



**HAL**  
open science

## Prédiction des perméabilités relatives au liquide et au gaz des matériaux cimentaires

Harifidy Ranaivomanana, Jérôme Verdier, Alain Sellier, Xavier Bourbon

► **To cite this version:**

Harifidy Ranaivomanana, Jérôme Verdier, Alain Sellier, Xavier Bourbon. Prédiction des perméabilités relatives au liquide et au gaz des matériaux cimentaires. Colloque Transfert 2012, Ecole Centrale de Lille, Mar 2012, Lille, France. hal-04607965

**HAL Id: hal-04607965**

**<https://hal.science/hal-04607965>**

Submitted on 11 Jun 2024

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

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



Distributed under a Creative Commons Attribution - NonCommercial - NoDerivatives 4.0 International License

---

# Prédiction des perméabilités relatives au liquide et au gaz des matériaux cimentaires

Harifidy Ranaivomanana\*— Jérôme Verdier\* — Alain Sellier\*—  
Xavier Bourbon\*\*

\* Université de Toulouse, UPS, INSA, LMDC (Laboratoire Matériaux et Durabilité des Constructions)  
135 avenue de Rangueil, F-31077 Toulouse Cedex 4

\*\*Andra  
Parc de la Croix Blanche, 1-7 Rue Jean Monnet, F-92298 Chatenay Malabry, Cedex

---

*RÉSUMÉ. Les transferts hydriques jouent un rôle primordial vis-à-vis de l'évolution de certains phénomènes d'origine physico-chimique affectant les matériaux cimentaires et sont donc à ce titre étroitement associés à leur durabilité. Les modélisations des transferts hydriques et des interactions fluides-matrice nécessitent la détermination entre autres, des isothermes de sorption d'eau ainsi que les perméabilités relatives au liquide et au gaz. Or, ces paramètres dépendent d'une part de l'histoire hydrique du matériau et d'autre part de son évolution physico-chimique. Ceci constitue donc une limite à leur détermination expérimentale. Un modèle de réseau poreux a été récemment développé au LMDC pour la prédiction des isothermes de sorption d'eau. L'objectif de la présente communication est d'exploiter ce modèle pour la détermination des perméabilités relatives. En effet, l'approche de Van Genuchten utilisée par la plupart des auteurs se retrouve vite restreinte par le fait qu'elle s'appuie sur les isothermes expérimentales, longues à déterminer. D'autre part, cette approche présente l'inconvénient de faire intervenir un facteur de connectivité du réseau poreux qui apparaît plus comme un paramètre de calage que comme une propriété réelle du matériau puisque sa valeur change d'un auteur à l'autre.*

*ABSTRACT. Relative permeabilities to liquid and to gas are essential data with regard to the modelling of moisture transport. These parameters depend on the hydric behaviour and the evolution of the material. This constitutes a limit to their experimental measurement. The aim of this paper is the extension of the application of the pore network model recently developed at LMDC, to the prediction of relative permeabilities. Indeed, the use of Van Genuchten's approach, which is widely cited by many authors, is limited by the fact that it requires experimental isotherms to be calibrated. Moreover, it involves a term defined to be as a connectivity factor but which appears in reality to be a calibration parameter.*

*MOTS-CLÉS : Transferts hydriques, perméabilités relatives, modèle de réseau poreux*

*KEYWORDS: Moisture transport, relative permeabilities, pore network model.*

---

## 1. Introduction

Les perméabilités relatives au liquide et au gaz respectivement notées  $k_{rl}$  et  $k_{rg}$ , sont des paramètres indispensables à la modélisation des transferts hydriques, venant corriger les valeurs de perméabilité intrinsèque au liquide et au gaz des évolutions du taux de saturation du matériau. Par rapport à la prédiction de la durée de vie des ouvrages et notamment en considérant les phénomènes de carbonatation, où il est nécessaire d'obtenir les flux de calcium et de  $\text{CO}_2$ , la connaissance des facteurs de résistance au transfert que sont les perméabilités relatives est donc primordiale. En effet, le calcium diffuse ou se déplace avec la phase liquide, le  $\text{CO}_2$  avec la phase gazeuse. Les modèles de calcul des perméabilités relatives développés antérieurement (Purcell, 1949 ; Burdine, 1953) proposent des expressions du type [1] et [2], dans lesquelles  $S_r$  et  $p_c$  désignent respectivement le degré de saturation et la pression capillaire.

