
Caractérisation du couplage hydro-mécanique du béton autoplaçant Partie II: Comparaison des résultats de la perméabilité endommagée calculée aux résultats expérimentaux

Davood Niknezhad¹, Balaji Raghavan¹, Fabrice Bernard¹, Siham Kamali-Bernard¹

¹Laboratoire de Génie Civil et Génie Mécanique (LGCGM), INSA de Rennes, mail : Davood.Nik-nezhad@insa-rennes.fr

¹Laboratoire de Génie Civil et Génie Mécanique (LGCGM), INSA de Rennes, mail : Balaji.Raghavan@insa-rennes.fr

¹Laboratoire de Génie Civil et Génie Mécanique (LGCGM), INSA de Rennes, mail : Fabrice.Bernard@insa-rennes.fr

¹Laboratoire de Génie Civil et Génie Mécanique (LGCGM), INSA de Rennes, mail : Siham.Kamali-Bernard@insa-rennes.fr

RÉSUMÉ. Dans cette partie du travail, nous utilisons un modèle hygro-mécanique à l'échelle mésoscopique avec un modèle morphologique en 3D à deux phases mortier-granulat, en conjonction avec les propriétés obtenues expérimentalement, et ce afin d'étudier le couplage entre le chargement mécanique, les endommagements et la perméabilité du béton. L'augmentation de la perméabilité d'une éprouvette cylindrique à 28% de fraction volumique granulaire au cours d'un test de compression uniaxial avec le déplacement contrôlé à 85% du pic a été mesurée à l'aide d'un perméamètre au gaz. Le comportement mécanique du mortier suivi par le biais de modèle d'élasto-plastique endommageable (CDP) est obtenu à partir des endommagements isotropes à différents seuils. La perméabilité intrinsèque endommagée du mortier évolue selon une loi logarithmique « matching law » avec chargement progressif. Les paramètres de la loi d'adaptation au résultat expérimental pour l'échantillon d'essai par l'identification inverse seront ajustés par l'emploi de notre modèle méso-échelle.

ABSTRACT. In the current work, we use meso-scale hygro-mechanical modeling with a morphological 3D two phase mortar-aggregate model, in conjunction with experimentally obtained properties, to investigate the coupling between mechanical loading and damage and the permeability of the composite. The increase in permeability of a cylindrical test specimen at 28 % aggregate fraction during a uniaxial displacement-controlled compression test at 85 % of the peak load was measured using a gas permeameter. The mortar's mechanical behavior is assumed to follow the well-known concrete damaged plasticity (CDP) model with isotropic damage, at varying thresholds, and obtained from different envelope curves. The damaged intrinsic permeability of the mortar evolves according to a logarithmic matching law with progressive loading. We fit the matching law parameters to the experimental result for the test specimen by inverse identification using our meso-scale model.

*MOTS-CLÉS : modélisation mésoscopique, fraction granulaire, endommagement, couplage hygro-mécanique, éléments finis.
KEY WORDS: mesoscopic modeling, aggregate fractions, damage, hygro-mechanical coupling, Finite Element (FEM).*

1. Introduction :

L'étude expérimentale de l'effet de l'endommagement sur la perméabilité après chargement d'une éprouvette en béton est très coûteuse et nécessite beaucoup de temps. C'est là où la simulation peut faire la différence, dès lors que des modèles de comportement des matériaux suffisamment précis ont été établis. En utilisant les outils numériques avancés disponibles aujourd'hui, on pourrait limiter considérablement le temps, les efforts et l'argent nécessaires pour une étude expérimentale complète, avec les instrumentations adéquates. En plus des études expérimentales, la littérature contient quelques études basées sur la simulation du couplage endommagement-perméabilité dans les matériaux cimentaires [PIJ 09]. Chatzigeorgiou et al [CHA 05] a utilisé un modèle de réseau discret pour obtenir ce couplage. Cependant, la plupart des études de modélisation concernent généralement la perméabilité intrinsèque endommagée pour un matériau homogène et ne prend pas en compte l'hétérogénéité du matériau composite qu'est le béton. A notre connaissance, il y a un manque dans la littérature internationale sur la modélisation du couplage de l'endommagement et de la déformation avec la perméabilité d'un béton contenant de multiples phases. C'est pourtant une approche qui mérite d'être retenue, puisque considérer explicitement l'hétérogénéité du matériau permet de simuler avec plus de précision l'apparition et la propagation de l'endommagement.

Nous nous proposons dans cette partie du travail d'étudier, par le biais de la modélisation mésoscopique l'effet de l'endommagement mécanique sur les propriétés de transport du béton auto-plaçant. Le modèle morphologique explicite développé pour la mésostructure prend en compte le matériau béton comme un matériau composite à trois phases. Ainsi, dans ce matériau, la phase de matrice est constituée par le mortier, tandis que la phase des inclusions représente les granulats ; la troisième phase, qu'on peut ou non considérer, est la zone de transition interfaciale (ITZ) entre la pâte de ciment et les granulats.

