

Modélisation du transfert hydrique dans les géomatériaux :

Application à un tunnel en béton soumis à la fois au séchage et à une surpression de liquide

Aya Rima¹, Laurie Lacarrière¹, Alain Sellier¹, Minh-Ngoc Vu²

¹ Université de Toulouse, UPS, INSA, LMDC (Laboratoire Matériaux et Durabilité des Constructions), 135, avenue de Rangueil, 31 077 Toulouse Cedex 04, France

² Andra, 1-7 rue Jean Monnet, Chatenay Malabry, 92298, France

RESUME Les structures en béton peuvent passer par des cycles de séchage et de saturation au cours de leur vie. Dans des cas particuliers, tels que les tunnels, les barrages et les pieux, ce phénomène peut se produire fréquemment. Les cycles de séchage et de saturation doivent être pris en compte puisqu'ils affectent négativement le comportement à court et à long terme de la structure. Dans cet article, un modèle de transfert hydrique est proposé pour prédire la migration de l'humidité et le champ de la teneur en eau dans le matériau poreux étudié. Le passage entre les états saturés et non saturés se fait en continu, sans recourir à un modèle classique à trois variables d'état. La pression liquide est utilisée comme la seule variable d'état dans l'équation de transport de l'eau. Le modèle de transfert hydrique est d'abord présenté. La structure souterraine soumise au séchage et à la resaturation est ensuite modélisée afin de démontrer la capacité et la performance du modèle hydrique à prendre en compte simultanément une pression d'eau liquide négative et positive, ce qui n'était pas le cas précédemment, par exemple, dans la formulation classique de Richards. Cet exemple démontre le potentiel du modèle à décrire le transfert d'eau en passant d'un état de séchage à un état de saturation.

Mots-clefs Transfert Hydrique, Saturation, Séchage, Matériau Poreux, Elements Finis

I. INTRODUCTION

Il est important de comprendre le comportement des structures tout au long de leur durée de vie. Dans les matériaux poreux tels que le béton et le sol, divers phénomènes physiques peuvent se produire et affecter les propriétés physiques et les performances du matériau de construction. Parmi ces phénomènes, il y a le mouvement de l'eau à l'intérieur du matériau poreux. Ce phénomène peut avoir un effet négatif sur les propriétés du matériau et causer par la suite des problèmes majeurs. Il est donc essentiel de comprendre le transfert d'eau à court et à long terme. Dans cette étude, la coexistence de conditions saturées à pression positive et de conditions non saturées est prise en compte. En effet, dans certains cas particuliers, tels que les pieux, les barrages et les tunnels, l'état du béton peut évoluer entre des conditions saturées et partiellement

saturées, ce qui doit être pris en compte dans le calcul du mouvement de l'eau dans les structures en béton.

Il existe plusieurs études dans la littérature traitant ce type de problème. Philip et De Vries [Philip and De Vries, 1957] et [Luikov, 1975] ont proposé un modèle théorique pour le transfert hydrique dans les matériaux poreux. [Bazant and Thanguthai, 1978] se sont appuyés sur ces travaux pour proposer un modèle mathématique capable de décrire le processus de séchage dans les matériaux cimentaires. Les équations de diffusion non linéaires peuvent également être utilisées pour étudier la migration de l'eau sous un gradient d'humidité. Dans ces modèles, la teneur en eau ou l'humidité relative (HR) peut être choisie comme variable d'état, et les autres variables sont données en fonction de celle-ci. Ces méthodes ont intéressé les chercheurs en raison de leur simplicité de mise en œuvre et de leur facilité d'utilisation [[Bazant and Najjar, 1971], [Mensi et al., 1966],[Xi et al., 1994], [Witasse et al.,2002]]. Les flux de liquide et de vapeur sont combinés en une seule variable d'état (degré de saturation, teneur en eau ou humidité relative), ce qui conduit à une seule équation de conservation de la masse à résoudre. Cette équation prend en compte l'évolution de la perméabilité à l'eau et au gaz à travers un seul coefficient de diffusion équivalent. L'avantage principal de cette méthode est alors d'utiliser une analogie thermique pour résoudre n'importe quel problème de séchage, sans modifier le logiciel. Cependant, ce modèle présente certaines limitations. Le problème principal est que la pression positive du liquide ne peut pas être prise en compte et que la pression du gaz doit être supposée en équilibre avec les conditions aux limites. De ce fait, des modèles plus complexes ont été proposés, en supposant que le transfert d'eau peut se produire sous trois formes (liquide, vapeur et gaz) [[Baroghel-Bouny et al., 1999], [Gawin et al., 1999], [Thiery et al., 2007]]. Ces modèles prennent en compte plusieurs phénomènes qui se produisent lorsque le mouvement de l'eau est modélisé. Cependant, le principal inconvénient de ce dernier type de modèle est que l'utilisation de trois variables d'état conduit à la résolution de trois équations de conservation de la masse couplées. Malgré cet inconvénient majeur, certains codes numériques utilisent cette méthode pour calculer le mouvement de l'eau. Cependant, une modélisation poussée est nécessaire pour mettre en œuvre ces équations.

