for j=i:(simDuration(sim)+1)
    model.func('int4').setIndex('table', pression2(j), j-1, 1);
end

% Extraction of model's result for second initial guess
model.sol('soll').runAll;

sd1 = model.result().numerical('int1').getReal();
vlct2=sd1;

% Counter for the number of iterations in the while loop
count=0; %

% Corrections
while (abs(vlct2(i)-vdsrd(sim))/vdsrd(sim))>acc(sim) && count<itr(sim)
    count=count+1; % Counter is updated

    % Displaying the simulated flow rate and pressure
    fprintf(" Flow rate of %d m3/s for a pressure of %d Pa \n",...
        [vlct2(i) pression2(i)]);

    % Calculation of new values based on last iteration
    pression_temp =pression2(i)+(pression2(i)-pression(i))/(vlct2(i)-vlct(i));

```

Figure A V-3 Troisième segment du code


```

*(vdsrd(sim)-vlct2(i));

    % Variables are updated based on latest iteration
    pression = pression2;
    pression2(i:end) = pression_temp; % assume constant pressure after
current time step, for numerical stability
    vlct = vlct2;

    % Applying the new head value and running the model
    for j=i:(simDuration(sim)+1)
        model.func('int4').setIndex('table', pression2(j), j-1, 1);
    end
    model.sol('sol1').runAll;

    % Extracting the model's results for flow rate
    vlct2=model.result().numerical('int1').getReal();
end

% Displaying the final flow rate and pressure for this step
fprintf(" Flow rate of %d m3/s for a pressure of %d Pa \n",...
        [vlct2(i) pression2(i)]);

end

% The Consol files are saved for each paramter combinations.
mphsave(model,sprintf('ModelResults_%u.mph',sim));

% Result matrix
if sim==1
    % Add -999 at the end of the vector for shorter simulations to have the same
vector length
    if (simDuration(sim)<maxSimDuration)
        results = [param(:,sim); pression2; -999*ones(maxSimDuration-simDuration
(sim),1)];
    else
        results = [param(:,sim); pression2];
    end
else
    % Add -999 at the end of the vector for shorter simulations to have the same
vector length
    if (simDuration(sim)<maxSimDuration)
        resultsTemp = [param(:,sim); pression2; -999*ones(maxSimDuration-
simDuration(sim),1)];
    else
        resultsTemp = [param(:,sim); pression2];
    end
    results = [results resultsTemp];
end

end

```

Figure A V-4 Quatrième segment du code

```

catch ME % If there is an error (typically happen if COMSOL cannot converge to the
solution).
    disp('----COMSOL error - moving to the next simulation');
    disp('----Error Message:');
    disp(ME.message)
    if sim==1
        % Add -999 at the end of the vector for shorter simulations to have the same
vector length
        if (simDuration(sim)<maxSimDuration)
            results = [param(:,sim); pression2; -999*ones(maxSimDuration-simDuration
(sim),1)];
        else
            results = [param(:,sim); pression2];
        end
    else
        % Add -999 at the end of the vector for shorter simulations to have the same
vector length
        if (simDuration(sim)<maxSimDuration)
            resultsTemp = [param(:,sim); pression2; -999*ones(maxSimDuration-
simDuration(sim),1)];
        else
            resultsTemp = [param(:,sim); pression2];
        end
        results = [results resultsTemp];

    end

    mphsave(model,sprintf('ModelResults_%u.mph',sim)); % Save model for debugging
save(sprintf('MatlabWorkspace_%u.mat',sim)); % Save workspace for debugging
end

try % Second try-catch structure to write the Excel file. I sometimes get error at
this stage.
    xlswrite('Results.xlsx',results)
catch
    % Can always write Excel file manually at the end of the main loop.
    % Results will be contained in variable "results".
    disp(" Error writing the Excel file - moving to the next simulation");
end

