

CHAPITRE II

***MODELISATION DES TRANSFERTS
HYDRIQUES DANS LE BETON***

Introduction

Lors du séchage du béton, comme nous le montrerons dans le troisième chapitre, le départ d'eau va provoquer dans la matrice cimentaire, un retrait appelé retrait de dessiccation. La lenteur des processus mis en jeu fait apparaître de forts gradients de teneur en eau créant ainsi dans la structure des retraits différentiels. Ainsi, dans le cadre de l'analyse des effets de ce retrait sur le comportement mécanique des ouvrages en béton armé, il est indispensable de mettre au point un outil numérique pour la description des transferts d'humidité au sein du matériau si l'on souhaite pouvoir exprimer localement les déformations de retrait.

La première partie de ce chapitre constitue une brève revue de la documentation concernant le comportement hydrique du béton. La description des états de l'eau, la présentation des différents mécanismes de transport mis en jeu pendant la dessiccation ainsi que l'étude des couplages mécanique-hydrique y sont fournies.

La deuxième partie est consacrée à la description mathématique des transferts d'humidité dans le béton. L'approche de modélisation choisie, qui consiste à résoudre une équation de diffusion non linéaire, est souvent proposée dans la littérature [BAZA72] [MENS88] [ALVA93] [GRAN96]. Elle présente l'avantage de pouvoir obtenir les profils d'humidité avec un nombre restreint de paramètres facilement identifiables expérimentalement. Toutefois, il nous a semblé intéressant de situer notre approche dans un cadre plus général de description des mouvements d'eau au sein du béton où interagissent différents constituants (eau, air, béton) sous divers états (solide, liquide, vapeur). Ce travail permet de bien identifier les hypothèses à introduire pour la mise au point d'un modèle de transfert simplifié et de les discuter au regard des résultats fournis par des modèles plus riches.

Nous présentons enfin, dans une troisième partie, les résultats de simulations d'essais de gammadensimétrie sur éprouvettes en béton et montrons que le modèle développé est apte à reproduire le séchage des structures en béton.

L'ensemble des développements numériques réalisés dans ce contexte ainsi que les résultats de calcul qui sont présentés dans ce chapitre ont été effectués avec le code de calcul CASTEM2000 du CEA [CAST96].

1. Mécanismes de transport de l'eau dans le béton

1.1. L'eau dans le béton

Les vides présents dans la matrice solide du béton sont plus ou moins remplis d'eau. Cet état hydrique dépend essentiellement du degré d'hydratation du matériau, de l'humidité relative régnant dans le réseau poreux (traduisant le caractère hygroscopique du matériau comme nous le montrerons ultérieurement), des conditions de cure et de la taille des pores considérés.

L'eau présente est un des constituants à part entière de la microstructure du matériau. En effet, l'eau adsorbée des micropores du gel, par exemple, de par sa structuration et grâce aux forces qui la lient au solide participe avec lui à la cohésion et à la résistance mécanique du matériau. Il en est de même pour l'eau capillaire, liée au solide par des forces de tension superficielles, dont les mouvements entraînent des déformations de la matrice cimentaire (retrait ou gonflement).

L'eau va donc jouer un rôle essentiel dans le comportement du matériau durci, non seulement sur le plan mécanique (résistance, retrait de dessiccation et fissuration induite dus à l'évaporation de l'eau des pores, fluage,...) mais aussi sur celui de la durabilité, par l'intermédiaire de paramètres tels que la perméabilité aux liquides et aux gaz régissant les transports d'agents agressifs au sein du matériau.

1.1.1. Etats de l'eau dans le béton

L'eau introduite au cours de la fabrication est présente sous de multiples états dans le béton durci. L'étude de ses formes a fait l'objet de nombreuses classifications que nous ne détaillerons pas ici. Nous retiendrons seulement la classification simplifiée suivante [BARO94] :

- **l'eau chimiquement liée** qui participe à la réaction d'hydratation pour donner principalement le gel de CSH,
- **l'eau adsorbée** : il s'agit principalement des premières couches d'eau soumises au champ des forces superficielles au niveau des surfaces du réseau poreux. On distingue principalement deux types d'interactions :
 - fixation par liaisons chimiques : c'est l'adsorption chimique,
 - fixation par liaisons intermoléculaires de VAN DER WAALS : c'est l'adsorption physique.
- **l'eau capillaire** est constituée de la phase condensée remplissant (par condensation capillaire) le volume poreux au-delà de la couche adsorbée et séparée de la phase gazeuse par des ménisques. Elle obéit donc aux lois de la capillarité (lois de JURIN, KELVIN-LAPLACE),
- **l'eau libre** qui n'est plus sous le champ d'influence des forces superficielles. Elle se trouve principalement dans les pores capillaires et les macropores. Elle représente, en

fait, un cas particulier de l'eau capillaire et rentre, dans la plupart des études, dans cette dernière classe.

L'eau est donc présente dans le béton sous différents états. En général, du point de vue de l'identification des phénomènes mis en jeu pour l'étude des transferts hydriques, il est beaucoup plus simple de distinguer eau « évaporable » et eau « non évaporable ».

Dans ce cas, l'eau « non évaporable » comprend :

- l'eau adsorbée fortement liée,
- l'eau chimiquement liée.

Et l'eau « évaporable » comprend donc :

- l'eau capillaire,
- l'eau adsorbée la moins liée.

1.1.2. Hygroscopicité du matériau : phénomènes de sorption de vapeur d'eau

L'**hygroscopicité** traduit la capacité du matériau à adsorber ou désorber de l'eau et à la retenir, que ce soit par adsorption moléculaire surfacique ou par condensation capillaire, en fonction de l'humidité relative de l'air ambiant. Ce sont les caractéristiques microstructurales qui confèrent au béton une hygroscopicité sur tout le domaine des valeurs de l'humidité relative.

Lorsque l'espèce adsorbée se trouve en équilibre avec la phase gazeuse, sa concentration superficielle dépend de la pression du gaz (ou de la pression partielle de la vapeur dans le cas de l'air humide), de la température, de la nature du gaz, ainsi que de la nature et de l'état de surface du solide. A température fixée, le nombre de couches de molécules de vapeur d'eau adsorbées (**adsorption moléculaire** surfacique) sur la surface d'un solide dans l'air humide est une fonction croissante de la pression partielle, donc de l'hygrométrie (rappelons que l'hygrométrie est définie par le rapport de la pression de vapeur d'eau sur la pression de vapeur saturante). Les énergies de liaison (d'adsorption) de ces diverses couches d'eau diminuent avec la distance au solide, ce qui diminue la quantité d'eau fixée.