L'objectif de cette étude est de fournir une formulation compatible avec une analogie thermique, mais sans les limitations mentionnées ci-dessus. Cet article vise à proposer un modèle de transfert d'eau qui n'utilise qu'une seule variable d'état. Contrairement aux formulations précédentes à une seule variable, le modèle est capable de varier entre la pression positive du liquide et le séchage. Les équations de transfert d'eau sont présentées dans la section 2. Dans la section 3, une application à une structure souterraine est réalisée pour démontrer la performance du modèle. Enfin, la section 4 présente les conclusions et les perspectives.

II. MODELE DE TRANSFERT HYDRIQUE

Dans les matériaux poreux, le transport hydrique est contrôlé par l'eau liquide, la vapeur d'eau et la phase d'air sec. Trois équations d'équilibre de masse sont nécessaires pour décrire correctement le transport de l'eau dans le matériau. L'approche macroscopique est exprimée par les équations de conservation suivantes pour trois variables d'état :

$$\begin{cases} \frac{\partial m_l}{\partial t} = -\text{div}(\overline{w}_l) + S_{(v) \rightarrow (l)} + S_{(s) \rightarrow (l)} \\ \frac{\partial m_v}{\partial t} = -\text{div}(\overline{w}_v) - S_{(v) \rightarrow (l)} \\ \frac{\partial m_a}{\partial t} = -\text{div}(\overline{w}_a) \end{cases} \quad (1)$$

avec m_l , m_v et m_a les masses des trois phases : liquide, vapeur et gaz respectivement. w_l , w_v et w_a les flux massiques de chaque composant. $S_{(v) \rightarrow (l)}$ est la quantité de masse échangée par évaporation ou condensation, et $S_{(s) \rightarrow (l)}$ est la quantité de masse échangée par changement de phase solide-liquide.

Dans ce travail, la masse d'air sec est supposée négligeable par rapport à la masse de la phase vapeur (bien sûr, cette première hypothèse définira le domaine d'application). Par conséquent, la troisième équation du système 1 peut être négligée. Sur la base des études existantes, des simplifications peuvent être adoptées qui permettent de réduire les deux premières équations de conservation de la masse à une seule, comme suggéré dans les travaux pionniers de [Richards, 1931]. En supposant que les écoulements de liquide et de vapeur s'effectuent en parallèle, l'équation de conservation de la masse unique obtenue est la suivante :

$$\frac{\partial(m_l + m_v)}{\partial t} = -\text{div}(\overline{w}_l + \overline{w}_v) + S_{(s) \rightarrow (l)} \quad (2)$$

La quantité de masse pour les phases liquide et vapeur est donnée en fonction de la densité ρ , du degré de saturation S_l et de la porosité du matériau (Equations (3) et (4)).

$$m_l = \rho_l \cdot \phi \cdot S_l \quad (3)$$

$$m_v = \rho_v \cdot \phi \cdot (1 - S_l) \quad (4)$$

Comme une augmentation de la température est possible, la pression de l'air sec est supposée négligeable par rapport à la pression de vapeur. Dans cette hypothèse, la pression du gaz peut être supposée égale à la seule pression de vapeur p_v . Le flux massique pour chaque phase est supposé être le produit de la densité et de la vitesse de transfert. Il est donné par :

$$\overline{w}_l = -\rho_l \cdot \frac{k_l}{\eta_l} k_{rl} \overline{\text{grad}}(p_l) \quad (5)$$

$$\overline{w}_v = -\rho_v \cdot \frac{k_g}{\eta_g} k_{rg} \left(1 + \frac{\Gamma}{p_v}\right) \overline{\text{grad}}(p_v) \quad (6)$$

avec ρ_i ($i=l, v$) la masse volumique de chaque phase, k_i la perméabilité, k_{ri} la perméabilité relative, η_i la viscosité dynamique, and Γ le coefficient de Klinkenberg.