2. Matériau et méthodologie expérimentale

Le mortier modélisé dans cette partie est à base de ciment Portland, ce qui correspond à la composition du BAP à base de CEM I étudié dans la partie expérimentale. La composition est rappelée dans le Tableau 1. Le matériau contient du sable S et un rapport eau sur liant (E/L) égal à 0,368.

Tableau 1. Formulation du mortier étudié dans ce travail.

Constituant	CEM I/52.5N	filler calcaire	sable (0-0,4 mm)	eau	superplastifiant
Composition (kg/m ³)	330	240	780	210	2.8

3. Modèle morphologique du béton au niveau méso-échelle

Le modèle morphologique explicite développé dans le travail, pour la mésostructure, est illustré par la Figure 1.

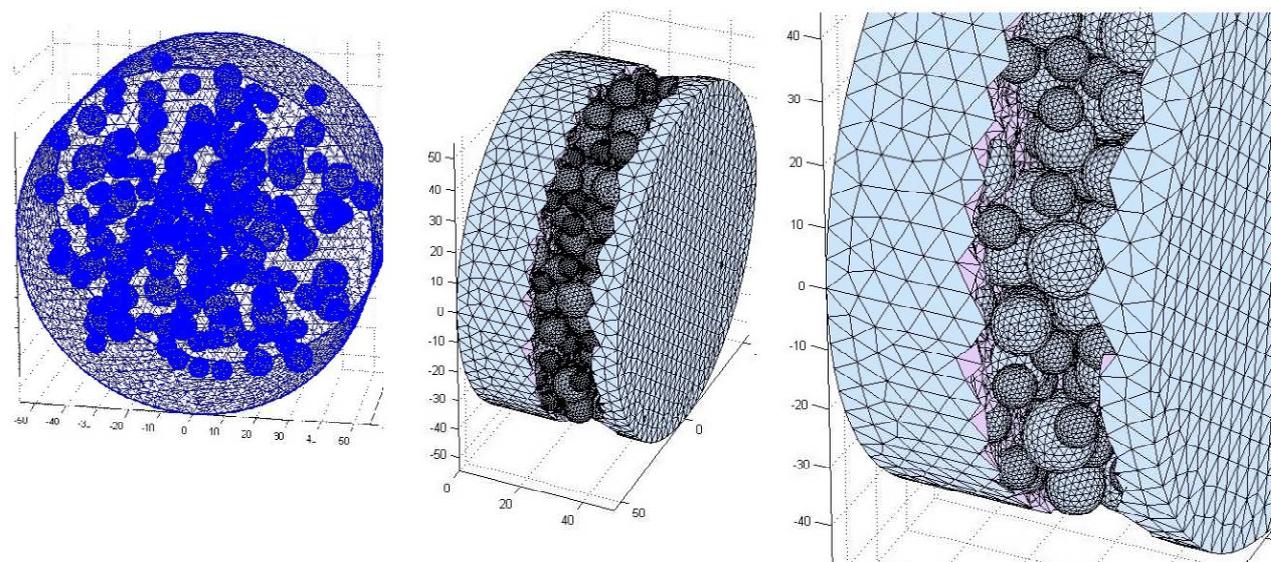


Figure 1. Maillage Élément Finis typique obtenue avec des éléments tétraédriques, les granulats sont de forme sphérique.

4. Modèle de comportement mécanique

Dans cette partie du travail, nous allons utiliser, le modèle de comportement CDP (comportement endommageable avec plasticité) pour représenter le mortier. Les granulats sont considérés comme élastiques. Par ailleurs, la liaison entre ces deux phases est supposée parfaite. Nous ne considérons pas en compte la zone de transition comme une troisième phase, puisque des travaux antérieurs de [BER 15] ont montré qu'elle n'avait pas d'influence sur les propriétés mécaniques et de transport (diffusion ionique) sur les propriétés homogénéisées du composite cimentaire.

Enfin, le calcul de perméabilité se fait par l'intermédiaire d'un maillage, conforme aux granulats, d'un réseau de cylindres. Ce point a également été développé dans notre travail précédent par [NIK 15]. Nous considérons ici que la seule phase perméable est le mortier.