Le tracé d'isothermes d'adsorption permet de décrire ce phénomène. Avec les matériaux poreux, au-delà d'une certaine humidité, l'accroissement d'épaisseur de la couche adsorbée conduit à une condensation de l'eau dans les pores : c'est la **condensation capillaire**. On peut également montrer que ce sont dans les pores les plus fins que ce phénomène est le plus important puisque ce sont eux qui présentent le rapport surface/volume le plus élevé.

La forme des isothermes d'adsorption est modifiée lorsque la condensation capillaire se produit. Comme le montre la figure 2.1, un phénomène d'hystérésis peut être observé entre l'adsorption (à hygrométrie croissante) et la désorption (à hygrométrie décroissante). L'hystérésis est fréquemment expliquée par la forme géométrique des pores, des vides étant connectés à leurs voisins par des cols de taille inférieure.

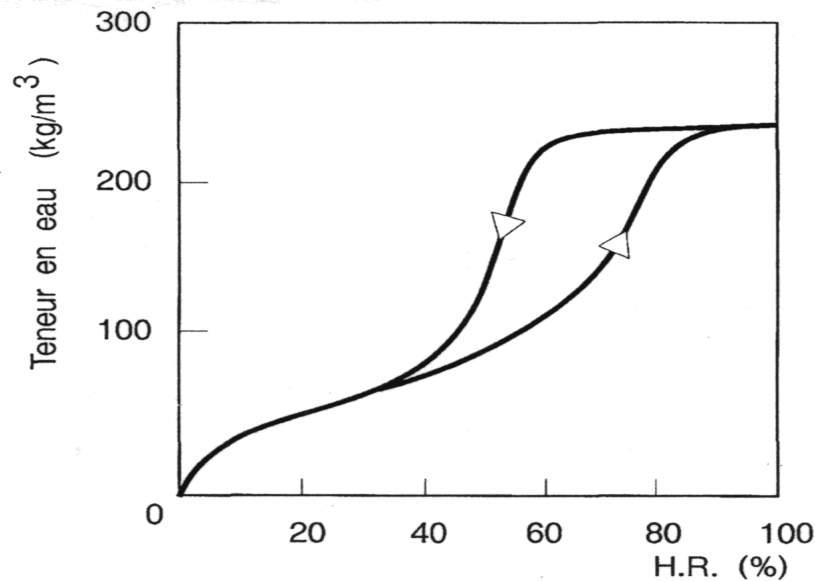


Figure 2.1 : Isothermes d'adsorption et de désorption obtenues pour une pâte de ciment [BARO94]

Ces phénomènes de sorption de vapeur d'eau sont essentiels, car ils englobent tous les mécanismes d'interaction solide – liquide – phase gazeuse au sein de la matrice poreuse sur tout le domaine de l'activité de l'eau et ils sont en particulier responsables du retrait de dessiccation qui se produit lors du séchage du béton.

1.2. Les différents mécanismes de transport mis en jeu

1.2.1. Écoulement de fluide par perméation

Ce type de transport intervient dans plusieurs situations. Un écoulement d'eau en phase liquide se produit dans le cas d'un béton durci s'il est soumis à un gradient de pression hydraulique ou s'il est exposé, à l'état saturé, à une dessiccation (l'écoulement en phase liquide est engendré par les tensions capillaires) ou encore si le béton, à l'état sec, subit une ascension capillaire d'origine externe. Il peut également s'agir d'un mode de transfert de la vapeur d'eau où le mouvement de fluide est dû à un gradient de pression de gaz.

1.2.2. Transport par diffusion dans le réseau poreux du béton

La diffusion désigne le processus de transport d'un constituant dans un milieu donné sous l'effet de son agitation aléatoire à l'échelle moléculaire. S'il existe des différences de concentration entre deux points du milieu, ce phénomène engendre un transport global du constituant considéré, orienté de la zone la plus concentrée vers la zone la moins concentrée.

1.2.3. Illustration : le séchage du béton

Le séchage du béton est le résultat de plusieurs processus de transport, l'importance de chacun d'entre eux variant avec l'humidité relative (souvent notée *H.R.*) du milieu environnant.

Lors du séchage du béton, on observe quatre états caractéristiques, au cours desquels interviennent, successivement ou simultanément, différents mécanismes. Ceux-ci sont illustrés sur la figure 2.2 et BAROGHEL BOUNY [BARO94] en donne la description suivante.

1.2.3.1. Hautes valeurs d'humidité relative

A saturation, tout le réseau est rempli d'eau liquide et cette phase « capillaire » est continue. Cependant, le béton est très vite « désaturé » par autodessiccation (consommation d'eau par la réaction d'hydratation). Dès que les pores en surface ne sont plus saturés, un écoulement capillaire depuis l'intérieur vers l'extérieur du système poreux se crée.

Ainsi, au tout début du séchage, tant que la phase capillaire reste continue et que la perméabilité à l'eau liquide est encore relativement forte, c'est le transfert en phase liquide, provoqué par des forces capillaires, qui est prépondérant : c'est la pression capillaire qui gouverne les mouvements d'eau.