En substituant les équations (3), (4), (5) et (6) dans l'équation (2), trois variables d'état sont nécessaires (p_l , p_v et S_l). Cependant, notre objectif principal est de réduire le nombre de variables d'état à une seule afin de simplifier le calcul, à condition que la pression positive puisse coexister

avec le séchage. La pression liquide p_l étant présente dans les deux cas, elle est choisie comme la seule variable d'état du modèle de transport hydrique proposé. Les autres variables sont supposées être des variables internes exprimées en fonction de la pression liquide p_l .

L'équation du bilan hydrique est alors donnée par l'équation (7), où C_l et K_l sont deux coefficients représentant respectivement la capacité et la perméabilité équivalente.

$$C_l \frac{\partial p_l}{\partial t} = \text{div}(K_l \overrightarrow{\text{grad}}(p_l)) \quad (7)$$

La raison pour laquelle cette formulation n'a pas été utilisée jusqu'à présent est certainement liée au fait que l'expression de p_v en fonction de p_l n'est pas explicite. Ce point sera discuté par la suite.

A. Zone non-saturée

A l'état non saturé, la pression de vapeur p_v est donnée en fonction de la pression de liquide p_l par la loi de Kelvin, dans laquelle la pression de vapeur et la pression de liquide sont en équilibre (Eq. (8)).

$$p_c = p_v - p_l = -\rho_l \frac{RT}{M_v} \ln\left(\frac{p_v}{p_{vs}}\right) \quad (8)$$

avec p_c la pression capillaire, R la constante des gaz, M_v la masse molaire de l'eau et p_{vs} la pression vapeur à saturation. Cette équation ne pouvant être inversée analytiquement, une autre relation entre p_v et p_l est utilisée (Eq. (9)). Elle est dérivée de la loi de Kelvin, mais sans négliger le volume molaire du liquide.

$$p_v = p_{vs} \exp\left(\left(\frac{M_v}{\rho_l RT}\right)(p_l - p_{vs})\right) \quad (9)$$

Comme la masse d'eau doit être calculée, il est également nécessaire d'utiliser l'isotherme de sorption de l'eau dans les milieux poreux. Par exemple, le degré de saturation peut être donné par l'expression analytique dérivée de [Van Genuchten, 1980] (équation (10)).

$$S_l = \left[1 + \left(\frac{p_c}{M_{shr}}\right)^{n_{vgn}}\right]^{-m_{vgn}} \quad (10)$$

avec n_{vgn} et m_{vgn} les exposants de Van Genuchten et M_{shr} un paramètre tenant compte de l'effet de la température.

Pour la condition non saturée, le terme de capacité C_l de l'équation. (7) devient :

$$C_l = \frac{\rho_l}{k_w} \phi S_l + \left(\rho_l - \frac{p_v M_v}{RT}\right) \frac{m_{vgn} n_{vgn}}{M_{shr}} \phi \left[1 + \left(\frac{p_c}{M_{shr}}\right)^{n_{vgn}}\right]^{-m_{vgn}-1} \left(\frac{p_c}{M_{shr}}\right)^{n_{vgn}-1} + \frac{\phi}{\rho_l} \left(\frac{M_v}{RT}\right)^2 (1 - S_l) p_v \quad (11)$$

Le terme de diffusion K_l est également déduit et donné par l'équation suivante :

$$K_l = \rho_l \frac{k_l}{\eta_l} k_{rl} + \frac{1}{\rho_l} \left(\frac{p_v M_v}{RT}\right)^2 \frac{k_g}{\eta_g} k_{rg} \left(1 + \frac{\Gamma}{p_v}\right) \quad (12)$$

B. Zone saturée

Dans un milieu saturé, le transfert hydrique se fait exclusivement par la phase liquide. Par conséquent, seule la pression liquide p_l est prise en compte dans l'équation. Dans ce cas, la pression liquide est donnée comme une fonction de la masse liquide m_l entrant dans le matériau (équation (13)).

$$p_l = k_w \left(\frac{m_l}{\rho_l} - \phi \right) \quad (13)$$

Avec k_w le module de masse de l'eau liquide et ϕ la porosité (supposée constante si le modèle n'est pas couplé au comportement mécanique de la matrice).