4.1. Courbe contrainte-déformation. Evolution de l'endommagement

Afin d'identifier l'évolution des propriétés de transport pour un béton ayant subi un chargement mécanique, il est d'abord nécessaire de définir l'évolution des facteurs d'endommagement d_c et d_t , requis dans le modèle d'endommagement plastique. Or, des modèles donnant l'évolution des facteurs d'endommagement en fonction d'un nombre de données expérimentales très limitées, comme seulement la résistance en compression, sont très rares, voire quasi-inexistants dans la littérature. Ces évolutions nécessitent de procéder à des tests mécaniques de compression ou de traction avec plusieurs phases de déchargement. Les modélisations les plus simples de l'endommagement supposent soit l'absence de déformations plastiques dans le matériau, soit un début d'endommagement uniquement au pic de la courbe de compression uniaxiale. Cependant, les études expérimentales, à la fois dans notre cas mais aussi dans les études relayées dans la littérature internationale, indiquent clairement la présence de microfissures autour de 70-80% de l'UCS. Dans ce travail, nous considérons un seuil d'endommagement pour une déformation totale correspondant à une contrainte égale à 70% de l'UCS. Nous nous proposons d'utiliser par ailleurs le modèle de comportement en compression et en traction proposé par Sima et al. [SIM 08], qui permet la définition des courbes uniaxiales et l'évolution de l'endommagement en fonction de trois points seulement :

- la limite élastique ($\varepsilon_0; f_0$),
- le pic de la courbe ($\varepsilon_c; f_c'$)
- et un troisième point « opérationnel » ($\varepsilon_{op}; f_{op}$) pour représenter la réponse post-pic

Ainsi dans ce modèle, la relation contrainte-déformation en uniaxial s'écrit :

$$\sigma(\varepsilon \leq \varepsilon_{el}) = Y_m \varepsilon \quad [1]$$

$$\sigma(\varepsilon_{el} \leq \varepsilon \leq \varepsilon_c) = Y_m \left[\varepsilon_{el}(1 - A_c) + A_c \varepsilon \exp\left(\frac{\varepsilon_{el} - \varepsilon}{\varepsilon_c}\right) \right] \quad [2] \quad \sigma(\varepsilon \geq \varepsilon_c) = Y_m \left[B_c + C_c \varepsilon \exp\left(\frac{\varepsilon_{el} - \varepsilon}{\varepsilon_c}\right) \right] \quad [3]$$

Avec :

$$A_c = \frac{f_c - \varepsilon_{el} Y_m}{Y_m (\varepsilon_c \exp(\frac{\varepsilon_{el}}{\varepsilon_c} - 1) - \varepsilon_{el})} \quad [4]$$

$$B_c = \frac{f_{op} \varepsilon_c \exp(\frac{\varepsilon_{el}}{\varepsilon_c} - 1) - \varepsilon_{op} f_c \exp\left(\frac{\varepsilon_{el}}{\varepsilon_c (1 - \frac{\varepsilon_{el}}{\varepsilon_{el}})}\right)}{Y_m \text{ or } * \left(\varepsilon_c \exp(\frac{\varepsilon_{el}}{\varepsilon_c} - 1) - \varepsilon_{op} \exp\left(\frac{\varepsilon_{el}}{\varepsilon_c (1 - \frac{\varepsilon_{el}}{\varepsilon_{el}})}\right) \right)} \quad [5]$$

$$C_c = \frac{f_c - f_{op}}{Y_m \left(\varepsilon_c \exp(\frac{\varepsilon_{el}}{\varepsilon_c} - 1) - \varepsilon_{op} \exp\left(\frac{\varepsilon_{el}}{\varepsilon_c (1 - \frac{\varepsilon_{el}}{\varepsilon_{el}})}\right) \right)} \quad [6]$$

Par ailleurs, l'évolution du seuil de l'endommagement avec la déformation inélastique est donnée dans l'équation suivante :

$$d = 0 \text{ en-dessous du seuil de l'endommagement } 0.7f_c$$

$$d(0.7f_c \leq \sigma \leq f_c) = 1 - (1 - A_c) \frac{\varepsilon_{el}}{\varepsilon} - A_c \exp\left(\frac{\varepsilon_{el} - \varepsilon}{\varepsilon_c}\right) \quad \text{et} \quad d(\sigma > f_c) = 1 - \frac{B_c}{\varepsilon} - C_c \exp\left(\frac{\varepsilon_{el} - \varepsilon}{\varepsilon_c}\right) \quad [7]$$

En traction, nous avons:

$$\sigma(\varepsilon \leq \varepsilon_T) = Y_m \varepsilon \quad \text{et} \quad \sigma(\varepsilon \geq \varepsilon_T) = Y_m \left[\varepsilon_T \exp\left(\alpha \times \frac{\varepsilon_T - \varepsilon}{\varepsilon_T}\right) \right] \quad [8]$$

Ainsi, nous utilisons la valeur de la résistance en compression que nous avons obtenue expérimentalement, et nous identifions les autres paramètres afin que la réponse uniaxiale du matériau avec ce modèle corresponde au modèle du CEB-FIP. La courbe contrainte-déformation et l'évolution du facteur d'endommagement en compression sont présentées dans la Figure 2 ci-dessous.