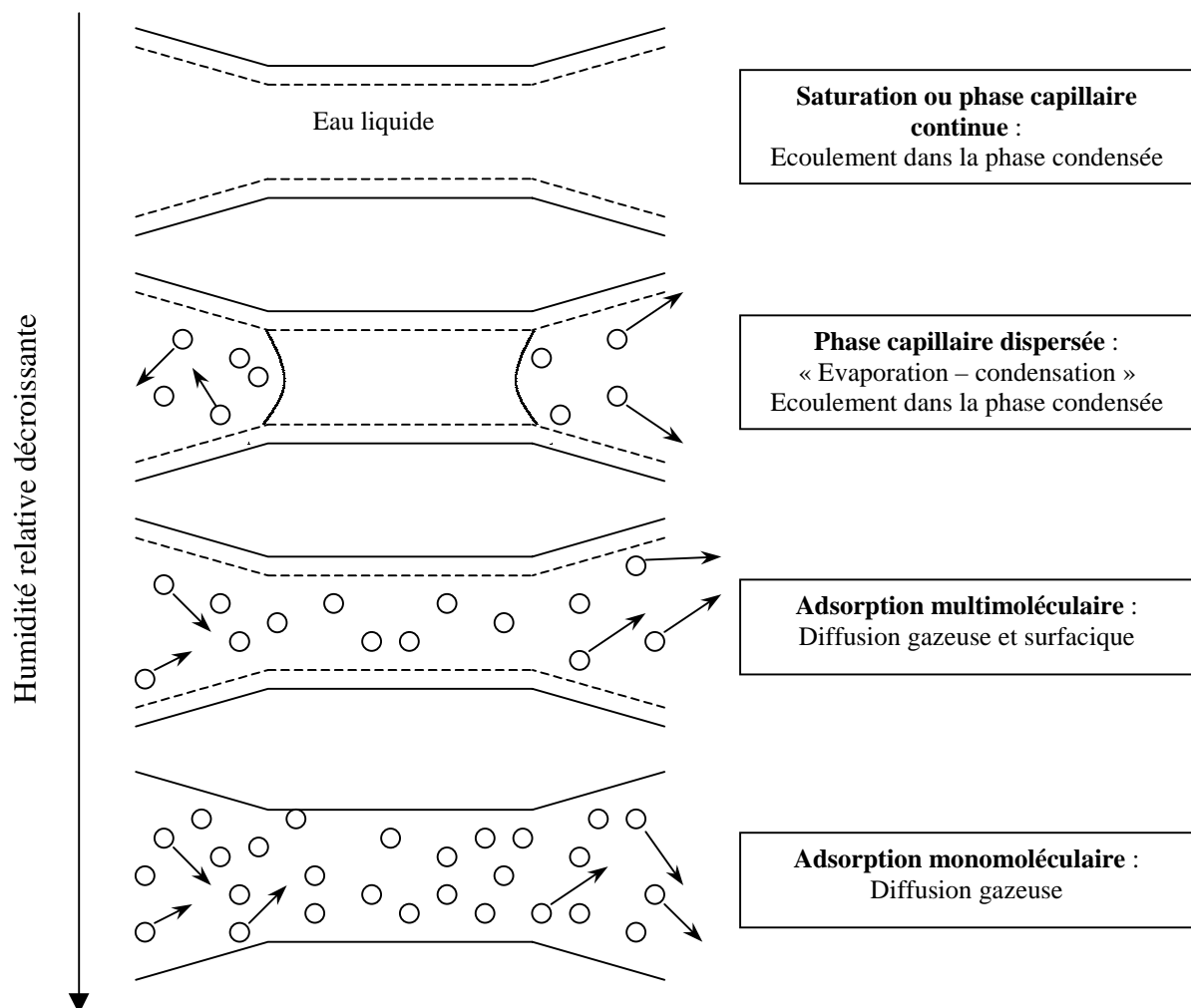


Figure 2.2 : Illustration des quatre types de transferts d'humidité possibles suivant l'humidité de l'air ambiant (d'après [BARO94])

1.2.3.2. Valeurs intermédiaires d'humidité relative

C'est le domaine où il y a coexistence de la phase gazeuse et la phase liquide. Au fur et à mesure que l'humidité relative décroît, les pores se vident et les filets d'eau liquide se rompent : on assiste alors à un phénomène d'évaporation donc à un transfert diffusionnel de l'humidité.

De l'eau capillaire est présente dans le réseau (elle remplit uniquement les pores les plus fins), mais ne forme pas une phase continue dans le milieu. En pareil cas, il ne peut y avoir mouvement d'eau dans ces îlots capillaires que par suite d'un échange par évaporation-condensation, avec la phase gazeuse, de part et d'autre des ménisques.

S'il n'existe pas de chemin continu d'eau, entre ces îlots, donnant lieu à un flux liquide, à l'échelle macroscopique, la totalité du flux de masse doit alors être affectée à la diffusion gazeuse.

1.2.3.3. Faibles valeurs d'humidité relative

Ici, le transfert en phase gazeuse est dominant. Un film liquide, de quelques molécules d'épaisseur, est adsorbé sur la surface solide. En plus de la diffusion gazeuse, on va donc avoir une migration des molécules d'eau du film (appelée diffusion surfacique).

Pour les valeurs d'humidité relative les plus basses, lorsque l'eau condensée n'est pratiquement plus présente, le seul transfert possible est une diffusion gazeuse.

1.3. Etude succincte des couplages mécanique-hydrique dans le béton

L'étude de l'influence des contraintes et de la fissuration sur les propriétés de transfert du béton est un problème délicat.

La littérature semble fournir des résultats contradictoires à ce sujet. En effet, L'HERMITE ET MAMILLAN [LHER68] ont conclu grâce à des essais de perte en masse sur éprouvettes chargées et non chargées que la vitesse de séchage ne dépendait pas de l'état de contrainte alors que TANABE et ISHIKAWA [TANA93] ont reporté une perte en masse 0,1 % à 0,3 % induit par compression sur éprouvettes chargées au jeune âge.

Une étude plus approfondie montre toutefois que le niveau de contraintes en compression est prépondérant. Les essais de KERMANI [KERM91] rapportés par GERARD [GERA96] ont mis en évidence pour trois bétons différents, un accroissement de facteur de perméation après que le niveau de contraintes ait dépassé 40 % de la charge ultime. GERARD a conclu que l'évolution de la perméabilité était directement corrélée à la création de fissures dans le cas d'un matériau chargé en compression.

Dans le cadre des chargements en compression avec lesquels nous travaillerons, nous supposons l'influence de l'état de contraintes sur les transferts d'humidité négligeable. Cependant, les fissures qui se développent dans les ouvrages en service sont généralement dues à des contraintes de traction. Plus particulièrement, le retrait de dessiccation, comme nous le montrerons ultérieurement, génère une fissuration de peau. Par la suite, certaines de

ces fissures se refermeront pour laisser place à des fissures plus larges et plus profondes [ACKE88] [GRAN96].

Malheureusement peu de données sont disponibles sur les bétons soumis à de telles sollicitations. Quelques expériences ont été rapportées par GERARD [GERA96] mais ne concernent malheureusement que les fissures largement ouvertes (supérieures à 0,1 mm). Nous retiendrons toutefois une étude expérimentale réalisée par BAZANT et al. [BAZA86] sur des portiques fissurés. Ils ont proposé empiriquement de décrire les transferts d'humidité pour des structures fissurées en multipliant le coefficient de diffusion hydrique équivalent par le facteur :

$$\lambda = 1 + \frac{\delta^3}{s}. \quad (2.1)$$

où δ est la largeur maximale des fissures et s leur espacement. Dans ce contexte, GRANGER [GRAN96] précise que pour une éprouvette 16 cm \times 32 cm où les fissures atteignent une largeur de 25 μ m et avec un espacement de l'ordre du millimètre, le coefficient λ est très proche de 1.