end

```

Figure A V-5 Cinquième segment du code

RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- Abdel Azim, R. (2022). Finite Element Model to Simulate Two-Phase Fluid Flow in Naturally Fractured Oil Reservoirs: Part I. *ACS omega*, 7(31), 27278-27290.
- Abdelghani, F. B., Aubertin, M., Simon, R., & Therrien, R. (2015). Numerical simulations of water flow and contaminants transport near mining wastes disposed in a fractured rock mass. *International Journal of Mining Science and Technology*, 25(1), 37-45.
- Akhavan, A., Shafaatian, S.-M.-H., & Rajabipour, F. (2012). Quantifying the effects of crack width, tortuosity, and roughness on water permeability of cracked mortars. *Cement and Concrete Research*, 42(2), 313-320.
- Akindoyo, J. O., Beg, M., Ghazali, S., Islam, M. R., Jeyaratnam, N., & Yuvaraj, A. R. (2016). Polyurethane types, synthesis and applications—a review. *Rsc Advances*, 6(115), 114453-114482.
- Alberta infrastructures and transportation. (2005). *Repair manual for concrete bridge elements*. Canada. Reperé à <http://www.transportation.alberta.ca/content/doctype30/production/rpmconcbrel2.pdf>.
- Andersson, H. (1999). *Chemical Rock Grouting-An Experimental Study on Polyurethane Foams* (Ph. D. thesis, Chalmers university of technology, Sweden).
- American concrete institute (ACI). (2014). *guide-to-concrete-repair*. (Rapport N° ACI 546R-14). USA. Reperé à <https://cecollection2.files.wordpress.com/2020/05/546r-14-guide-to-concrete-repair.pdf>.
- American society of testing materials (ASTM). (1994). *Specification for epoxy-resin-base bonding systems for concrete*. ASTM C881. USA. American society of testing materials (ASTM).
- Association française de normalisation (AFNOR). (2013). *Définitions, exigences, maîtrise de la qualité et évaluation de la conformité —Partie 5 : Produits et systèmes d'injection du béton*. NF EN 1504-05. France. Association française de normalisation (AFNOR).
- Association française des tunnels et de l'espace souterrain. (2016). *Recommandations de l'AFTES relatives aux traitements d'arrêts d'eau dans les ouvrages souterrains*. (Rapport N°257). France.
- Baca, R. G., Arnett, R. C., & Langford, D. W. (1984). Modelling fluid flow in fractured-porous rock masses by finite-element techniques. *International Journal for Numerical Methods in Fluids*, 4(4), 337-348.

- Baghbanan, A., & Jing, L. (2007). Hydraulic properties of fractured rock masses with correlated fracture length and aperture. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 44(5), 704-719.
- Barrash, W., Clemo, T., Fox, J. J., & Johnson, T. C. (2006). Field, laboratory, and modeling investigation of the skin effect at wells with slotted casing, Boise Hydrogeophysical Research Site. *Journal of Hydrology*, 326(1-4), 181-198.
- Barton, N., & de Quadros, E. F. (1997). Joint aperture and roughness in the prediction of flow and groutability of rock masses. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 34(3-4), 252-e1.
- Batchelor, J., & Helliwell, D. J. (1990) Waterproofing of bridge decks using sprayed liquid membrane. In *Protection of Concrete: Proceedings of the International Conference* (p. 379). Scotland.
- Bear, J., Tsang, C. F., & De Marsily, G. (1993). *Flow and contaminant transport in fractured rock*. Israel Academic Press.
- Berkowitz, B., Nativ, R., & Adar, E. (2001). Evaluation of conceptual and quantitative models of fluid flow and chemical transport in fractured media. (Rapport *Conceptual Models of Flow and Transport in the Fractured Vadose Zone*). USA.
- Berre, I., Doster, F., & Keilegavlen, E. (2019). Flow in fractured porous media: a review of conceptual models and discretization approaches. *Transport in Porous Media*, 130(1), 215-236.
- Bessmertnykh, A., Dontsov, E., & Ballarini, R. (2021). Semi-infinite hydraulic fracture driven by a sequence of power-law fluids. *Journal of Engineering Mechanics*, 147(10), 04021064.
- Bijen, J. (2003). *Durability of engineering structures: Design, repair and maintenance*. USA. CRC Press.
- Brantberger, M., Stille, H., & Eriksson, M. (2000). Controlling grout spreading in tunnel grouting—analyses and developments of the GIN-method. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 15(4), 343-352
- Bureau of Reclamation, United States Department of the Interior (First edition) (USBR). (2011). Guide to concrete repair. USA. Repéré à https://www.bestmaterials.com/PDF_Files/concrete-repair-guide-usbr.pdf.
- Cacas, M. C., Ledoux, E., de Marsily, G., Tillie, B., Barbreau, A., Durand, E., & Peaudecerf, P. (1990). Modeling fracture flow with a stochastic discrete fracture network:

- calibration and validation: 1. The flow model. *Water Resources Research*, 26(3), 479-489.
- Calgaro, J. A., & Lacroix, R. (Eds.). (1997). *Maintenance et réparation des ponts*. France. Presses de l'École nationale des ponts et chaussées.
- California Department of Transportation (Caltrans). (2013). *Concrete technology manual*. USA. Reperé à <https://dot.ca.gov/programs/engineering-services/manuals/sc-concrete-tech-manual>.
- Carmeliet, J., Delerue, J. F., Vandersteen, K., & Roels, S. 2004. Three-dimensional liquid transport in concrete cracks. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 28(7-8), 671-687.
- Charrier, J. M. (1991). *Polymeric materials and processing: plastics, elastomers, and composites*. Germany. Hanser Publishers.
- Société de transport de Montréal (STM). (2015). Programme de mitigation des fissures. Présentation power point. Société de transport de Montréal.
- Chen, Y. F., Hu, S. H., Hu, R., & Zhou, C. B. (2015). Estimating hydraulic conductivity of fractured rocks from high-pressure packer tests with an Izbash's law-based empirical model. *Water Resources Research*, 51(4), 2096-2118.
- Chen, S. J., Zhu, W. C., Yu, Q. L., & Liu, X. G. (2016). Characterization of anisotropy of joint surface roughness and aperture by variogram approach based on digital image processing technique. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 49, 855-876.
- Christenson, E. M., Anderson, J. M., & Hiltner, A. (2007). Biodegradation mechanisms of polyurethane elastomers. *Corrosion Engineering, Science and Technology*, 42(4), 312-323.
- Chunlei, X., Huiqing, X., Feng, Y., & Zhiguo, J. (2019). Property Study of Polyurethane Template Materials for Molding Concrete. *IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*, 218 (1) 012073.
- Comité euro-international du béton. (1992). *Durable concrete structures: design guide* (Vol. 183). Switzerland. Thomas Telford.
- Cook, N. G. (1992). Natural joints in rock: mechanical, hydraulic and seismic behaviour and properties under normal stress. In *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts* 29 (3) 198-223.

- Cooper Jr, H. H., Bredehoeft, J. D., & Papadopoulos, I. S. (1967). Response of a finite-diameter well to an instantaneous charge of water. *Water Resources Research*, 3(1), 263-269.
- Diersch, H. J. G. (2013). *FEFLOW: finite element modeling of flow, mass and heat transport in porous and fractured media*. Springer Science & Business Media.
- Duguid, J. O., & Lee, P. C. Y. (1977). Flow in fractured porous media. *Water Resources Research*, 13(3), 558-566.
- Ehrenstein, G. W., & Montagne, F. (2000). *Matériaux polymères: structure, propriétés et applications*. France. Hermès science publications.
- El Mekari, K., Duhaime, F., & Shafaei, A. (2023). Physical and numerical models of pressure during waterproofing injections with polymer into concrete fractures. *Journal of Structural Integrity and Maintenance*, 8(3), 188-197.
- Emmelin A, Brantberger M, Eriksson M, Gustafson G, & Stille H. (2007). *Rock grouting: current competence and development for the final repository*. (Rapport N° R-07-30). Sweden. Repéré à <https://skb.se/publication/1520246/R-07-30.pdf>.
- Emmelin, A., Eriksson, M., & Fransson, Å. (2004). *Characterisation, design and execution of two grouting fans at 450 m level*. (Rapport N° R-04-58). Sweden. Repéré à <https://www.skb.com/publication/137435/R-04-58.pdf>.
- Eriksson, M., Stille, H., & Andersson, J. (2000). Numerical calculations for prediction of grout spread with account for filtration and varying aperture. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 15(4), 353-364.
- Eriksson, M. (2002) *Prediction of grout spread and sealing effect, a probabilistic approach*. (Ph. D. thesis, KTH Royal Institute of Technology, Sweden). Repéré à <http://kth.diva-portal.org/smash/record.jsf?pid=diva2%3A9130&dswid=8369>.
- Felisa, G., Lenci, A., Lauriola, I., Longo, S., & Di Federico, V. (2018). Flow of truncated power-law fluid in fracture channels of variable aperture. *Advances in Water Resources*, 122, 317-327.
- Flemisch, B., Berre, I., Boon, W., Fumagalli, A., Schwenck, N., Scotti, A., Stefansson, I., & Tatomir, A. (2018). Benchmarks for single-phase flow in fractured porous media. *Advances in Water Resources*, 111, 239-258.
- Franke, O. L., Reilly, T. E., Haefner, R. J., & Simmons, D. L. (1990). *Study Guide for a Beginning Course in Ground-Water Hydrology: Part I--Course Participants*. (Rapport N° USGS-OFR-90-183). USA.