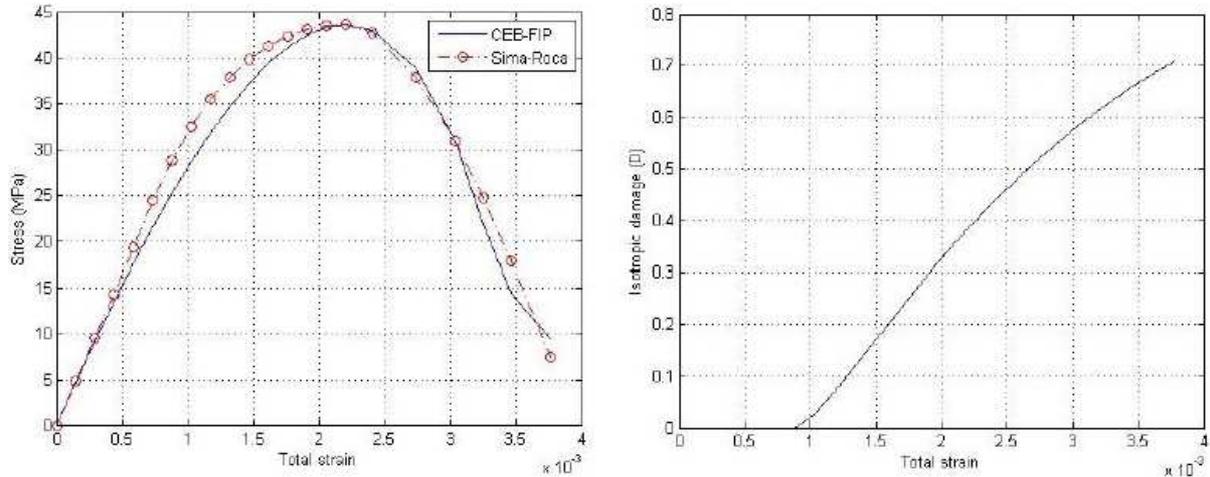


Figure 2. Évolution de l'endommagement avec la déformation à 70% comme seuil d'endommagement.

4.2. Comportement hydrique (transport)

Le transport de l'humidité à l'intérieur de béton peut être décrit en combinant élégamment la loi de l'équation conservation de la masse et équation de Darcy comme suit:

$$\text{div}(q) = S = \frac{\partial S}{\partial P_c} \frac{\partial P_c}{\partial t} = \text{div} \left(K \frac{k_{rel}(S)}{\mu_l \varphi} \cdot \nabla P_c \right) \quad [9]$$

Où q est le flux d'humidité, K est le tenseur de perméabilité intrinsèque isotherme du mortier, k_{rel} est la perméabilité relative, S est le degré de saturation, P_c est la pression capillaire d'aspiration, φ est la porosité et μ_l est la viscosité de l'eau. L'expression de Van Genuchten peut être utilisée pour obtenir la perméabilité relative comme suit:

$$k_{rel}(S) = \sqrt{S} \left[1 - (1 - S^b)^{\frac{1}{b}} \right] \quad [10]$$

Cela signifie que la distribution de l'humidité relative dans les phases poreuses aura un effet important sur les niveaux de perméabilité. N'importe quel transport d'humidité devrait être considéré comme étant à l'état d'équilibre. Revenant à (Eq. 9), nous pouvons écrire l'équation donnant le flux à travers le matériau macroscopique (échantillon de béton) de la façon suivante:

$$Q = \frac{\rho}{\mu} K \cdot G \longrightarrow Q = \frac{1}{V} \int q(x) dv, G = \frac{1}{V} \int \nabla P(x) dv \quad [11]$$

Où Q = flux d'humidité macroscopique, et G = gradient de pression macroscopique obtenu en calculant la moyenne sur le domaine de matériau hétérogène. La conséquence directe de ce qui précède est que le transport modifie la saturation et l'humidité relative au sein de l'échantillon jusqu'à l'état d'équilibre. La pratique traditionnelle est l'application des conditions aux limites de pression uniforme sur la frontière qui nous permet de calculer les 9 composantes du tenseur de perméabilité macroscopique K par la résolution de (Eq. 11) en utilisant la méthode des éléments finis. Cette méthode est très pratique pour les spécimens avec de multiples hétérogénéités et qui ne disposent pas géométries simples. Dans le dernier paragraphe, nous allons exposer une approche numérique qui ne nécessite pas d'évaluations FE.