En remplaçant la masse liquide dans l'équation (2) par l'expression de l'équation (13), nous obtenons l'expression de la capacité C_l et de la perméabilité équivalente K_l (équations (14) et (15)).

$$C_l = \frac{\rho_l}{k_w} \phi \quad (14)$$

$$K_l = \rho_l \frac{k_l}{\eta_l} \quad (15)$$

L'avantage principal de ces expressions proposées (équations (11), (12), (14), et (15)) est que la continuité est assurée lors du passage d'une zone de pression de liquide positive à une zone de pression négative. Pour plus de détails sur le modèle hydrique, voir [Rima et al., 2023].

Le modèle hydrique proposé peut être utilisé dans un code d'éléments finis grâce à une analogie thermique, comme prévu. Dans notre cas, le logiciel utilisé est [Cast3M, 2022].

III. SIMULATION NUMERIQUE DY TUNNEL DE STOCKAGE DE DECHETS RADIOACTIFS

A. Description de la géométrie et des conditions aux limites

Après avoir présenté le modèle de transfert hydrique, une prédiction du comportement hydrique d'une structure de stockage de déchets nucléaires est effectuée. Le tunnel étudié est celui proposé par l'Agence Nationale pour la gestion des Déchets Radioactifs (ANDRA). Le tunnel est constitué de deux couches de béton et est situé à une profondeur de 500 m de la surface du sol. Le béton est entouré d'un sol "Callovo Oxfordien" (COX). L'objectif de cette application est de déterminer l'évolution de la pression liquide dans la structure souterraine, y compris le béton et le sol, pendant sa durée de vie. La couche de béton en contact avec le sol a une épaisseur de 20 cm et joue le rôle d'une couche compressible qui absorbe la convergence du sol avec le temps. Une deuxième couche de béton forme la partie principale du tunnel (voussoir) et a une épaisseur de 50 cm. Son rayon intérieur est de 4,35 m. Après l'excavation, deux zones endommagées (EDZ) de forme elliptique sont observées autour du béton. La géométrie et les dimensions de la structure souterraine sont également illustrées dans la Figure 1a.

En général, plusieurs étapes doivent être distinguées lors de la simulation du transfert hydrique dans un tunnel. Dans cette étude, deux étapes principales sont considérées. La première

comprend la phase de construction et l'aération de 100 ans. La deuxième étape est la phase de resaturation du béton et du sol. Ces deux étapes sont détaillées ci-dessous. Les conditions limites hydriques imposées sont présentées dans la Figure 1b. Les conditions aux limites de pression liquide du sol est placée suffisamment loin du tunnel pour ne pas influencer la cinétique du transfert hydrique. Cela signifie qu'elle est choisie de manière à ce que la perturbation du champ de pression liquide initial dans le sol n'atteigne jamais les conditions limites verticales imposées.

Pour l'instant, le modèle hydrique n'est implémenté que dans la version 3-D de Cast3M. Pour cette raison, une petite épaisseur dans la direction longitudinale du tunnel est considérée et un calcul tridimensionnel est effectué. Comme la zone autour de la structure en béton est endommagée, différents paramètres de perméabilité sont supposés pour l'EDZ1, l'EDZ2 et le sol. Les paramètres utilisés pour le modèle de transfert hydrique pour le béton et chaque phase du sol sont présentés dans le tableau 1.