- Funehag, J., & Fransson, Å. (2006). Sealing narrow fractures with a Newtonian fluid: model prediction for grouting verified by field study. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 21(5), 492-498.
- Gale, J., MacLeod, R. and LeMessurier, P. (1990). *Site characterization and validation- Measurement of flowrate, solute velocities and aperture variation in natural fractures as a function of normal and shear stress, stage 3*. (Rapport N° 90-11). Sweden.
- Gan, Q., & Elsworth, D. (2016). A continuum model for coupled stress and fluid flow in discrete fracture networks. *Geomechanics and Geophysics for Geo-Energy and Geo-Resources*, 2, 43-61.
- Gao, M., Zhang, C., & Oh, J. (2023). Assessments of the effects of various fracture surface morphology on single fracture flow: A review. *International Journal of Mining Science and Technology*. 33(1), 1-29.
- Ge, S. (1997). A governing equation for fluid flow in rough fractures. *Water Resources Research*, 33(1), 53-61.
- Gentry, J., & Magill, D. (2012). Acrylamide Grouting: Successfully Controlling Groundwater from Canada to South America. In *Grouting and Deep Mixing 2012* (pp. 1562-1568).
- Girma, K. B., Lorenz, V., Blaurock, S., & Edelmann, F. T. (2005). Coordination chemistry of acrylamide. *Coordination Chemistry Reviews*, 249(11-12), 1283-1293.
- Griffin, S., Askarinejad, H., & Farrant, B. (2017). Evaluation of epoxy injection method for concrete crack repair. *Int J Struct Civ Eng Res*, 6, 177-181.
- Grisak, G. E., Merritt, W. F., & Williams, D. W. (1977). A fluoride borehole dilution apparatus for groundwater velocity measurements. *Canadian Geotechnical Journal*, 14(4), 554-561.
- Guha Roy, D., & Singh, T. N. (2016). Fluid flow through rough rock fractures: Parametric study. *International Journal of Geomechanics*, 16(3), 04015067.
- Gustafson, G., & Stille, H. (1996). Prediction of groutability from grout properties and hydrogeological data. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 11(3), 325-332.
- Hakami, E. (1989). *Water Flow in Single Rock Joints*. (Rapport N°STRIPA-TR-89-09). Sweden.

- Hakami, E. (1995). *Aperture distribution in rock fractures*. (Ph. D. thesis, KTH Royal Institute of Technology, Sweden). Repéré à <https://www.osti.gov/etdeweb/servlets/purl/190033>.
- Han, C., Wei, J., Zhang, W., Zhou, W., Yin, H., Xie, D., & Man, X. (2021). Numerical investigation of grout diffusion accounting for the dynamic pressure boundary condition and spatiotemporal variation in slurry viscosity. *International Journal of Geomechanics*, 21(4), 04021018.
- Hanke, J. R., Fischer, M. P., & Pollyea, R. M. (2018). Directional semivariogram analysis to identify and rank controls on the spatial variability of fracture networks. *Journal of Structural Geology*, 108, 34-51.
- Hao, M., Li, X., Zhong, Y., Zhang, B., Jin, D., & Chen, G. (2018). Numerical simulation of polymer grout diffusion in a single fracture. *AIP Advances*, 8(10), 105329.
- Hatambeigi, M., Anwar, I., Lord, D. L., Hart, D., Taha, M. R., & Stormont, J. C. (2023). Wellbore cement fracture permeability as a function of confining stress and pore pressure. *Geomechanics for Energy and the Environment*, 33, 100428.
- Hayes, A. R. (2019). *The Evaluation of High Molecular Weight Methacrylate as a Treatment Option for Shrinkage Cracks in Airfield Pavement*. (Master's thesis, Air force institute of technology, USA). Repéré à <https://scholar.afit.edu/etd/2336/>.
- He, X., Sinan, M., Kwak, H., & Hoteit, H. (2021). A corrected cubic law for single-phase laminar flow through rough-walled fractures. *Advances in Water Resources*, 154, 103984.
- Hepburn, C. (2012). *Polyurethane elastomers* (2nd edition). USA. Elsevier science publishers.
- Hoang, Q. G. (2015). *Etude de la ségrégabilité des coulis cimentaires sous cisaillement*. (Ph. D. thesis, Université de Cergy Pontoise. France). Repéré à <https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-01341115/document>.
- Hoteit, H., & Firoozabadi, A. (2008). An efficient numerical model for incompressible two-phase flow in fractured media. *Advances in Water Resources*, 31(6), 891-905.
- Houlsby, A. C. (1976). Routine interpretation of the Lugeon water-test. *Quarterly Journal of Engineering Geology and Hydrogeology*, 9(4), 303-313.
- Huang, N., Jiang, Y., Liu, R., Li, B., & Sugimoto, S. (2019). A novel three-dimensional discrete fracture network model for investigating the role of aperture heterogeneity on fluid flow through fractured rock masses. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 116, 25-37.