$$k_{rl} = \lambda_l^n \frac{\int_0^{S_r} \frac{dS_r}{p_c^2}}{\int_0^1 \frac{dS_r}{p_c^2}} \quad [1]$$

$$k_{rg} = \lambda_g^n \frac{\int_{S_r}^1 \frac{dS_r}{p_c^2}}{\int_0^1 \frac{dS_r}{p_c^2}} \quad [2]$$

Ces expressions sont basées sur le rapport entre les flux liquides (ou gazeux) estimés pour un état de saturation donné du matériau et ces mêmes flux pour l'état totalement saturé (ou sec). Les coefficients  $\lambda_l^n$  et  $\lambda_g^n$  correspondent aux facteurs de tortuosité des phases liquide et gazeuse, calculés à partir de la valeur du degré de saturation. L'exposant « n » est défini comme étant le facteur de connectivité des pores. Il apparaît cependant plus comme un paramètre de calage puisque sa valeur varie d'un auteur à l'autre pour des matériaux analogues :  $n=1$  pour Purcell (1949),  $n=2$  pour Burdine (1953). Mualem (1976) propose des expressions légèrement différentes de [1] et [2] pour le calcul des perméabilités relatives, l'exposant « n » étant dans ce cas égal à 0,5.

$$k_{rl} = \lambda_l^{0,5} \left[ \frac{\int_0^{S_r} \frac{dS_r}{p_c^2}}{\int_0^1 \frac{dS_r}{p_c^2}} \right]^2 \quad [3]$$

$$k_{rg} = \lambda_g^{0,5} \left[ \frac{\int_0^{S_r} \frac{dS_r}{p_c^2}}{\int_0^1 \frac{dS_r}{p_c^2}} \right]^2 \quad [4]$$

Van Genuchten (1980) parvient à une forme plus analytique des relations précédentes en proposant une expression de la pression capillaire en fonction du degré de saturation. Son approche est parmi la plus utilisée dans le domaine du génie civil pour la modélisation des transferts hydriques. Le modèle de Van Genuchten-Mualem ayant été validé pour le cas des sols. Monlouis Bonnaire (2003) a constaté que la valeur 0,5 de l'exposant « n », conduisait à une forte surestimation de  $k_{rg}$  dans le cas des matériaux cimentaires. Il a alors adopté une valeur de 5,5 qui semble restituer de manière convenable les valeurs mesurées expérimentalement sur ces matériaux. Thiery et *al.* (2007) notent cependant que pour des degrés de saturation supérieurs à 0,3,  $k_{rg}$  est légèrement sous-estimée. Ranaivomanana (2010) propose quant à lui de faire évoluer « n » avec le degré de saturation. Enfin, d'après une étude récente menée par Poyet et *al.* (2011), l'exposant « n » tendrait plutôt vers des valeurs négatives. Des incertitudes demeurent donc autour de ce « facteur de connectivité » des pores. Par ailleurs, les valeurs de perméabilités relatives dépendent fortement de l'histoire hygrométrique du matériau et de son évolution physico-chimique. Du fait des écarts rencontrés relatés précédemment ainsi que de l'importance des perméabilités relatives dans la prédiction de la durée de vie des structures, la présente étude propose une nouvelle méthode de détermination des perméabilités relatives, en utilisant le modèle de réseau poreux développé au LMDC par Ranaivomanana et *al.* (2012) pour la prédiction des cycles hystérétiques dans la rétention d'eau.

## 2. Proposition d'une méthode de calcul des perméabilités relatives

Sur les bases des modèles décrits précédemment, nous proposons de calculer les perméabilités relatives  $k_{rl}$  et  $k_{rg}$  à partir de leur définition exacte donnée par les équations [5] et [6] ci-dessous dans lesquelles  $q_l$  et  $q_g$  désignent respectivement les débits liquide et gazeux à travers un pore de rayon  $r$  du réseau poreux.

$$k_{rl} = \frac{\int_0^{S_r} q_l(r) dS_r}{\int_0^1 q_l(r) dS_r} \quad [5]$$

$$k_{rg} = \frac{\int_{S_r}^1 q_g(r) dS_r}{\int_0^1 q_g(r) dS_r} \quad [6]$$

Le calcul des débits  $q_l$  et  $q_g$  sur l'ensemble du domaine de saturation nécessite de se donner une représentation de l'agencement de la structure poreuse du matériau. Le fait d'associer le calcul des perméabilités relatives à un modèle de réseau poreux présente en plus un intérêt majeur. En effet, dans ce cas, les évolutions des perméabilités relatives peuvent être estimées avec les évolutions microstructurales du matériau à l'issue de diverses agressions physico-chimiques. Le modèle de réseau poreux permet en plus la gestion des cycles de séchage-humidification et donc la connaissance instantanée des perméabilités relatives locales.