4.3. Couplage mécanique – hydrique

Dans le béton sous sollicitation mécanique, il y a une influence du comportement hydrique sur le comportement mécanique et réciproquement. Dans le première cas, la distribution du degré de saturation génère une pression capillaire P_c dans l'ensemble de la phase poreuse qui à son tour crée une répartition de la pression hydrostatique à l'intérieur du béton. En revenant à l'expression de Van Genuchten pour la pression capillaire P_c [VAN 80], nous avons:

$$P_c(S) = \alpha(S^{-b} - 1)^{\left(1 - \frac{1}{b}\right)} \quad [12]$$

Les équations de Laplace et Kelvin peuvent alors être combinés pour obtenir la relation entre l'humidité relative RH et la pression capillaire P_c , comme suit :

$$P_c(h_r) = \frac{\rho RT \log(h_r)}{M_w} \quad [13]$$

Cette pression doit normalement être prise en compte lors de la simulation du comportement mécanique. Cependant, nous faisons deux hypothèses: seule la phase de mortier est poreuse et suffisamment saturée, de sorte que nous pouvons pas négliger l'effet de la pression capillaire au cours de la simulation mécanique. Tenir compte de cela, cependant, est assez simple en utilisant un coefficient d'homogénéisation. Cela signifie que la simulation éléments finis pour l'échantillon de béton sous sollicitation mécanique est effectuée conformément aux deux premiers paragraphes de la section présente, sans tenir compte de l'effet de la pression capillaire pour la phase de mortier. Lors que les simulations éléments finis nécessaires seront terminées, nous avons les valeurs de l'endommagement simulé (d) pour chaque élément fini dans chaque phase, à chaque instant pendant le test de chargement, et donc en tout point de la courbe contrainte déformation. Comme la phase de mortier est endommagable dans ce travail, nous relierons alors la valeur de l'endommagement calculé pour un élément de mortier à l'augmentation subséquente de la perméabilité. Pour mener à bien le travail, nous avons besoin d'associer la valeur de l'endommagement calculée pour un élément de mortier à l'augmentation de la perméabilité, consécutive à l'apparition de l'endommagement. De la même façon que dans [CAB 09], nous considérons une loi d'adaptation logarithmique entre :

- la relation empirique de Picandet et al [PIC 01] pour les endommagements correspondant à la phase pré-pic de la courbe de compression:

$$K_l^{mor}(d) = K_0 \left(1 + \alpha d^\beta + \frac{1}{2} \alpha d^{2\beta} + \frac{1}{6} \alpha d^{3\beta} \right) \quad [14]$$

- et la loi de Poiseuille donnant le flux à travers une fissure efficace représentée par la variable d'endommagement diffus d et qui donc n'est applicable que pour de forts endommagements, obtenus dans la phase post-pic de la courbe contrainte-déformation :

$$K_p^{mor}(\varepsilon) = \frac{\zeta}{12\lambda_c} [U(\varepsilon)]^3 \quad [15]$$

Où λ_c est la largeur de la bande de l'endommagement, et $[U]$ est l'ouverture de la fissure effective qui peut être liée à la déformation " ε " et au seuil d'endommagement " ε_T " (déformation à 70% du pic):

$$[U(\varepsilon)] = (\varepsilon - \varepsilon_T) \lambda_c \quad [16]$$

La relation de Picandet tend à être bien adaptée pour des valeurs relativement faibles de l'endommagement isotrope « d » tandis que la relation de Poiseuille avec l'hypothèse d'une fissure efficace donne une bonne estimation de la perméabilité du mortier endommagé pour des valeurs de d proches de 1. La relation logarithmique utilisée dans la suite de ce travail, est une pondération entre les deux estimations de Picandet et Poiseuille :

$$\log(K^{mor}(\varepsilon, d)) = (1 - d) \times \log(K_l^{mor}(d)) + d \times \log(K_p^{mor}(\varepsilon)) \quad [17]$$

Cette fonction est tracée dans la Figure 3.

4.4. Estimation numérique du tenseur macroscopique de la perméabilité

Afin de calculer le tenseur macroscopique de perméabilité endommagé \bar{K}_D d'une manière inspirée par [NIK 15], nous avons représenté l'échantillon (mortier et granulats) par un "modèle de réseau" en utilisant une série de cylindres reliés avec un diamètre identique d_f . Ces cylindres ont été obtenus à partir d'un maillage tétraédrique conforme développé en tenant compte des hétérogénéités, puis en reliant les centres des éléments tétraédriques par une triangulation de Delaunay.