Compte tenu de ces éléments, la prise en compte de l'influence de la réponse mécanique sur les transferts d'humidité ne nous semble pas primordiale et nous n'en avons donc pas tenu compte.

2. Description mathématique des transferts d'humidité

Afin de prévoir la répartition et l'évolution des teneurs en eau à l'intérieur du milieu poreux que constitue le béton, de nombreux modèles de transferts d'humidité ont été développés. Parmi les différentes approches proposées, on peut distinguer trois axes de recherches principaux [BARO94] :

- la méthode d'homogénéisation qui consiste à considérer le milieu poreux comme un assemblage d'éléments microscopiques. Elle permet alors de trouver des lois macroscopiques à partir des lois microscopiques valables à l'échelle de l'élément.
- l'approche microscopique de type réseau, faisant appel à la notion de percolation qui se déroule en trois étapes :
 - schématisation de la microstructure du matériau par un réseau plus ou moins complexe à mailles régulières de sphères (sites) connectées par des tubes cylindriques (liens),
 - description du transport à travers un pore élémentaire cylindrique par une analyse microscopique,
 - couplage des deux analyses précédentes pour obtenir une estimation des coefficients effectifs de transfert dans le matériau modèle considéré.

Les caractéristiques du réseau modèle (diamètres des capillaires, connectivités,...) sont choisies à partir de l'image que l'on veut avoir de la microstructure réelle d'après les résultats obtenus par des méthodes d'investigation telles qu'injection par mercure, adsorption gazeuse, microscopie et analyse d'images. Cette approche de type réseau est assez récente [DAIA86], [QUEN89] et se développe actuellement dans le sens d'une modélisation du réseau poreux de plus en plus réaliste, grâce à des méthodes d'analyses et de résolution de plus en plus sophistiquées [BENT95].

- l'approche à l'échelle macroscopique où le milieu poreux est assimilé à un milieu continu fictif équivalent. Les différentes phases (solide, liquide, gaz), occupant tout l'espace géométrique, se superposent et sont caractérisées par des champs continus de variables qui représentent une valeur moyenne sur un volume élémentaire représentatif (V.E.R.). La méthode qui est généralement utilisée consiste, connaissant les coefficients de transfert, à résoudre le système d'équations couplées [GENT97] [LEPO99] [MAIN99].

C'est dans le cadre de cette dernière approche que nous décrirons les transferts d'humidité au sein du réseau poreux que constitue le béton.

2.1. Transfert d'humidité sous forme liquide

A l'échelle macroscopique, le flux massique de liquide est donnée par la loi de DARCY :

$$\vec{J}_l = -\rho_l k_l \vec{\text{grad}} h_l, \quad (2.2)$$

où k_l est le coefficient de perméabilité à l'eau liquide (m/s), h_l est la charge hydraulique de l'eau et ρ_l est la masse volumique de l'eau liquide. La charge hydraulique, quant à elle, est définie par :

$$h_l = \frac{P_l}{\rho_l g} + z, \quad (2.3)$$

avec P_l pour la pression d'eau liquide, z définissant la cote verticale positive vers le bas et g l'accélération de la pesanteur. Avec la relation (2.3) et en négligeant l'action de la gravité, nous pouvons réécrire la loi de DARCY sous une forme plus couramment utilisée dans la littérature :

$$\vec{J}_l = -\rho_l \frac{K_l}{\mu_e} \text{grad } P_l, \quad (2.4)$$

où μ_e est la viscosité dynamique de l'eau liquide et K_l est la perméabilité à l'eau liquide (exprimée en m^2) valant :

$$K_l = \frac{\mu_e k_l}{\rho_l g}. \quad (2.5)$$

De manière à exprimer le flux d'eau liquide sur toute la plage d'humidité (loi de DARCY généralisée), on écrit souvent la perméabilité à l'eau liquide K_l sous la forme :

$$K_l = K_l^{int} K_l^{rel}(S_l), \quad (2.6)$$

où K_l^{int} est la perméabilité intrinsèque du matériau (telle que la définit la loi de DARCY pour un milieu saturé) et K_l^{rel} est la perméabilité relative (comprise entre 0 et 1) qui est fonction du degré de saturation S_l .

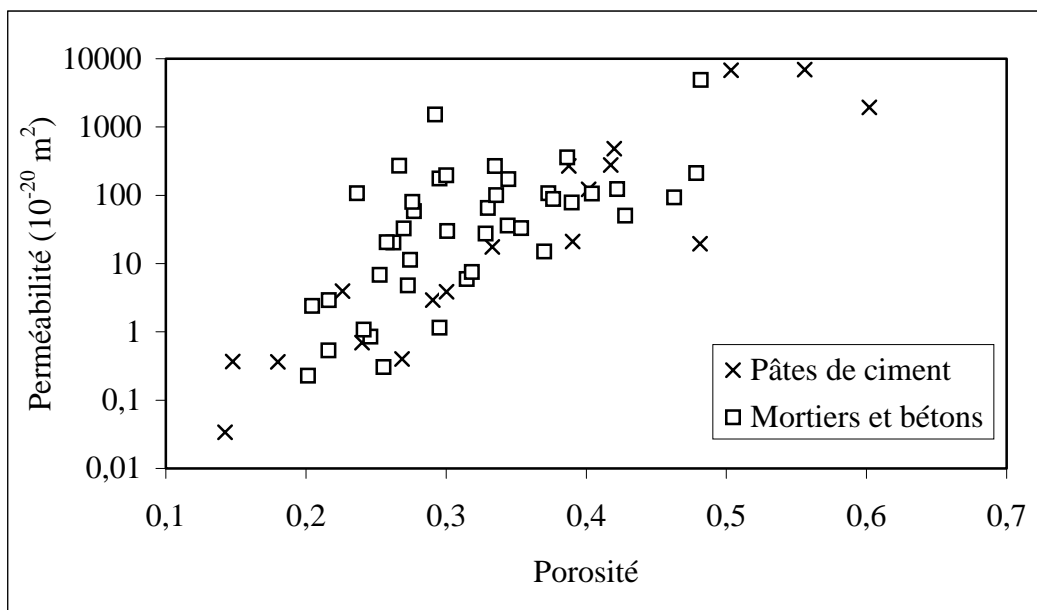


Figure 2.3 : Corrélation entre perméabilité à l'eau et porosité efficace [GERA96]

La prédiction des propriétés de perméation d'un matériau poreux n'est pas chose aisée. Une étude détaillée des approches utilisées a été proposée par MARCHAND et GERARD [MARC95]. Nous retiendrons de cette étude la dépendance de la perméabilité à l'eau vis à vis de la porosité efficace (définie par : porosité totale / (1 – fraction volumique d'ajouts solides)) illustrée sur la figure 2.3.