Le modèle de réseau poreux utilisé ici (Ranaivomanana et *al.*, 2011 ; Ranaivomanana et *al.*, 2012) considère une distribution idéalisée de taille des pores avec 3 modes associés respectivement aux pores des C-S-H, aux pores capillaires moyens et aux gros capillaires. Ces derniers, supposés constitués en partie de microfissures, formeraient un réseau fortement interconnecté à l'origine de la chute brutale de l'isotherme de désorption aux fortes humidités relatives (HR). On se reportera à Ranaivomanana et *al.* (2012) concernant le calage des différents paramètres définissant chacun des modes poreux. Pour la modélisation des isothermes de sorption d'eau, l'hypothèse que le séchage d'un pore n'est possible que s'il est directement connecté au réseau sec a été avancée. L'hystérésis entre l'isotherme de désorption et celle d'adsorption est attribuée à la présence de pores en forme de « bouteille d'encre » (pores de grandes tailles d'un accès et d'une connectivité par des pores de tailles très inférieures), conduisant à la vidange de l'essentiel du volume liquide à des HR faibles. Il est donc possible d'envisager que plus la taille du pore affecté par le séchage diminue et plus il est probable qu'il soit connecté au réseau sec. La probabilité de connexion d'un pore au réseau sec, calculée à partir du modèle de réseau poreux, est approchée par le rapport entre la longueur cumulée des pores de taille supérieure à celle affectée par le séchage, à la longueur cumulée totale de tous les pores du réseau. On estime en effet, d'un point de vue statistique que plus un pore est long (cas des pores fins) et plus il a de chances d'être connecté au reste du réseau poreux. Si l'on attribuait une forme cylindrique à tous les pores, les plus fins présenteraient des longueurs développées très grandes. Ceci conduirait à une hystérésis trop importante jusqu'aux faibles HR. Une forme aplatie approchée par une géométrie oblongue gérée par un coefficient d'aplatissement noté « Ap » est donc adoptée pour les pores fins. Ce coefficient d'aplatissement est défini *via* un paramètre appelé rayon critique «  $r_{cr}$  » qui représente en quelque sorte le rayon du pore correspondant à la transition entre la géométrie cylindrique et la géométrie oblongue. On se référera à Ranaivomanana et *al.* (2012) pour le calcul de la longueur développée d'un pore ainsi que pour l'expression du coefficient d'aplatissement Ap. Pour gérer efficacement les cycles de séchage-humidification, une discrétisation de la distribution de taille des pores est nécessaire ; la probabilité de connexion au réseau sec étant interpolée entre 2 discrétisations. Une étude de sensibilité des paramètres du modèle (Ranaivomanana, 2010) a permis de vérifier qu'une valeur du nombre de discrétisations au-delà de 100 n'avait plus aucun effet sur les résultats du modèle. A partir des discrétisations

obtenues, nous allons donc proposer une représentation de l'agencement de la structure poreuse pour le calcul des débits  $q_l$  et  $q_g$ .

Le mode de représentation le plus simple est évidemment celui des tubes rectilignes disposés parallèlement, utilisé d'ailleurs par de nombreux auteurs. Pour une telle configuration et en tenant compte de la géométrie oblongue attribuée aux pores du réseau, le débit liquide  $q_l$  à travers un pore de rayon  $r$  sous l'effet d'un gradient de pression, est donné par la relation [7] dans laquelle  $\eta_l$  désigne la viscosité dynamique du liquide,  $P_{e,l}$  et  $P_{s,l}$  les pressions liquide à l'entrée et à la sortie du pore, et  $L_e$  la longueur d'écoulement.

$$q_l(r) = \frac{1}{\eta_l} \left[ \frac{\pi}{8} + \frac{4}{3} (A_p(r) - 1) \right] r^4 \frac{P_{e,l} - P_{s,l}}{L_e} \quad [7]$$