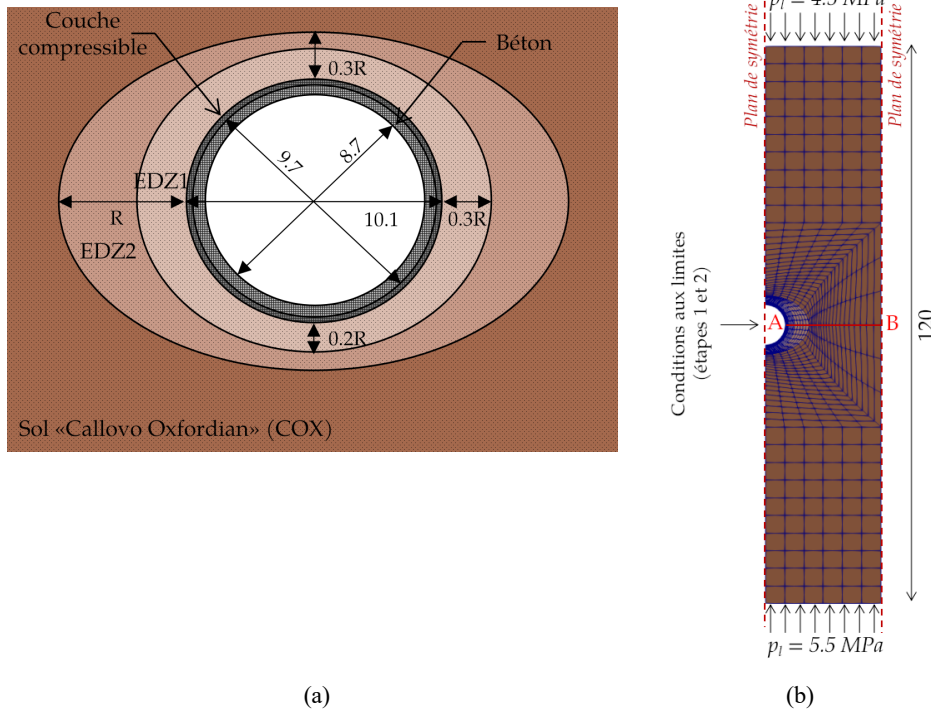


FIGURE 1. (a) Géométrie et dimensions du tunnel de stockage des déchets radioactifs (b) Conditions aux limites de la structure souterraine (dimensions en m).

TABLEAU 1. Paramètres hydriques donnés par l'ANDRA

Paramètre	Béton	EDZ1	EDZ2	Sol
\emptyset (-)	0.135	5.6	4.5	4.2
k_l (m ²)	9.59e-18	9.59e-17	9.59e-19	9.59e-21
k_g (m ²)	1.5e-17	9.59e-14	9.59e-16	9.59e-20
M_{shro} (MPa)	19.6	17.7	17.7	17.7
m_{vgn} (-)	0.33	0.34	0.34	0.34
n_{vgn} (-)	1.5	1.52	1.52	1.52

B. Résultats numériques

Étape 1: Mise en place du béton - 100 ans (séchage)

Comme le tunnel n'est pas fermé à ce stade, un phénomène d'aération se produit. Dans la zone excavée, l'humidité relative (HR) est de 50 %. Cette humidité relative correspond à une pression liquide égale à -93 MPa à une température constante de 20°C. Après l'excavation, le sol est perturbé, ce qui entraîne une valeur négligeable de la pression liquide dans la zone endommagée (EDZ1 et EDZ2). Initialement, on suppose que p_l dans le béton est nulle puisqu'elle est négligeable par rapport à la valeur dans la zone excavée.

L'eau présente dans les pores du béton et du sol est attirée vers la zone d'excavation en raison de la différence de pression entre la zone ventilée et la structure. L'eau interstitielle s'évapore, ce qui entraîne une désaturation du tunnel et du sol qui l'entoure, ainsi qu'une diminution de la pression de liquide (séchage).

L'évolution de la pression liquide en fonction du temps est présentée dans la figure 2. Après un an, la désaturation du béton et des deux EDZ est importante. Ensuite, cette désaturation progresse lentement pour atteindre la zone non endommagée du sol. Au cours du temps, le gradient de pression liquide dans l'EDZ1 tend vers zéro en raison de sa forte perméabilité. Ce gradient augmente dans l'EDZ2 ainsi que dans la zone non endommagée. Avec le temps, la désaturation se poursuit. A 100 ans, la pression liquide dans le béton est presque égale à la pression liquide imposée dans la zone de ventilation.