2.2. Transfert d'humidité sous forme gazeuse

Dans le cadre de la thermodynamique des milieux poreux, la positivité de la dissipation (conséquence du second principe [COUS91]) associée au transfert de la phase gazeuse permet de montrer que le transfert d'humidité est lié :

- à un phénomène de type perméation (loi de DARCY) sous gradient de pression totale (c'est à dire pression d'air + pression de vapeur d'eau),
- à un phénomène de type diffusion (loi de FICK) lié aux gradients de concentration.

Cependant, la littérature considère souvent que **la pression totale est constante** dans le matériau et néglige dès lors le transfert d'humidité associé aux gradients de pression totale [GRAN96] [BARO94]. Ainsi, les mouvements d'eau sous forme vapeur peuvent être correctement décrits par une loi de FICK exprimant le flux massique de vapeur d'eau par [LEPO99] :

$$\vec{J}_v = -\rho_g D \vec{\text{grad}} \frac{\rho_v}{\rho_g}, \quad (2.7)$$

où ρ_g est la masse volumique de la phase gazeuse, ρ_v est la masse volumique de la phase vapeur et D est le coefficient de diffusion libre de la vapeur dans le milieu poreux.

Dans un milieu poreux non saturé, la vitesse de déplacement de la vapeur d'eau est inférieure à celle obtenue dans le cas d'une diffusion dans l'air. On peut alors introduire un facteur de résistance f tel que [COUS00] :

$$D = f D_0, \quad (2.8)$$

où D_0 est le coefficient de diffusion libre de la vapeur d'eau dans l'air. Il vaut $2,47 \cdot 10^{-5} \text{ m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ pour $T = 20^\circ\text{C}$ et $P = P_{atm}$ [DAIA86].

La phase gazeuse n'est pas présente dans tout le volume poreux mais uniquement dans la zone non occupée par les phases capillaire ou adsorbée. Le facteur de résistance f doit donc tenir compte de la section réelle Σ_{eff} de passage du flux de vapeur définie par :

$$\Sigma_{eff} = \phi - \theta_l = \phi(1 - S_l), \quad (2.9)$$

où θ_l est teneur en eau volumique et ϕ la porosité du milieu.

D'autre part, à l'échelle macroscopique, le coefficient de diffusion de la vapeur dans le béton D est fonction des paramètres de la structure poreuse. Ainsi :

- La trajectoire des molécules n'est pas rectiligne ce qui conduit à introduire un facteur de « **tortuosité** ».
- Le réseau poreux est le siège d'interconnexions entre des pores de tailles très diverses. Une formulation du flux de vapeur doit donc également tenir compte d'un facteur de « **connectivité** ».
- Enfin, le transfert des molécules de vapeur d'eau a lieu dans des pores dont les dimensions sont très petites par rapport au libre parcours moyen des molécules dans l'air. Les parois des pores ont donc une influence sur les chocs mutuels entre les molécules et ralentissent la diffusion : c'est l'**effet KNUDSEN**.

Dans ce contexte, le coefficient de diffusion D peut finalement s'écrire :

$$D = \phi(1 - S_l)\beta D_0, \quad (2.10)$$

où β est un facteur de tortuosité et de connectivité du réseau poreux reflétant également une éventuelle interaction entre les molécules diffusées et la surface des pores [GAR90].

2.3. Modélisation des transferts hydriques dans le béton

2.3.1. Equation générale du transfert de masse en conditions isothermes

En ne tenant pas compte de la consommation d'eau par la réaction d'hydratation, l'équation de conservation de la masse d'eau s'écrit localement :

$$\frac{\partial w}{\partial t} = -\text{div}\left(\vec{J}_l + \vec{J}_v\right), \quad (2.11)$$

où w est la teneur massique en eau (exprimée en kg.m^{-3}). La résolution de l'équation (2.11) nécessite le choix d'un potentiel de résolution unique en fonction duquel les flux de vapeur d'eau et d'eau liquide doivent être exprimés. Nous avons choisi l'humidité relative définie par :

$$h = \frac{P_v}{P_v^{\text{sat}}}, \quad (2.12)$$

où P_v^{sat} est la pression de vapeur saturante. L'équation de KELVIN permet de décrire l'équilibre thermodynamique entre la phase gazeuse et la phase liquide, soit :

$$P_c = P_g - P_l = -\frac{\rho_l RT}{M_e} \ln h. \quad (2.13)$$

où P_c est la pression capillaire, P_g est la pression de la phase gazeuse supposée constante et égale à la pression atmosphérique, R est la constante des gaz parfaits, M_e est la masse molaire de l'eau et T est la température absolue. Nous pouvons alors écrire le transfert d'eau liquide en utilisant les équations (2.4), (2.6) et (2.13), soit :

$$\vec{J}_l = - \frac{\rho_l^2 K_l^{int} K_l^{rel} RT}{\mu_e M_e h} \vec{\text{grad}} h. \quad (2.14)$$

Le flux massique de vapeur d'eau doit également être exprimé en fonction du « potentiel humidité relative ». Il faut cependant faire attention lorsque nous manipulons la loi de FICK (équation (2.7)) car l'hypothèse d'une pression totale de gaz P_g constante n'implique pas une masse volumique de la phase gazeuse ρ_g constante. En effet, en utilisant la loi de DALTON et en considérant les gaz parfaits, nous avons :

$$\rho_g = \rho_a + \rho_v = \frac{1}{RT} (M_a P_a + M_e P_v) = \frac{1}{RT} [M_a P_g + (M_e - M_a) P_v], \quad (2.15)$$

où P_a est la pression d'air sec, ρ_a est la masse volumique de l'air sec et M_a est la masse molaire de l'air sec. La masse volumique du mélange air-vapeur est donc fonction de la pression de vapeur d'eau. Ainsi, en utilisant les relations (2.7), (2.8) et (2.15), le flux massique de vapeur d'eau peut être formulé sous la forme :

$$\vec{J}_v = -\rho_g fD_0 \vec{\text{grad}} \frac{\rho_v}{\rho_g} = -\rho_g fD_0 \vec{\text{grad}} \frac{M_e P_v}{M_a P_g + (M_e - M_a) P_v}. \quad (2.16)$$