- Houlsby, A. C. (1990). *Construction and design of cement grouting: a guide to grouting in rock foundations* (Vol. 67). USA. John Wiley & Sons.
- Hvorslev, M. J. (1951). *Time lag and soil permeability in ground-water observations* (No. 36). USA. Waterways Experiment Station, Corps of Engineers, US Army.
- Ionescu, M. (2016). *Chemistry and technology of polyols for polyurethanes* (2nd edition). England. iSmithers Rapra Publishing.
- Iowa State University (ACI). (2019). *guide-to-concrete-repair*. (Rapport N°InTrans Project 10-38). USA. Repéré à https://intrans.iastate.edu/app/uploads/2019/02/bridge_deck_epoxy_injection_process_w_cvr.pdf.
- Issa, C. A., & Debs, P. (2007). Experimental study of epoxy repairing of cracks in concrete. *Construction and Building Materials*, 21(1), 157-163.
- Jamin, P., Goderniaux, P., Bour, O., Le Borgne, T., Englert, A., Longuevergne, L., & Brouyère, S. (2015). Contribution of the finite volume point dilution method for measurement of groundwater fluxes in a fractured aquifer. *Journal of Contaminant Hydrology*, 182, 244-255.
- Jarrahi, M., Moore, K. R., & Holländer, H. M. (2019). Comparison of solute/heat transport in fractured formations using discrete fracture and equivalent porous media modeling at the reservoir scale. *Physics and Chemistry of the Earth, Parts A/B/C*, 113, 14-21.
- Javadi, M., Sharifzadeh, M., Shahriar, K., & Mitani, Y. (2014). Critical Reynolds number for nonlinear flow through rough-walled fractures: The role of shear processes. *Water Resources Research*, 50(2), 1789-1804.
- Kan, Y. C., Lee, M. G., & Lee, H. W. (2021). Experimental investigation of mode-I fracture toughness of real-cracked concrete repaired by epoxy. *Construction and Building Materials*, 293, 123490.
- Karol, R. H. (2003). *Chemical grouting and soil stabilization revised and expanded* (Vol. 12). USA. CRC Press.
- kdScientific. (2023). KDS 410 / 410P LEGACY SYRINGE PUMP. Repéré à https://www.kdscientific.com/products/high-pressure-syringe-pumps/kds-410-410p-legacy-syringe-pump.html?__SID=U.
- Keller, C. E., Cherry, J. A., & Parker, B. L. (2014). New method for continuous transmissivity profiling in fractured rock. *Groundwater*, 52(3), 352-367.

- Kettle, C., & Katterbach, M. (2015). Practical application of the gin concept (part 1). *Geotechnical News*, 15-26.
- Khayat, K. H., Saric-Coric, M., & Liotta, F. (2002). Influence of thixotropy on stability characteristics of cement grout and concrete. *Materials Journal*, 99(3), 234-241.
- Klimczak, C., Schultz, R. A., Parashar, R., & Reeves, D. M. (2010). Cubic law with aperture-length correlation: implications for network scale fluid flow. *Hydrogeology Journal*, 18(4), 851-862.
- Konzuk, J. S., & Kueper, B. H. (2004). Evaluation of cubic law based models describing single-phase flow through a rough-walled fracture. *Water Resources Research*, 40(2).
- Krauss, P. D., Scanlon, J. M. and Hanson, M. A. (1995). *Evaluation of injection materials for the repair of deep cracks in concrete structures*. (Rapport N°REMR-CS-48). USA. Repéré à <https://apps.dtic.mil/sti/pdfs/ADA302262.pdf>.
- Kumar, K., List, F., Pop, I. S., & Radu, F. A. (2020). Formal upscaling and numerical validation of unsaturated flow models in fractured porous media. *Journal of Computational Physics*, 407, 109138.
- Lapointe, R. (1997). *Contribution à l'étude des méthodes d'injection des fissures dans le béton*. (Master's thesis, McGill University, Canada).
- Li, J. Y., Yuan, G. X., Zhang, Y. M., & Huang, Z. Q. (2015). Simulation of Rock Fractures by Monte Carlo Method. *Advanced Materials Research*, 1061, 605-608. Trans Tech Publications Ltd.
- Li, Z., Luo, H., Bhardwaj, P., Wang, B., & Delshad, M. (2016). Modeling dynamic fracture growth induced by non-Newtonian polymer injection. *Journal of Petroleum Science and Engineering*, 147, 395-407.
- Li, X., Jiang, Z., Couples, G. G. (2019). A stochastic method for modelling the geometry of a single fracture: spatially controlled distributions of aperture, roughness and anisotropy. *Transport in Porous Media*, 128(2), 797-819.
- List, F., Kumar, K., Pop, I. S., & Radu, F. A. (2020). Rigorous upscaling of unsaturated flow in fractured porous media. *SIAM Journal on Mathematical Analysis*, 52(1), 239-276.
- Liu, E. (2005). Effects of fracture aperture and roughness on hydraulic and mechanical properties of rocks: implication of seismic characterization of fractured reservoirs. *Journal of Geophysics and Engineering*, 2(1), 38.
- Lombardi, G. & Deere, D. (1993) Grouting Design and Control Using the GIN Principle. *International Water Power & Dam Construction*, 46, 15-22.