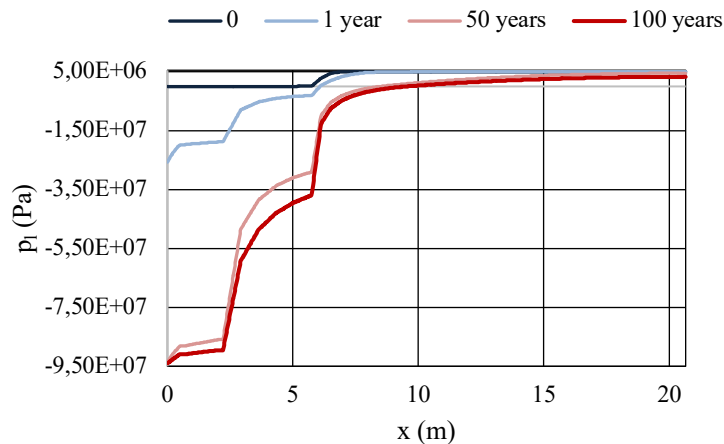


FIGURE 2. Évolution de la pression liquide p_l le long de la ligne AB (étape 1).

Étape 2: 100 ans - resaturation

Après 100 ans, la ventilation s'arrête et la resaturation de la structure souterraine commence. La condition précédente de 50 % d'humidité relative se transforme en un flux nul. En conséquence, la pression liquide dans le béton et le sol augmente. Une étude quantitative est réalisée pour déterminer le temps nécessaire pour atteindre un nouvel équilibre. La figure 3 montre que le temps nécessaire pour que la pression devienne positive est d'environ 7143 ans. 18000 ans sont nécessaires pour retrouver la pression liquide naturelle souterraine de 5 MPa le long de la ligne horizontale AB. La structure est alors entièrement resaturée.

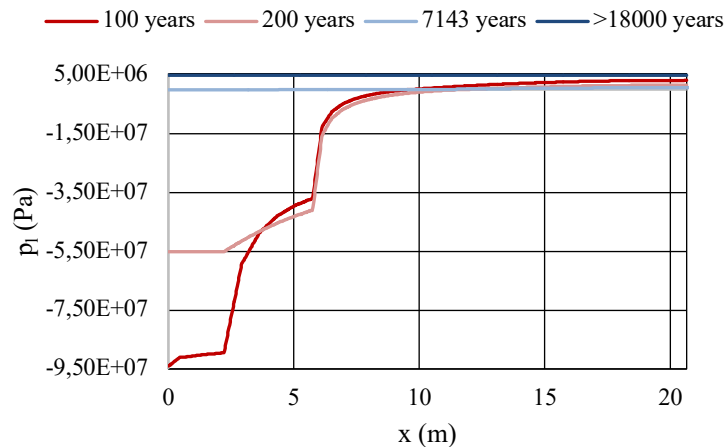


FIGURE 3. Évolution de la pression liquide p_l le long de la ligne AB (étape 2).

IV. CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES

Dans cet article, un modèle de transfert hydrique présentant une analogie avec l'équation de transfert de chaleur est proposé pour les matériaux poreux soumis à des pressions d'eau négatives et positives. Dans ce modèle, seule la pression de l'eau liquide est choisie comme variable d'état et toutes les autres variables et coefficients sont donnés en fonction de cette variable. La pression de l'eau liquide est utilisée puisque, contrairement à la pression de vapeur, au degré de saturation et à la teneur en eau, elle existe dans les deux cas : dans les zones de pression positive et dans la zone non saturée. Cela présente l'avantage d'assurer une continuité lors du passage entre les conditions aux limites de surpression et de séchage. La pression de vapeur et le degré de saturation sont exprimés en fonction de la pression de liquide à l'aide de lois thermodynamiques. L'hypothèse principale est que la pression de l'air sec peut être négligée par rapport à la pression de vapeur, ce qui est raisonnable tant que le milieu poreux n'est pas trop sec. Une méthode pour vérifier cette hypothèse pourrait être de la comparer avec des résultats expérimentaux, ce qui est une première perspective de ce travail.

La prédiction du comportement hydrique d'un tunnel de stockage de déchets nucléaires montre la capacité du modèle proposé à traiter simultanément des conditions aux limites positives et négatives. Le séchage du tunnel suivi de sa saturation sont modélisés. Le temps nécessaire pour obtenir une pression positive peut être déterminé, ainsi que le temps nécessaire pour atteindre l'équilibre hydrique de la structure souterraine après resaturation.

Dans ce travail, nous négligeons l'influence de la température sur la cinétique de séchage et de resaturation. Une autre perspective consiste donc à effectuer d'autres simulations pour prendre en compte cet aspect du comportement hydrique. Les périodes de température élevée devraient accélérer le processus de séchage et de resaturation. Ensuite, le modèle hydrique proposé pourrait être couplé à une formulation mécanique pour étudier les effets de la déformation du matériau poreux sur la porosité et la perméabilité.