En développant (2.16), nous obtenons :

$$\vec{J}_v = -\rho_g fD_0 \frac{M_e [M_a P_g + (M_e - M_a) P_v] \vec{\text{grad}} P_v + M_e P_v (M_a - M_e) \vec{\text{grad}} P_v}{[M_a P_g + (M_e - M_a) P_v]^2}, \quad (2.17)$$

expression qui, après simplifications, donne :

$$\vec{J}_v = - \frac{\rho_g fD_0 M_e M_a P_g}{[M_a P_g + (M_e - M_a) P_v]^2} \vec{\text{grad}} P_v. \quad (2.18)$$

Comme pour l'expression du flux d'eau liquide, il est intéressant d'exprimer la relation (2.18) en fonction de l'humidité relative et nous pouvons écrire finalement :

$$\vec{J}_v = - \frac{fD_0 M_e M_a P_{atm} P_v^{sat}}{RT [M_a P_{atm} + (M_e - M_a) P_v^{sat} h]} \vec{\text{grad}} h. \quad (2.19)$$

En utilisant les expressions (2.14) et (2.19), l'équation (2.11), traduisant la conservation de la masse d'eau, peut finalement s'écrire sous la forme :

$$\frac{\partial w}{\partial h} \frac{\partial h}{\partial t} = \text{div} \left\{ \left[\frac{\rho_l^2 K_l^{int} K_l^{rel} RT}{\mu_e M_e h} + \frac{fD_0 M_e M_a P_{atm} P_v^{sat}}{RT [M_a P_{atm} + (M_e - M_a) P_v^{sat} h]} \right] \vec{\text{grad}} h \right\}, \quad (2.20)$$

expression qui plus symboliquement s'écrit :

$$\frac{\partial w}{\partial h} \frac{\partial h}{\partial t} = \text{div} \left[D_h^{eq} \vec{\text{grad}} h \right], \quad (2.21)$$

dans laquelle D_h^{eq} fait figure de **coefficient de diffusion hydrique équivalent**.

2.3.2. Conditions aux limites

Pour notre étude, nous avons uniquement supposé des conditions aux limites de type « convectif » au niveau des surfaces d'échanges entre le matériau et l'air ambiant. Elles peuvent s'écrire, dans ce cas, de la façon suivante :

$$\mathbf{q} \cdot \mathbf{n} = \beta(h - h_a), \quad (2.22)$$

où \mathbf{q} est le flux d'humidité, \mathbf{n} est un vecteur unitaire normal à la surface d'échange, β est le coefficient d'échange, h est la valeur de l'humidité relative pour le béton au droit de la surface d'échange et h_a est l'humidité relative de l'air ambiant. Tous nos calculs sont effectués avec la valeur classique $\beta = 5$ mm/jour [ALVA94].

2.3.3. Formulation variationnelle et résolution numérique

Pour résoudre l'équation de diffusion non linéaire formulée précédemment, nous réécrivons l'équation (2.21) sous sa formulation faible :

$$\int_V \delta h \left[\frac{\partial w}{\partial h} \frac{\partial h}{\partial t} - \frac{\partial}{\partial \mathbf{x}} \left(D_h^{eq} \frac{\partial h}{\partial \mathbf{x}} \right) \right] dV = 0, \quad (2.23)$$

équation devant être vérifiée quel que soit δh . Après intégration par parties, nous obtenons :

$$\int_V \delta h \frac{\partial w}{\partial h} \frac{\partial h}{\partial t} dV + \int_V \delta \left(\frac{\partial h}{\partial \mathbf{x}} \right) \left(D_h^{eq} \frac{\partial h}{\partial \mathbf{x}} \right) dV + \int_S \delta h [\beta(h - h_a)] dS = 0. \quad (2.24)$$

L'approximation par éléments finis sur un élément à n nœuds consiste à dire que le champ d'humidité relative h_{el} peut s'écrire de la façon suivante :

$$h^{el}(\mathbf{x}, t) = \sum_{i=1}^n N_i(\mathbf{x}) h_i(t), \quad (2.25)$$

où N_i sont les fonctions d'interpolation sur l'élément considéré et h_i sont les valeurs de l'humidité relative aux nœuds de l'élément. En introduisant l'équation (2.25) dans (2.24), nous obtenons :

$$\mathbf{C} \{ \dot{\mathbf{h}} \} + \mathbf{K} \{ \mathbf{h} \} = \{ \mathbf{F} \}, \quad (2.26)$$

où $\{ \mathbf{h} \}$ est le vecteur des valeurs aux nœuds de la grandeur h recherchée sur toute la structure. Les composantes du vecteur force $\{ \mathbf{F} \}$ et des matrices de capacité \mathbf{C} et de conductivité \mathbf{K} sont données pour un élément par :

$$\mathbf{C}^{el} = \int_{V^{el}} \frac{\partial w}{\partial h} \{ \mathbf{N}^T \} \{ \mathbf{N} \} dV, \quad (2.27)$$

$$\{ \mathbf{F}^{el} \} = \int_{S^{el}} \beta h_a \{ \mathbf{N}^T \} dS, \quad (2.28)$$

$$\mathbf{K}^{el} = \int_{V^{el}} D_h^{eq} \left\{ \left(\frac{\partial \mathbf{N}}{\partial \mathbf{x}} \right)^T \right\} \left\{ \frac{\partial \mathbf{N}}{\partial \mathbf{x}} \right\} dV + \int_{S^{el}} \beta \{ \mathbf{N}^T \} \{ \mathbf{N} \} dS. \quad (2.29)$$