- Mailvaganam N.P. (1991) *Repair and Protection of Concrete Structures*. Canada. C.R.C. Press.
- Majeed, A. J., Abood, F. A., & Alshara, A. K. (2021). Conception the fluid flow behavior within oil reservoir rock by using computed tomography (CT) scan. *Journal of Mechanical Materials and Mechanics Research*, 4(2).
- Maldaner, C. H., Quinn, P. M., Cherry, J. A., & Parker, B. L. (2018). Improving estimates of groundwater velocity in a fractured rock borehole using hydraulic and tracer dilution methods. *Journal of Contaminant Hydrology*, 214, 75-86.
- Mangum, W. D., Bermudez-Goldman, A. J., Whitney, D., Fowler, D., & Meyer, A. H. (1986). *Repairing Cracks in Portland Cement Concrete Using Polymers*. (Rapport N°385-2F). USA. Repéré à <https://pdf4pro.com/view/repairing-cracks-in-portland-cement-concrete-using-51752a.html>.
- McGill, L. P., Humpage, M., & Chemicals, F. C. (1990). Prolonging the life of reinforced concrete structures by surface treatment. In *Protection of Concrete: Proceedings of the International Conference* (p. 167). Scotland.
- Mofakham, A. A., Stadelman, M., Ahmadi, G., Shanley, K. T., & Crandall, D. (2018). Computational modeling of hydraulic properties of a sheared single rock fracture. *Transport in Porous Media*, 124, 1-30.
- Moriconi, G., Pauri, M. G., Percossi, G., & Busto, S. (1991). The influence of injected epoxy systems on the elastic and mechanical properties of cracked concretes. *Special Publication*, 128, 233-248.
- Müller, L. (1974). *Rock mechanics*. USA. Springer-Verlag.
- Neuzil, C. E., & Tracy, J. V. (1981). Flow through fractures. *Water Resources Research*, 17(1), 191-199.
- Nicholl, M. J., Rajaram, H., Glass, R. J., & Detwiler, R. (1999). Saturated flow in a single fracture: Evaluation of the Reynolds equation in measured aperture fields. *Water Resources Research*, 35(11), 3361-3373.
- Noiriel, C., Gouze, P., & Madé, B. (2013). 3D analysis of geometry and flow changes in a limestone fracture during dissolution. *Journal of Hydrology*, 486, 211-223.
- Norwegian Tunnelling Society. (2011). *Rock Mass Grouting*. (Rapport N° 20). Norway.
- Novakowski, K. S. (1989). Analysis of pulse interference tests. *Water Resources Research*, 25(11), 2377-2387.

- Novakowski, K.S., Lapcevic, P.A., Sudicky, E.A., (2007). *Groundwater Flow and Solute Transport in Fractured Media, Tiré de The Handbook of Groundwater Engineering* (2nd Edition). USA. CRC Press.
- Olsson, R., & Barton, N. (2001). An improved model for hydromechanical coupling during shearing of rock joints. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 38(3), 317-329.
- Panasyuk, V. V., Marukha, V. I., & Sylovanyuk, V. P. (2013). *Injection technologies for the repair of damaged concrete structures*. Ukraine. Springer.
- Park, C. K., Keum, D. K., & Hahn, P. S. (1995). A stochastic analysis of contaminant transport through a rough-surfaced fracture. *Korean Journal of Chemical Engineering*, 12(4), 428-435.
- Perkins, P. H. (1976). *Concrete structures: Repair waterproofing and protection*. England. Applied science publishers.
- Plecnik, J. M., Gaul, R. W., Pham, M., Cousins, T., & Howard, J. (1986). Epoxy penetration. *Concrete International*, 8(2), 46-50.
- Pyrak-Nolte, L. J., & Nolte, D. D. (2016). Approaching a universal scaling relationship between fracture stiffness and fluid flow. *Nature communications*, 7(1), 1-6.
- Quiñones-Rozo, C. (2010, April). Lugeon test interpretation, revisited. In *Collaborative management of integrated watersheds, US Society of Dams, 30th annual conference* (pp. 405-414). USA.
- Rafí, J., & Stille, H. (2021). A method for determining grouting pressure and stop criteria to control grout spread distance and fracture dilation. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 112, 103885. [https:// doi.org/10.1016/j.tust.2021.103885](https://doi.org/10.1016/j.tust.2021.103885).
- Rafí, J. Y., & Stille, H. (2015). Applicability of using GIN method, by considering theoretical approach of grouting design. *Geotechnical and Geological Engineering*, 33(6), 1431-1448.
- Rahmani, E. (2009). *Estimation of grout distribution in a fractured rock by numerical modeling*. (Master's thesis, University of British Columbia, Canada).
- Richards, L. A. (1931). Capillary conduction of liquids in porous mediums. *Physics*, 1, 318–333.

- Royer, P., Auriault, J. L., Lewandowska, J., & Serres, C. (2002). Continuum modelling of contaminant transport in fractured porous media. *Transport in Porous Media*, 49, 333-359.