REFERENCES

Philip, J.R. and De Vries, D.D., 1957. Moisture movement in porous materials under temperature gradients. *Eos, Transactions American Geophysical Union*, 38(2), pp.222-232. <https://doi.org/10.1029/TR038i002p00222>

Luikov, A.V., 1975. Systems of differential equations of heat and mass transfer in capillary-porous bodies. *International Journal of Heat and mass transfer*, 18(1), pp.1-14. [https://doi.org/10.1016/0017-9310\(75\)90002-2](https://doi.org/10.1016/0017-9310(75)90002-2)

Bažant, Z.P. and Thonguthai, W., 1978. Pore pressure and drying of concrete at high temperature. *Journal of the Engineering Mechanics Division*, 104(5), pp.1059-1079. <https://doi.org/10.1061/JMCEA3.0002404>

Bažant, Z.P. and Najjar, L.J., 1971. Drying of concrete as a nonlinear diffusion problem. *Cement and concrete research*, 1(5), pp.461-473. [https://doi.org/10.1016/0008-8846\(71\)90054-8](https://doi.org/10.1016/0008-8846(71)90054-8)

Mensi, R., Acker, P. and Attolou, A., 1988. Séchage du béton: analyse et modélisation. *Materials and structures*, 21, pp.3-12. <https://doi.org/10.1007/BF02472523>

Xi, Y., Bažant, Z.P., Molina, L. and Jennings, H.M., 1994. Moisture diffusion in cementitious materials moisture capacity and diffusivity. *Advanced Cement Based Materials*, 1(6), pp.258-266. [https://doi.org/10.1016/1065-7355\(94\)90034-5](https://doi.org/10.1016/1065-7355(94)90034-5)

Witasse, R., Georgin, J.F. and Reynouard, J.M., 2002. Nuclear cooling tower submitted to shrinkage; behaviour under weight and wind. *Nuclear Engineering and Design*, 217(3), pp.247-257. [https://doi.org/10.1016/S0029-5493\(02\)00160-7](https://doi.org/10.1016/S0029-5493(02)00160-7)

Baroghel-Bouny, V., Mainguy, M., Lassabatere, T. and Coussy, O., 1999. Characterization and identification of equilibrium and transfer moisture properties for ordinary and high-performance cementitious materials. *Cement and concrete research*, 29(8), pp.1225-1238. [https://doi.org/10.1016/S0008-8846\(99\)00102-7](https://doi.org/10.1016/S0008-8846(99)00102-7)

Gawin, D., Majorana, C.E. and Schrefler, B.A., 1999. Numerical analysis of hygro-thermal behaviour and damage of concrete at high temperature. *Mechanics of Cohesive-frictional Materials: An International Journal on Experiments, Modelling and Computation of Materials and Structures*, 4(1), pp.37-74. [https://doi.org/10.1002/\(SICI\)1099-1484\(199901\)4:1<37::AID-CFM58>3.0.CO;2-S](https://doi.org/10.1002/(SICI)1099-1484(199901)4:1<37::AID-CFM58>3.0.CO;2-S)

Thiery, M., Baroghel-Bouny, V., Bourneton, N., Villain, G. and Stéfani, C., 2007. Modélisation du séchage des bétons: analyse des différents modes de transfert hydrique. *Revue européenne de génie civil*, 11(5), pp.541-577. <https://doi.org/10.1080/17747120.2007.9692945>

Van Genuchten, M.T., 1980. A closed-form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils. *Soil science society of America journal*, 44(5), pp.892-898. <https://doi.org/10.2136/sssaj1980.03615995004400050002x>

Richard, L.A., 1931. Capillary conduction of liquids through porous mediums. *physics*, 1(5), pp.318-333. <https://doi.org/10.1063/1.1745010>

Rima, A., Lacarrière, L., Sellier, A., Chhun, P. and Vu, M.N., 2023. Model of water transfer in concrete and rock based on a single state variable to consider simultaneous positive pressure and drying boundary conditions. Nuclear Engineering and Design, 413, p.112499. <https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2023.112499>

CEA. Cast3m. Commissariat à l'Energie Atomique (2022).