Cette relation, basée sur la loi de Poiseuille, a été obtenue en considérant séparément la partie cylindrique du pore (constituée de 2 demi-cylindres) et la partie aplatie (assimilée à 2 plaques parallèles) pour lesquelles les expressions du débit sont connues (Ranaivomanana, 2010). Dans le cas du gaz, il faut distinguer 2 types d'écoulement : l'écoulement laminaire et l'écoulement moléculaire ou de glissement dû aux collisions entre les molécules de gaz et les parois des pores et s'expliquant par le fait que le libre parcours moyen des molécules de gaz devient vite grand par rapport aux dimensions des pores des hydrates. Le débit,  $q_{g,p}$ , associé à l'écoulement laminaire est donné par la loi de Poiseuille [8] dans laquelle  $\eta_g$  désigne la viscosité dynamique du gaz,  $P_{e,g}$  et  $P_{s,g}$  les pressions gazeuses à l'entrée et à la sortie du pore.

$$q_{g,p}(r) = \frac{1}{\eta_g} \left[ \frac{\pi}{8} + \frac{4}{3} (A_p(r) - 1) \right] r^4 \frac{P_{e,g}^2 - P_{s,g}^2}{2P_{s,g}L_e} \quad [8]$$

Par rapport à l'écoulement moléculaire, le libre parcours moyen  $l_m$  de molécules de gaz est donné par la relation [9] dans laquelle  $P_{m,g}$  désigne la pression moyenne entre  $P_{e,g}$  et  $P_{s,g}$ ,  $M$  la masse molaire du mélange gazeux,  $R$  la constante des gaz parfaits et  $T$  la température.

$$l_m = \frac{\eta_g}{P_{m,g}} \sqrt{\frac{\pi RT}{2M}} \quad [9]$$

L'expression du débit gazeux  $q_{g,k}$ , correspondant à l'écoulement moléculaire est donnée par la loi de Knudsen que nous avons adoptée par rapport à la géométrie oblongue des pores en nous basant sur la théorie cinétique des gaz (Bloch, 1965)

$$q_{g,k}(r) = \frac{[4(A_p(r) - 1) + \pi]^2}{[4(A_p(r) - 1) + 2\pi]} r^3 \frac{P_{e,g} - P_{s,g}}{L_e} \sqrt{\frac{2\pi M}{RT}} \quad [10]$$

Finalement, nous avons :

$$q_g(r) = q_{g,p}(r) + \varepsilon q_{g,k}(r) \quad [11]$$

Tel que  $\varepsilon=0$  si  $l_m < 2r$  et que  $\varepsilon=1$  si  $l_m \geq 2r$

Pour les besoins de l'étude, nous allons considérer un volume de matériau égal à  $1\text{m}^3$ . Le volume poreux est représenté quant à lui par l'aire sous la courbe de distribution idéale de taille des pores. Les pores supposés rectilignes et parallèles, étant de même longueur que le matériau ( $1\text{m}$ ), le nombre total de pores de rayon  $r$  disposés au sein du volume poreux équivaut à la longueur totale développée de ces pores et notée  $l(r)$ .

Le réseau poreux étant supposé constitué de  $n$  familles de pores correspondant aux  $n$  discrétisations de la distribution de taille des pores, le débit liquide total  $q_{l,tot}$  pour le matériau totalement saturé est donné par la relation [12] :

$$q_{l,tot} = \sum_{i=1}^n l(r_i)q_l(r_i) \quad [12]$$

Le débit gazeux total  $q_{g,tot}$  pour le matériau totalement sec est quant à lui donné par la relation [13] :

$$q_{g,tot} = \sum_{i=1}^n l(r_i)q_g(r_i) \quad [13]$$

La loi de Darcy [14] nous donne également une expression du débit  $q_{l,tot}$  en faisant intervenir la perméabilité au liquide  $K_l$  du matériau :

$$q_{l,tot} = \frac{K_l}{\eta_l} A \frac{P_{e,l} - P_{s,l}}{L_e} \quad [14]$$

Dans laquelle  $A$  est la section apparente du matériau ( $1\text{m}^2$ ) et  $L_e$ , la profondeur d'écoulement ( $1\text{m}$ ).