- Rzezniczak, A.-K. 2013. Durability of repair techniques of fine cracks in concrete. (Ph. D. thesis, McMaster university, Canada). Repéré à <https://macsphere.mcmaster.ca/bitstream/11375/12912/1/fulltext.pdf>.
- Sarkar, S., Toksoz, M. N., & Burns, D. R. (2004). *Fluid flow modeling in fractures*. Massachusetts Institute of Technology. Earth Resources Laboratory.
- Scesi, L., & Gattinoni, P. (2009). *Water circulation in rocks*. USA. Springer Science & Business Media.
- Sharp, J. C. (1970). *Fluid Flow Through Fissured Media*. (Ph. D. thesis, Imperial College, England). Repéré à <https://spiral.imperial.ac.uk/bitstream/10044/1/16690/2/Sharp-JC-1970-PhD-Thesis.pdf>.
- Shaw, J. D. N. (1985). Resins in construction. *International Journal of Cement Composites and Lightweight Concrete*, 7(4), 217-223.
- Shilova, T. V., Serdyukova, S. V., & Rybalkina, L. A. (2022). Soft Rock Reinforcement by Bicomponent Organomineral Resin. *Journal of Mining Science*, Vol. 58, No. 5, pp. 859–867.
- Simakin, A., & Ghassemi, A. (2005). Modelling deformation of partially melted rock using a poroviscoelastic rheology with dynamic power law viscosity. *Tectonophysics*, 397(3-4), 195-209.
- Singh, K. K., Singh, D. N., & Ranjith, P. G. (2015). Laboratory simulation of flow through single fractured granite. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 48, 987-1000.
- Slough, K. J., Sudicky, E. A., & Forsyth, P. A. (1999). Numerical simulation of multiphase flow and phase partitioning in discretely fractured geologic media. *Journal of Contaminant Hydrology*, 40(2), 107-136.
- Sochi, T. (2010). Flow of non-Newtonian fluids in porous media. *Journal of Polymer Science Part B: Polymer Physics*, 48(23), 2437-2767.
- Société de transports de Montréal (STM). 2018. Étude de perméabilité des fissures (présentation Powerpoint). Société de transports de Montréal.
- Suzuki, A., Watanabe, N., Li, K., & Horne, R. N. (2017). Fracture network created by 3-D printer and its validation using CT images. *Water Resources Research*, 53(7), 6330-6339.

- Sun, W., Liang, Q., Qin, S., Yuan, Y. and Zhang, T. 2021. Evaluation of groundwater effects on tunnel engineering in loess. *Bulletin of Engineering Geology and the Environment*, 80, 1947-1962.
- Szycher, M. (2012). *Szycher's handbook of polyurethanes* (2nd edition). UAS. CRC press.
- Tan, Y. Q., Smith, J. V., Li, C. Q., & Dauth, J. (2016). Water infiltration estimation in tunnels: with reference to the Melbourne underground. In Transforming the Future of Infrastructure through Smarter Information. *Proceedings of the International Conference on Smart Infrastructure and Construction*, (pp. 597-602). Cambridge.
- Thacker, B. H., Doebbling, S. W., Hemez, F. M., Anderson, M. C., Pepin, J. E., & Rodriguez, E. (2004). *Concepts of Model Verification and Validation*. (Rapport N° LA-14167-MS). USA.
- Tiedemann, H. R., Graver, J. (1982). *Groundwater control In tunnel – Preventing groundwater intrusion into completed transportation tunnels* (Vol 2). (Rapport N°FHWA/RD-81/074). USA. Repéré à https://rosap.ntl.bts.gov/view/dot/30333/dot_30333_DS1.pdf.
- Trinh Quang, M. (2012). *Utilisation du métakaolin par substitution partielle du ciment dans les applications géotechniques d'injection et de scellement d'ancrage*. (Ph. D. thesis, Université de Toulouse, France). Repéré à <https://core.ac.uk/download/pdf/12095821.pdf>.
- Trout, J. (1997). *Epoxy injection in construction* (first and second edition in 2006). (Rapport N°TA 681 T72 1997). USA.
- Tsang, C. F., & Neretnieks, I. (1998). Flow channeling in heterogeneous fractured rocks. *Reviews of Geophysics*, 36(2), 275-298.
- Tsang, Y. W., & Tsang, C. F. (1987). Channel model of flow through fractured media. *Water Resources Research*, 23(3), 467-479.
- U.S. Army Corps of Engineers (2004). *Grouting methods and equipment, the army technical manual of the air force manual*. (Rapport N°UFC 3-220-06). USA. Repéré à https://www.wbdg.org/FFC/DOD/UFC/ufc_3_220_06_2004.pdf.
- U.S. Department of Transportation (1983). *Design and Control of Chemical Grouting*. (Rapport N° FHWA/RD-82/036). USA.
- von Fay, K. F. (2015). *Guide to Concrete Repair* (2nd edition). USA. Repéré à https://www.usbr.gov/tsc/techreferences/mands/mands-pdfs/Guide2ConcreteRepair2015_Final.pdf

- Vrignaud, J.-P. (2000). *Contribution à l'étude des résines polyuréthanes d'injection utilisées pour le traitement des infiltrations d'eau dans les tunnels en service*. (Master's thesis, Université de Sherbrooke, Canada). Repéré à <https://savoirs.usherbrooke.ca/handle/11143/1127>.