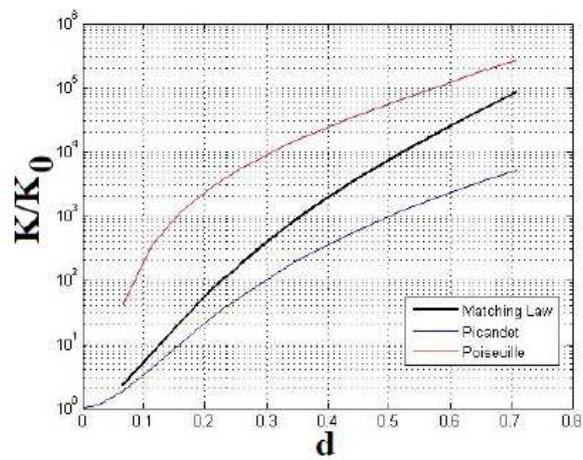


Figure 3. Loi d'adaptation logarithmique « matching law » entre la relation empirique de Picandet (pré-pic) et la relation basée sur la fissuration effective (post-pic) de Poiseuille pour la phase mortier

5. Résultats

5.1. Identification des paramètres de la « matching law » à l'aide des résultats expérimentaux

Avant que nous puissions utiliser les relations de la section précédente, permettant d'associer les valeurs de l'endommagement aux valeurs de perméabilité, nous devons identifier les deux paramètres de la loi proposée par Picandet (α et β) et/ou deux paramètres de la loi de Poiseuille (largeur de la bande endommagée λl_c et de la rugosité de fissure ζ) respectivement. Selon les valeurs de l'endommagement et le nombre de points expérimentaux disponibles, on peut identifier de 1 à 4 paramètres. Afin que le problème d'identification soit bien posé, nous devons avoir idéalement 4 points expérimentaux, 2 dans la région pré-pic et 2 dans la région post-pic. Nous avons déjà discuté de la difficulté et surtout du temps nécessaire à obtenir des valeurs de perméabilité endommagées après un test de compression. Cependant, quel que soit le nombre de points, la procédure d'identification resterait la même, et seule l'unicité de la solution obtenue est mise en question. Dans le travail actuel, nous avons obtenu un seul point expérimental avec un rapport des perméabilités $K_{\text{endommagé}}/K_{\text{sain}}$ égal à 3.75 pour une éprouvette de dimensions $\phi 110 \times h50$ mm ayant une fraction granulaire volumique de 28% gros gravillons uniquement, et chargée à 88% de sa résistance au pic. Pour cet essai, la valeur de l'endommagement est évaluée à 0.105 par la technique d'émissions acoustiques. Pour de faibles valeurs de l'endommagement, dans la région pré-pic de la courbe d'émissions acoustiques, la relation de Picandet donne une bonne estimation de la perméabilité endommagée [PIJ 09] ce qui nous permet d'obtenir toutes les solutions $p = (\alpha, \beta)$ en résolvant le problème inverse:

$$P = \underset{p \in S}{\text{Argmin}} J(p) = \underset{p \in S}{\text{Argmin}} \left| \frac{\text{tr}(K_D(p, \varepsilon))}{\text{tr}(K_D(p, 0))} - 3.75 \right| \quad \text{Où} \quad S = \{p \in \mathbb{R}_+^2\} \quad [18]$$

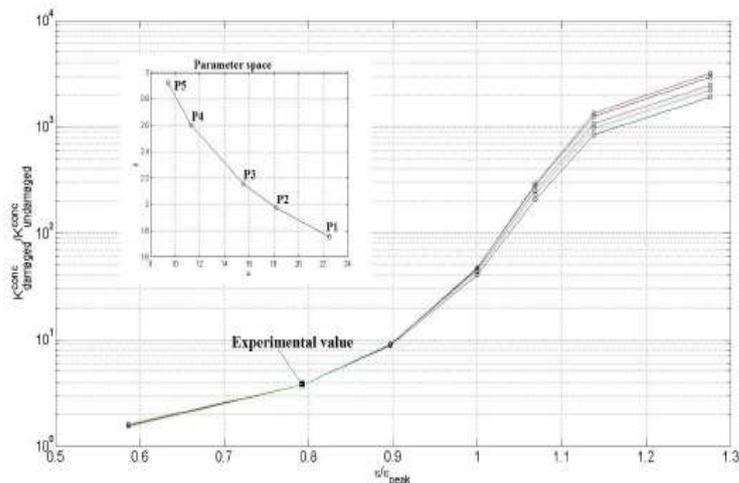


Figure 4. Identification des paramètres de la loi de Picandet en utilisant la perméabilité endommagée obtenue expérimentalement à 88% de l'UCS

Nous utilisons ici la trace de la matrice de perméabilité, puisqu'en présence d'endommagement de compression, cette propriété présente une très légère anisotropie. La courbe insérée dans la Figure 4 présente cinq exemples de solutions. Nous les avons obtenues en utilisant la méthode de Nelder-Mead Simplex [NEL 65] programmée dans MATLAB. Cet algorithme est populaire pour les problèmes inverses, avec un effort de calcul relatif pour l'évaluation de la fonction objectif.