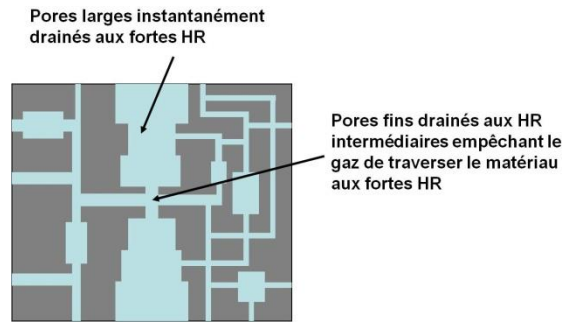
En combinant les relations [7], [12] et [14], il vient :

$$K_l = \sum_{i=1}^n l(r_i) \left[ \frac{\pi}{8} + \frac{4}{3} (A_p(r_i) - 1) \right] r_i^4 \quad [15]$$

$K_l$  peut être obtenue expérimentalement *via* des essais de percolation avec un fluide inerte vis-à-vis du matériau cimentaire (type éthanol). L'expérience montre que cette valeur de perméabilité mesurée au liquide est quasiment similaire à celle estimée à partir d'une mesure au gaz (Loosveldt et *al.*, 2002), confirmant ainsi son caractère intrinsèque.

Cependant, il est clair que les débits théoriques  $q_{l,tot}$  et  $q_{g,tot}$  sont surestimées par rapport aux débits que l'on mesurerait réellement puisque les pores sont tortueux et ne sont pas forcément tous percolants. L'expression de  $q_{l,tot}$  donnée par [12] a cependant le mérite de mettre en évidence l'importance des débits dans les pores larges par rapport à ceux dans les pores fins. En effet, même si les pores fins ont une longueur développée bien plus importante que les gros pores, cette dernière se trouve largement compensée par le fait que le rayon du pore se trouve affecté d'un exposant 4 dans le calcul du débit (cf. [7]). Ce rôle prépondérant joué par les pores larges vis-à-vis des écoulements est corroboré par les chutes de saturation aux fortes HR, de l'isotherme de désorption et de la perméabilité relative au liquide. On peut

alors se demander en conséquence, pourquoi la perméabilité relative au gaz n'atteindrait pas sa valeur maximale dès les fortes HR. Ceci peut s'expliquer par le fait que le chemin percolant soit effectivement constitué de pores larges à la fois connectés à la surface sèche du matériau, mais aussi à des pores de taille plus petite qui ne sont drainés qu'aux HR intermédiaires, voire aux faibles HR (Figure1). Ces pores larges supposés constitués de microfissures seraient propagés depuis la surface et pourraient être, par exemple, la conséquence des retraits.



**Figure 1.** Illustration de la configuration des pores au sein du réseau poreux

Les expressions des débits théoriques  $q_{l,tot}$  et  $q_{g,tot}$  nécessitent donc d'être corrigées afin de pouvoir retrouver la perméabilité intrinsèque mesurée expérimentalement. Pour ce faire, nous leur appliquons un coefficient noté «  $\alpha_r$  », dont la valeur n'est autre que le rapport entre la perméabilité intrinsèque réelle et celle obtenue *via* le modèle. Sa raison physique, déjà évoquée précédemment, est que les pores du réseau ne sont en réalité pas tous percolants. Nous faisons l'hypothèse simplificatrice que  $\alpha_r$  est indépendante de la taille des pores.

$$q_{l,tot} = \sum_{i=1}^n \alpha_r l(r_i) q_l(r_i) \quad [16]$$

$$q_{g,tot} = \sum_{i=1}^n \alpha_r l(r_i) q_g(r_i) \quad [17]$$

Nous avons donc correctement défini l'expression du débit liquide dans le cas du matériau totalement saturé et celle du débit gazeux dans le cas du matériau totalement sec. L'étape suivante passe maintenant par leur établissement dans le cas du matériau partiellement saturé afin de pouvoir calculer les perméabilités relatives. Cela nécessite dans un premier temps de considérer dans les expressions [16] et [17], le degré de saturation de chacune des familles de pores. Nous faisons en effet l'hypothèse qu'il ne peut y avoir de débit liquide qu'à travers un pore totalement saturé. En revanche, l'existence d'un débit gazeux à travers un pore partiellement saturé reste envisageable, à condition bien sûr que ce dernier soit connecté à un pore



totallement sec. Les pores partiellement saturés, compte tenu de l'effet « bouteille d'encre », peuvent présenter des zones totallement saturées et d'autres totallement désaturées. Leur degré de saturation correspond ainsi à l'eau résiduelle non drainée instantanément ainsi que la quantité d'eau adsorbée sur les parois des pores. Le calcul de ce degré de saturation est donné dans Ranaivomanana et *al.* (2011).