L'équation différentielle matricielle (2.26) est résolue pas à pas [GIAN98]. La méthode de résolution consiste, pour chaque pas de temps $\Delta t = t_{n+1} - t_n$, à remplacer la valeur d'humidité relative par l'expression suivante :

$$\{ \mathbf{h} \}_{n+\theta} = (1-\theta) \{ \mathbf{h} \}_n + \theta \{ \mathbf{h} \}_{n+1}, \quad (2.30)$$

où θ est un paramètre compris entre 0 et 1. En écrivant la dérivée par rapport au temps de la manière suivante :

$$\frac{\partial h}{\partial t} = \frac{h_{n+1} - h_n}{\Delta t} \quad (2.31)$$

et en introduisant cette relation dans l'équation (2.26), nous aboutissons à la résolution de l'équation algébrique non linéaire suivante :

$$[\mathbf{C} + \mathbf{K}\theta\Delta t] \{ \mathbf{h} \}_{n+1} = [\mathbf{C} - \mathbf{K}(1-\theta)\Delta t] \{ \mathbf{h} \}_n + \Delta t \{ \mathbf{F} \}_{n+1}. \quad (2.32)$$

En fait, la non-linéarité est masquée dans la présente formulation et provient du fait que les matrices \mathbf{C} et \mathbf{K} sont fonctions de $\{ \mathbf{h} \}_{n+1}$. Ainsi, tous les coefficients de l'équation (2.32) doivent être évalués pour $\{ \mathbf{h} \}_{n+\theta}$ et des itérations de convergence pour chaque pas de temps sont nécessaires.

2.3.4. Analyse critique de la formulation proposée

Dans le cadre d'hypothèses simplificatrices (pression totale constante pour la phase gazeuse, conditions isothermes), le transport d'humidité au sein du béton peut être décrit à l'aide de l'équation de diffusion (2.20).

De nombreuses études ont été réalisées dans le but de prédire les propriétés de perméation à l'eau liquide et de diffusion de la vapeur d'eau des matériaux cimentaires et plus largement des matériaux poreux. Il s'est avéré qu'elles dépendaient de nombreux paramètres (type de ciment, formulation, mode de fabrication, conditions de cure, ...) rendant très difficile la prédiction des transferts hydriques sans l'acquisition de données expérimentales propres au matériau utilisé [GERA96] [GRAN96]. Le calcul des profils d'humidité au sein du matériau n'en reste pas moins un problème essentiel pour l'étude du comportement mécanique des structures en béton armé soumises à des sollicitations hydriques. Il devient donc nécessaire de quantifier le coefficient de diffusion équivalent et de justifier les modifications que nous apporterons à l'expression de celui-ci.

Grâce à la détermination d'une isotherme de sorption, BAROGHEL-BOUNY et al [BARO99] ont formulé une expression de la pression capillaire en fonction du degré de saturation du type :

$$P_c = a \left(S_l^{\frac{1}{m}} - 1 \right)^{1-m}, \quad (2.33)$$

avec $a = 18,6$ MPa et $m = 0,44$. Grâce à la relation de KELVIN (2.13), nous obtenons l'isotherme de sorption représentée sur la figure 2.4.

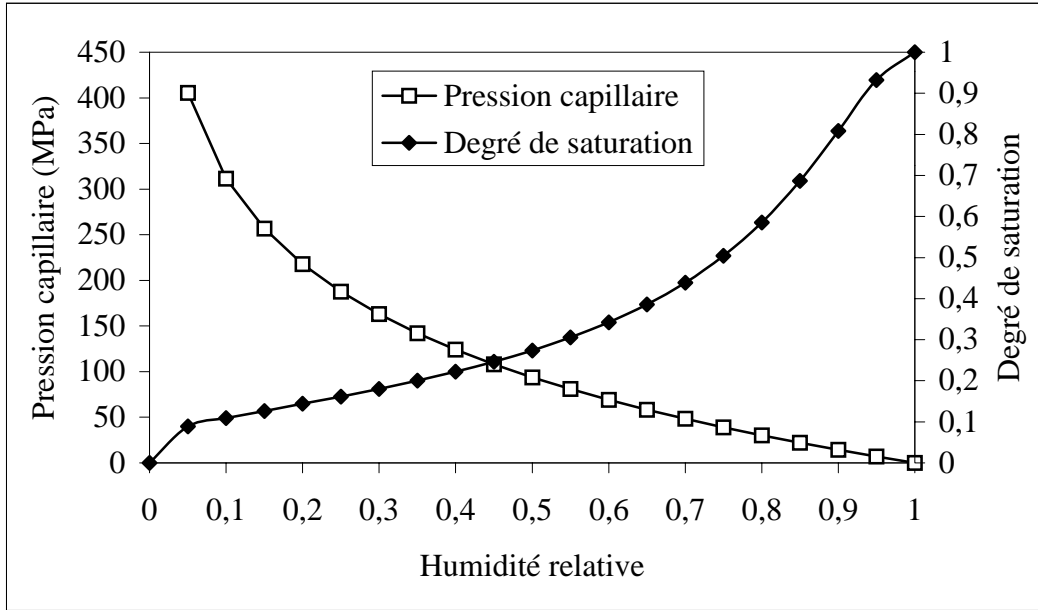


Figure 2.4 : Courbe de pression capillaire et isotherme de sorption [BARO94] [BARO99].

Toujours dans le cadre de leur étude sur la caractérisation et l'identification des paramètres de transfert hydrique des bétons, une expression de la perméabilité relative a été proposée par BAROGHEL-BOUNY et al [BARO99] :

$$K_l^{rel} = S_l^{\frac{1}{2}} \left[1 - \left(1 - S_l^{\frac{1}{m}} \right)^m \right]^2. \quad (2.34)$$

La détermination du coefficient β , pour la prise en compte de l'effet KNUDSEN et des phénomènes de tortuosité et de connectivité, s'avère par contre plus délicate. La seule indication que nous ayons trouvée est une relation proposée par MILLINGTON [MILL59] pour le facteur de résistance f et citée par BAROGHEL BOUNY et al [BARO99] sous la forme :