5.2. Evolution de la perméabilité en fonction de la déformation

Dans cette partie nous allons utiliser les paramètres moyens, identifiés dans le paragraphe précédent, de la loi de Picandet ($\alpha=18.19$ et $\beta=1.97$), ainsi que la loi de Poiseuille avec des valeurs standards de la littérature ([PIJ 09]) pour $\lambda_c (=0.04)$ et $\zeta (=1)$. L'évolution de la perméabilité pour différents points de la courbe contrainte-déformation est alors calculée, en identifiant le tenseur de perméabilité et en moyennant les valeurs sur sa diagonale. Ceci a été réalisé pour 5 fractions volumiques de grains : 10, 20, 24, 28 et 30%. Le rapport $K_{\text{endommagé}}/K_{\text{sain}}$ est tracé en fonction de $\varepsilon/\varepsilon_{\text{pic}}$, pour chaque fraction volumique de grains, dans la Figure 5a (diagramme logarithmique). L'augmentation de ce rapport est très rapide à partir de 60% du pic ($\varepsilon/\varepsilon_{\text{pic}}=0.6$). Les courbes contrainte-déformation ne sont pas complètes, puisque des problèmes de convergence, probablement liés à des déformations excessives de certains Eléments Finis, ont conduit à l'arrêt des calculs. On s'aperçoit toutefois que les derniers points obtenus se situent après le point d'inflexion de la courbe. A cet endroit, la perméabilité du matériau endommagé est environ 10^7 fois plus grande que celle du matériau sain. Ce chiffre est toutefois bien plus faible que ce qu'on trouve pour le mortier seul (qui est donné par la « matching law ») : cela montre l'effet bénéfique de la présence des granulats sur l'apparition et la propagation de l'endommagement.

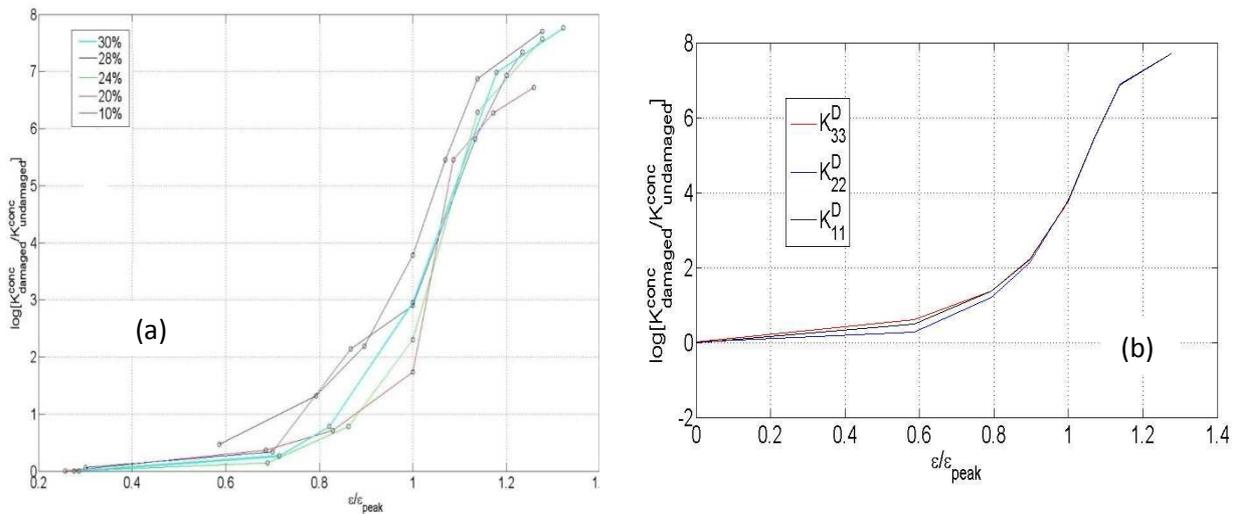


Figure 5. Evolution de la perméabilité endommagée à la fois pour différentes fractions volumiques granulaires (a), et Evolution des perméabilités dans les 3 directions, K_{11} , K_{22} , et K_{33} , en fonction du rapport $\varepsilon/\varepsilon_{\text{pic}}$

On notera toutefois que la fraction volumique des grains n'a pas un effet clairement monotone sur la valeur de la perméabilité endommagée. Cela est probablement la conséquence de distributions locales, fortement non-linéaires, de l'endommagement dans la phase mortier. Comme évoqué dans le paragraphe 5.1, en raison de la prise en compte des hétérogénéités du matériau, la perméabilité au cours de chargement peut évoluer de manière anisotrope. Dans notre cas, l'anisotropie reste tout à fait faible comme le montre la Figure 5b sur laquelle est tracée l'évolution des paramètres K_{11} , K_{22} et K_{33} de la matrice de perméabilité pour une fraction volumique granulaire donnée. Enfin, nous voyons l'effet de deux évolutions d'endommagement différentes (Figure 6), utilisées pour la phase mortier dans l'éprouvette de béton contenant 28% de fraction granulaire :

- la première correspondant à l'évolution de l'endommagement proposée par [SIM 08] avec un seuil d'initiation à 70% ;
- et la deuxième présentant un seuil d'endommagement au pic et suivant l'équation :

$$d_c = 1 - \frac{\sigma}{UCS} \quad [19]$$

On retrouve bien le retard d'initiation de l'endommagement dans l'augmentation de la perméabilité ; puis les deux courbes se rencontrent finalement autour des mêmes valeurs lorsque le matériau est complètement endommagé.