Ceci n'est cependant pas suffisant puisqu'il faut également tenir compte de l'interconnexion des pores du réseau percolant (Figure1), plus précisément de la continuité de chacune des phases liquide ou gazeuse. Cette dernière est évidemment associée à l'histoire hygrométrique du matériau. De la même manière que la connectivité d'un pore au réseau sec a été approchée par le rapport entre la longueur cumulée des pores de taille supérieure à celle affectée par le séchage à la longueur cumulée totale de tous les pores du réseau, nous définissons la continuité de la phase liquide ( $F_l$ ) par le rapport entre la longueur saturée des pores du réseau et leur longueur totale développée. Par analogie, la continuité de la phase gazeuse ( $F_g$ ), est estimée via le rapport entre la longueur totale sèche des pores du réseau et leur longueur totale développée. Nous avons donc les relations [18] et [19] dans lesquelles  $Sr_i$  désigne le degré de saturation du pore de rayon  $r_i$ .

$$F_l(HR) = \frac{\sum_{i=1}^n l(r_i) Sr_i}{\sum_{i=1}^n l(r_i)} \quad [18]$$

$$F_g(HR) = \frac{\sum_{i=1}^n l(r_i) (1 - Sr_i)}{\sum_{i=1}^n l(r_i)} \quad [19]$$

Dans le cas du matériau partiellement saturé, les expressions des débits liquide et gazeux deviennent :

$$q_{l,tot}(HR) = \sum_{i=1}^n \alpha_r l(r_i) q_l(r_i) Sr_i^* F_l(HR) \quad [20]$$

$$q_{g,tot}(HR) = \sum_{i=1}^n \alpha_r l(r_i) q_g(r_i) (1 - Sr_i) F_g(HR) \quad [21]$$

Avec  $Sr_i^* = Sr_i = 1$  si le pore est totallement saturé et  $Sr_i^* = 0$  si le pore est partiellement saturé ou totallement sec.

D'après la définition des perméabilités relatives données par [5] et [6], il vient :

$$k_{rl}(HR) = \frac{q_{l,tot}(HR)}{q_{l,tot}} \quad [22]$$

$$k_{rg}(HR) = \frac{q_{g,tot}(HR)}{q_{g,tot}} \quad [23]$$

D'après les équations [22] et [23], on peut constater que le coefficient  $\alpha_r$ , représentant la fraction percolante des pores du réseau, n'intervient finalement pas dans le calcul des perméabilités relatives  $k_{rl}$  et  $k_{rg}$ . Ceci est une conséquence de son indépendance par rapport à la taille des pores.

Les valeurs de  $k_{rg}$  données par l'équation [23] sont dépendantes des valeurs de pressions d'essai contrairement aux valeurs de  $k_{rl}$ , puisque les écoulements ne sont pas totalement laminaires.