- Walsh, J. B. (1981). Effect of pore pressure and confining pressure on fracture permeability. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, 18(5), 429-435
- Wang, Y., Tao, M., Feng, D., Jiao, Y., Niu, Y., & Wang, Z. (2022). Effect of Leaching Behavior on the Geometric and Hydraulic Characteristics of Concrete Fracture. *Materials*, 15(13), 4584.
- Wang, Z., Zhou, C., Wang, F., Li, C., & Xie, H. (2021). Channeling flow and anomalous transport due to the complex void structure of rock fractures. *Journal of Hydrology*, 601, 126624.
- Wang, X., Xiao, F., Zhang, Q., Zhou, A., & Liu, R. (2021). Grouting characteristics in rock fractures with rough surfaces: Apparatus design and experimental study. *Measurement*, 184, 109870.
- Wang, X., & Petru, M. (2019). Freeze–thaw resistance of epoxy/concrete interface evaluated by a novel wedge splitting test. *Construction and Building Materials*, 210, 434-441.
- Wang, Z., Li, W., Qiao, L., Liu, J., Yang, J. (2018). Hydraulic properties of fractured rock mass with correlated fracture length and aperture in both radial and unidirectional flow configurations. *Computers and Geotechnics*, 104, 167-184.
- Wang, H., Ju, Y., Ranjith, P. G., & Zhang, Q. (2013). Numerical analysis of fluid flow in single rock fracture. In *World Environmental and Water Resources Congress 2013: Showcasing the Future* (pp. 1769-1776).
- Weaver, K. D. (1991). *Dam foundation grouting*. USA. American Society of Civil Engineer.
- Wendland, E., & Himmelsbach, T. (2002). Transport simulation with stochastic aperture for a single fracture—comparison with a laboratory experiment. *Advances in Water Resources*, 25(1), 19-32.
- Wenning, Q. C., Madonna, C., Kurotori, T., & Pini, R. (2019). Spatial mapping of fracture aperture changes with shear displacement using X-ray computerized tomography. *Journal of Geophysical Research: Solid Earth*, 124(7), 7320-7340.

- Witherspoon, P. A., Wang, J. S. Y., Iwai, K. and Gale, J. E. 1980. Validity of Cubic Law for fluid flow in a deformable rock fracture. *Water Resources Research*, 16(6), 1016–1024.
- Woodson, R. D. (2009). *Concrete structures: protection, repair and rehabilitation*. USA. Butterworth-Heinemann.
- Xing, H., Yang, X., Dang, Y., Yao, X., & Zhou, J. (2014). Experimental study of epoxy resin repairing of cracks in fractured rocks. *Polymers and Polymer Composites*, 22(5), 459-466.
- Yang, H., Xie, S. Y., Secq, J., & Shao, J. F. (2017). Experimental study and modeling of hydromechanical behavior of concrete fracture. *Water Science and Engineering*, 10(2), 97-106.
- Ye, Z., Liu, H. H., Jiang, Q., & Zhou, C. (2015). Two-phase flow properties of a horizontal fracture: The effect of aperture distribution. *Advances in Water Resources*, 76, 43-54.
- Yeo, W. (2001). Effect of contact obstacles on fluid flow in rock fractures. *Geosciences Journal*, 5(2), 139-143.
- Yuan, C., Li, S., & Li, S. 2011. Study on the defects characteristics of water leaking of old tunnels in cold regions. *Tunnel management, emerging technologies, and innovation*, 187-193.
- Zambrano, M., Pitts, A. D., Salama, A., Volatili, T., Giorgioni, M., & Tondi, E. (2019). Analysis of fracture roughness control on permeability using SfM and fluid flow simulations: implications for carbonate reservoir characterization. *Geofluids 2019*.
- Zhao, Z., Li, B., & Jiang, Y. (2014). Effects of fracture surface roughness on macroscopic fluid flow and solute transport in fracture networks. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 47(6), 2279-2286.
- Zeigler, T. W. (1976). *Determination of rock mass permeability*. (Rapport N° S-76-2). USA. Repéré à <https://erdc-library.erdcdren.mil/jspui/bitstream/11681/20602/1/TR-S-76-2.pdf>.
- Zhao, Y., Wei, Y., Dong, X., Rong, R., Wang, J., & Wang, H. (2022). The Application and Analysis of Slug Test on Determining the Permeability Parameters of Fractured Rock Mass. *Applied Sciences*, 12(15), 7569.
- Zimmerman, R. W., Al-Yaarubi, A., Pain, C. C., & Grattoni, C. A. (2004). Non-linear regimes of fluid flow in rock fractures. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 41, 163-169.

- Zimmerman, R. W., & Bodvarsson, G. S. (1996). Hydraulic conductivity of rock fractures. *Transport in Porous Media*, 23(1), 1-30.
- Zoorabadi, M., Saydam, S., Timms, W., & Hebblewhite, B. (2016). Linear flow behaviour of matched joints—case study on standard JRC profiles. *Geomechanics and Geoengineering*, 11(3), 189-200.
- Zou, L., Håkansson, U., & Cvetkovic, V. (2020). Radial propagation of yield-power-law grouts into water-saturated homogeneous fractures. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 130, 104308.