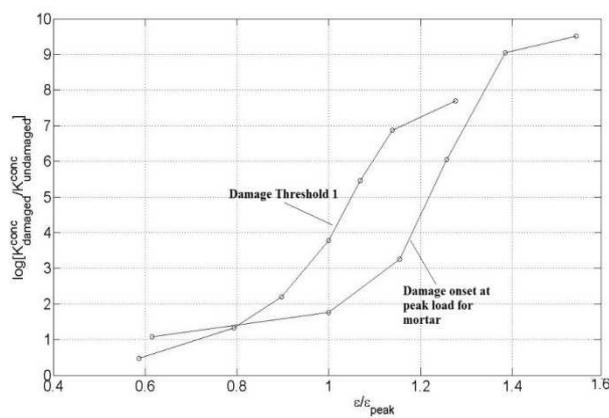


Figure 6. Effet de deux différentes formes de l'évolution de l'endommagement sur la perméabilité

6. Conclusion

Dans cette étude, nous avons utilisé le modèle morphologique 3D à 3 phases (matrice- inclusion-ITZ même si la contribution de cette dernière est négligée), précédemment développé pour un composite à base de ciment à l'échelle méso, pour effectuer une série de tests mécaniques virtuels sur un échantillon cylindrique de béton suivis par un calcul de la perméabilité afin d'étudier le couplage mécanique-transport après le chargement en compression. Nous avons identifié les paramètres pertinents du modèle hydro-mécanique à partir d'un seul point obtenu expérimentalement. Plus précisément, nous avons construit une série d'éprouvettes virtuelles de béton contenant différentes fractions volumiques granulaires et différentes distributions granulométriques, et les avons soumises à un chargement quasi-statique de compression uniaxiale. Deux seuils d'endommagement ont également été considérés. Les évolutions de l'endommagement et des déformations ont été simulées, et le tenseur de perméabilité macroscopique, pour les différents échantillons, a été déduit à l'aide d'un modèle de réseau de cylindres et de données, sur l'état d'endommagement et les paramètres hydriques, identifiées au préalable. Ce travail a permis la mise en place d'un protocole original, couplant expérience et modélisation, qui pourrait toutefois être étayé non seulement par l'apport de points expérimentaux supplémentaires de part et d'autre du pic de la courbe contrainte-déformation, mais aussi par l'utilisation d'un maillage non conforme qui permettrait d'annuler l'effet du maillage et donc de réduire l'erreur de calcul.

7. Bibliographie

- [BER 15] BERNARD F., KAMALI-BERNARD S. Numerical study of ITZ contribution on mechanical behavior and diffusivity of mortars, *Computational Materials Science* 102 (0) (2015) 250 - 257.
- [PIJ 09] PIJAUDIER-CABOT G., DUFOUR F., CHOINSKA M. Permeability due to the increase of damage in concrete: From diffuse to localized damage distributions, *Journal of Engineering Mechanics* 135 (2009) 1022-1028.
- [CHA 05] CHATZIGEORGIOU G., PICANDET V., KHELIDJ A., PIJAUDIER-CABOT G. Coupling between progressive damage and permeability of concrete: analysis with a discrete model, *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics* 29 (10) (2005) 1005-1018.
- [NEL 65] NELDER J. A., MEAD R. A simplex method for function minimization, *The Computer Journal* 7 (4) (1965) 308-313. doi:10.1093/comjnl/7.4.308.
- [NIK 15] NIKNEZHAD D., RAGHAVAN B., BERNARD F., KAMALI-BERNARD S., «Towards a realistic morphological model for the meso-scale mechanical and transport behavior of cementitious composites», *Composites Part B: Engineering* 81 (2015) 72-83.
- [PIC 01] PICANDET V., KHELIDJ A., BASTIAN G. Effect of axial compressive damage on gas permeability of ordinary and high-performance concrete, *Cement and Concrete Research* 31 (11) (2001) 1525 - 1532.
- [SIM 08] SIMA J. F., ROCA P., MOLINS C. Cyclic constitutive model for concrete, *Engineering Structures* 30 (3) (2008) 695 - 706.
- [VAN 80] VAN GENUCHTEN M. T. A closed-form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils, *Soil Science Society of America Journal* 44 (5) (1980) 892-898.