### 3. Validations du modèle

Le modèle a été testé sur 3 bétons : 2 bétons ordinaires à base de CEMI référencés B33 et BO et 1 BHP référencé BH (résultats issus de (Abbas, 1998) et (Baroghel Bouny, 2007)). Leur formulation, les valeurs de perméabilité intrinsèque théorique et expérimentale ainsi que celles de  $\alpha_r$  sont données dans le Tableau 1. Pour le calcul de  $k_{rg}$  telle que définie par la relation [23], nous avons imposé au matériau une différence de pression gazeuse de 1 bar. Nous avons l'air comme gaz percolant, avec une viscosité dynamique  $\eta_g$  de  $1,85 \cdot 10^{-5}$  Pa.s et une masse molaire de 0,029 kg/mol. Les résultats théoriques de  $k_{rg}$  ainsi que les points expérimentaux sont donnés sur la Figure 2. Les écarts observés notamment aux faibles saturations peuvent être liés soit à une connectivité de la phase gazeuse,  $F_g$ , qui est plus importante que supposée, soit au mode de préconditionnement des échantillons. En effet, les valeurs mesurées aux faibles saturations ont été obtenues sur des échantillons séchés en étuve jusqu'à atteindre le taux de saturation voulu (en se basant sur l'isotherme de désorption). L'humidité est ensuite re-répartie dans ces échantillons dans le but d'homogénéiser les profils de teneur en eau. Thiery (2005) a cependant vérifié par gammadensimétrie qu'à l'issue de ce préconditionnement, les profils de teneur en eau n'étaient pas homogènes. Ceci peut alors affecter la percolation du gaz à travers le matériau et laisser à cœur des zones liquides freinant voire stoppant le débit gazeux, conduisant par conséquent à une sous-évaluation expérimentale de cette mesure. Enfin, les perméabilités au liquide  $k_{rl}$  du béton BO obtenues par le modèle sont confrontées à celles données par l'approche Van Genuchten (Figure 2). Notre modèle prévoit une chute plus importante de  $k_{rl}$  aux fortes saturations que le modèle Van Genuchten et celui modifié par (Monlouis Bonnaire, 2003). La contribution du flux liquide dans la modélisation du séchage sera donc moins importante dans notre cas. Pour les faibles saturations où la phase liquide n'est plus continue, les évolutions de  $k_{rl}$  n'ont plus de sens puisque les valeurs obtenues deviennent très faibles. Dans ce cas, c'est la diffusion de vapeur d'eau qui pilote le séchage

	B33	BO	BH
Ciment (kg/m <sup>3</sup> )	270	353	421
Sable calcaire (kg/m <sup>3</sup> )	860	744	652
Gravillon calcaire (kg/m <sup>3</sup> )	1105	1192	1265
Fumée de silice (kg/m <sup>3</sup> )	-	-	42.1
Eau (kg/m <sup>3</sup> )	180	172	112.3
Eau/ciment	0,67	0,49	0,28
Perm. intrinsèque exp. (10 <sup>-17</sup> m <sup>2</sup> )	4,8	8	1
Perm. intrinsèque modèle (10 <sup>-17</sup> m <sup>2</sup> )	33	32	8.7
$\alpha_r$	0.15	0.25	0.11

Tableau 1. Formulation des matériaux testés

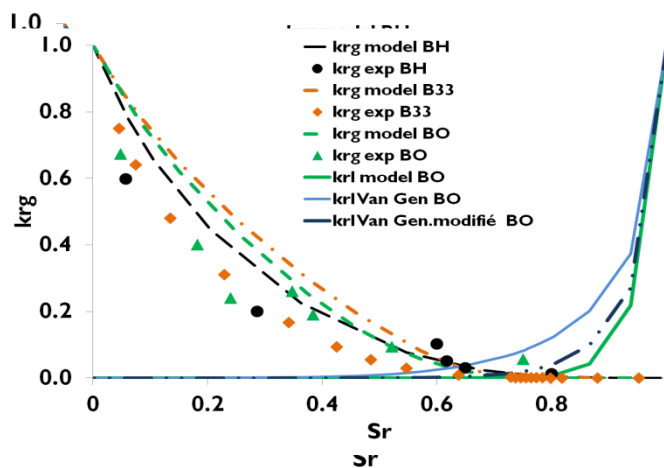


Figure 2. Perméabilités relatives au liquide et au gaz simulées (pointillés) et mesurées expérimentalement (marqueurs) des bétons B33, BO et BH.

#### 4. Conclusions

Nous avons proposé dans cette étude, une méthode de prédiction des perméabilités relatives au liquide et au gaz en nous appuyant sur le modèle de réseau poreux développé par Ranaivomanana et *al.* (2010, 2011, 2012) au LMDC de Toulouse pour la prédiction de la rétention d'eau dans les matériaux cimentaires. L'intérêt d'une telle démarche est de pouvoir prendre en compte les évolutions microstructurales du matériau ainsi que son histoire hygrométrique, ceci afin de prédire correctement la durée de vie des ouvrages notamment en considérant les phénomènes où des flux liquides et gazeux s'opposent. La méthode de calcul des perméabilités relatives est basée sur l'évaluation du rapport de débits liquides ou gazeux, entre l'état partiellement saturé et l'état totalement saturé ou totalement sec. Pour le calcul des débits, le réseau poreux est idéalisé par des tubes rectilignes disposés parallèlement dont la fraction réellement percolante est évaluée par calage sur un essai de perméabilité à l'éthanol ou au gaz. Lorsque le pore est partiellement saturé, la prise en compte dans les expressions des débits de la valeur du degré de saturation permet de considérer si les débits liquide ou gazeux sont inexistantes. Nous avons également pris en considération la connectivité de la phase liquide (respectivement de la phase gazeuse) sur elle-même, approchée par le rapport entre la longueur des pores saturés (respectivement secs) du réseau et leur longueur totale développée. Ce rapport de longueurs est supposé approcher la probabilité de connectivité au réseau sec. Le modèle donne des résultats de perméabilités relatives comparables à celles mesurées expérimentalement dans le cas du gaz. En ce qui concerne le liquide, sa contribution par rapport au flux total d'humidité dans le cas d'un séchage est moins importante aux fortes saturations que celle prévue par l'approche de Van Genuchten modifiée. Notons toutefois que cette perméabilité étant extrêmement faible dès les fortes humidités, la contribution diffusive se trouvera elle en contrepartie plus importante.

#### 5. Remerciements

Nous adressons nos vifs remerciements à l'Andra pour le support scientifique et financier apportés à ce projet.

#### 6. Bibliographie

Abbas A., Ecoulements gazeux dans les bétons partiellement saturés : Application à la mesure de perméabilité, Thèse de doctorat de l'INSA Toulouse, 1998,

Baroghel Bouny V., «Water vapour sorption experiments on hardened cement based materials, Part II: Essential tool for assessment of transport properties and durability prediction », *Cement and Concrete Research*, vol. 37, n°3, 2007, pp 438-454,

Bloch E., «Théorie cinétique des gaz», *Collection Armand Colin n°7 section de physique*, 9<sup>ème</sup> édition revue et corrigée par Y. Rocard, 1965,

Burdine N.T., « Relative permeability calculations from pore size distribution data », *Trans. AIME*, vol. 198, n° 71, 1953,

Loosveldt H., Lafhaj Z., Skoczylas F., « Experimental study of gas and liquid permeability of a mortar », *Cement and Concrete Research*, vol. 32, n°9, 2002, pp 1357-1363,

Monlouis Bonnaire J.P., Modélisation des transferts couplés air-eau-sel dans les matériaux cimentaires et les terres cuites, Thèse de doctorat de l'Université Paul Sabatier, 2003,

Mualem Y., « A new model for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated porous media », *Water Resources Research*, vol. 12, n°3, 1976, pp 513-522,

Poyet S., Charles S., Honoré N., L'hostis V., « Assessment of the unsaturated water transport properties of an old concrete : determination of the pore-interaction factor », *Cement and Concrete Research*, vol. 41, n°10, 2011, pp 1015-1023,

Purcell W.R., « Capillary pressures-Their measurement using mercury and the calculation of permeability », *Trans. AIME*, vol. 186, n° 39, 1949,

Ranaivomanana H., Transferts dans les milieux poreux réactifs non saturés : application à la cicatrisation de fissure dans les matériaux cimentaires par carbonatation, Thèse de doctorat de l'Université de Toulouse, 2010,

Ranaivomanana H., Sellier A., Verdier J., Bourbon X., « Validation d'un modèle de réseau poreux pour les prédictions des isothermes, de la surface spécifique, et de la porosimétrie mercure », *Communication soumise pour Transfert 2012*, Lille 20-21-22 mars 2012,

Ranaivomanana H., Verdier J., Sellier J., Bourbon X., « Toward a better comprehension and modeling of hysteresis cycles in the water sorption-desorption process for cement based materials », *Cement and Concrete Research*, vol. 41, n°8, 2011, pp 817-827,

Thiery M., Modélisation de la carbonatation atmosphérique des matériaux cimentaires avec prise en compte des effets cinétiques et des modifications microstructurales et hydriques, Thèse de doctorat de l'Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, 2005,

Thiery M., Baroghel Bouny V., Bourneton N., Villain G., Stéfani C., « Modélisation du séchage des bétons, analyse des différents modes de transfert hydrique », *Revue Européenne de Génie Civil*, vol. 11, n°5, 2007, pp 541-577,

Van Genuchten M., « A closed form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils », *Soil Science of America Journal*, vol. 44, 1980, pp 892-898,