$$f = \phi^{\frac{4}{3}} (1 - S_l)^{\frac{10}{3}}. \quad (2.35)$$

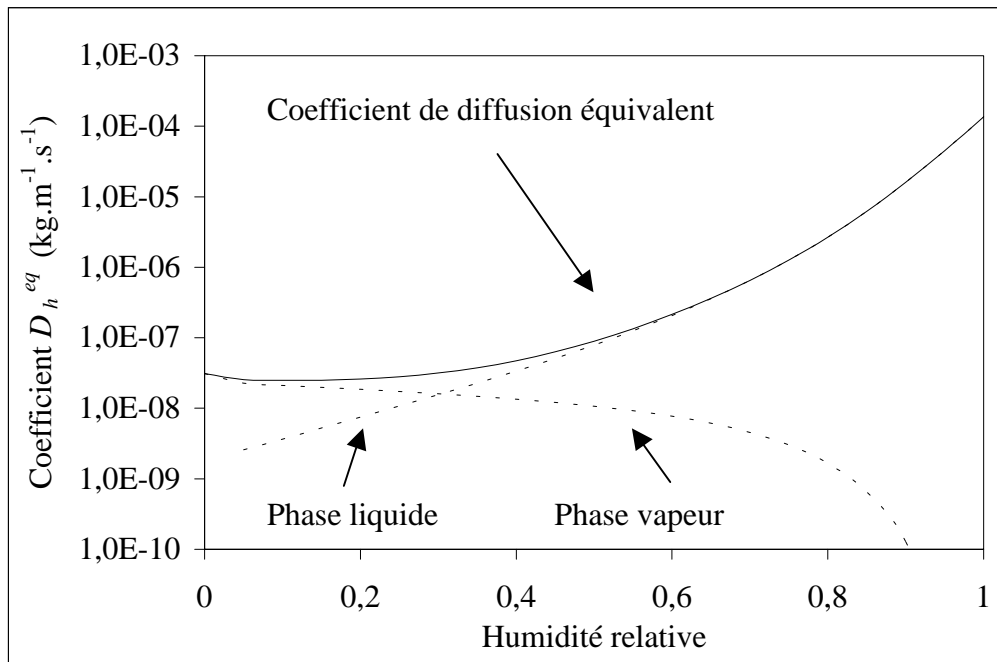
Enfin, nous avons choisi une perméabilité intrinsèque à l'eau liquide de 10^{-18} m^2 qui semble être une valeur tout à fait courante pour un béton comme le montre la figure 2.3.

Tableau 2.1 : Valeurs utilisées pour le tracé du coefficient de diffusion hydrique équivalent

| T | R | M_e | M_a | μ_e | ρ_l |
|-------|---|-------------------------|-------------------------|---|--------------------------|
| 293 K | $8,31 \text{ J.mol}^{-1}.\text{K}^{-1}$ | 18 g.mol^{-1} | 29 g.mol^{-1} | $10^{-3} \text{ kg.m}^{-1}.\text{s}^{-1}$ | 1000 kg.m^{-3} |

| ϕ | P_{atm} | P_v^{sat} | D_0 | K_l^{int} |
|--------|-----------|-------------|---|------------------------|
| 0,15 | 101300 Pa | 2340 Pa | $2,5.10^{-5} \text{ m}^2.\text{s}^{-1}$ | 10^{-18} m^2 |

A partir des données du tableau 2.1, nous avons tracé sur la figure 2.5, le coefficient de diffusivité équivalent introduit dans l'équation (2.20) en fonction de l'humidité relative.

**Figure 2.5** : Coefficient de diffusion hydrique équivalent en fonction de l'humidité relative.

Le résultat obtenu met en évidence la non linéarité du processus de diffusion d'humidité au sein du matériau béton. Toutefois, les valeurs obtenues nous apparaissent anormalement élevées puisque notre modèle permet de reproduire les courbes expérimentales de perte en masse pour des valeurs du coefficient D_h^{eq} comprises entre $10^{-7} \text{ kg.m}^{-1}.\text{s}^{-1}$ et $10^{-11} \text{ kg.m}^{-1}.\text{s}^{-1}$. Il s'agit d'un résultat qui nous semble intéressant de commenter.

Quelques éléments de réponse nous ont fort heureusement été apportés par COUSSY et al. [COUSS00]. Les calculs qu'ils ont effectués avec l'introduction d'un coefficient de diffusion équivalent (dans ce sens où il est écrit comme la somme de deux termes associant les deux modes de transport comme nous venons de le présenter) ne leur ont, non plus, jamais permis de retrouver les cinétiques de perte en masse expérimentales. Les simulations numériques entreprises ont toujours rendu compte d'un séchage trop rapide vis à vis des résultats expérimentaux même avec une perméabilité intrinsèque pour l'eau liquide de 10^{-25} m^2 !

L'utilisation d'un modèle de comportement hydrique plus riche avec prise en compte d'une pression de gaz non constante (avec résolution couplée des équations de conservation de la

masse d'eau et de la masse d'air permettant l'introduction du « potentiel pression de gaz » a révélé une surpression du mélange gazeux qui aurait pour conséquence de stopper la diffusion de l'humidité sous forme vapeur du fait d'une uniformisation de la concentration en vapeur d'eau au bout d'une dizaine de jours [COUS00]. Ainsi, les transferts d'humidité ont essentiellement lieu sous forme liquide sous gradient de pression liquide (tout du moins pour des valeurs d'humidité relative courante, c'est à dire supérieure à 50%) mais leurs cinétiques sont pilotées par la phase gazeuse. L'expression du coefficient de diffusion hydrique équivalent (équation (2.20)) n'est physiquement pas valable puisqu'elle suppose une pression de gaz constante.

Toutefois, bien que la mise au point d'un modèle de comportement hydrique biphasique (liquide, vapeur) à deux constituants (air sec et eau) offrirait une meilleure description des transferts d'humidité au sein d'un milieu poreux et une meilleure compréhension des mécanismes mis en jeu, nous avons préféré orienter notre travail plus sur les conséquences mécaniques des gradients hydriques apparaissant au cours du séchage que sur l'établissement et l'évolution de ceux-ci. Le développement d'un tel modèle n'en reste pas moins une perspective intéressante à plus long terme.

Ainsi, dans la littérature, des expressions du coefficient de diffusion sont proposées [BAZA72] [MENS88] [ALVA93] [GRAN96] pour l'étude du séchage du béton. MENS1 et al [MENS88] proposent, dans le cadre d'une résolution de l'équation non linéaire de diffusion avec le potentiel w , une expression de la forme :

$$D(w) = A \exp(Bw), \quad (2.36)$$

pour laquelle les paramètres $A = 1,8 \cdot 10^{-13} \text{ m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ et $B = 0,05$ permettent une bonne description des cinétiques de perte en masse d'un béton ordinaire. Nous avons tracé l'évolution de D en fonction de l'humidité relative telle que la décrit la relation (2.36) et l'avons comparée à celles initialement obtenues pour différentes valeurs de la perméabilité à l'eau liquide.

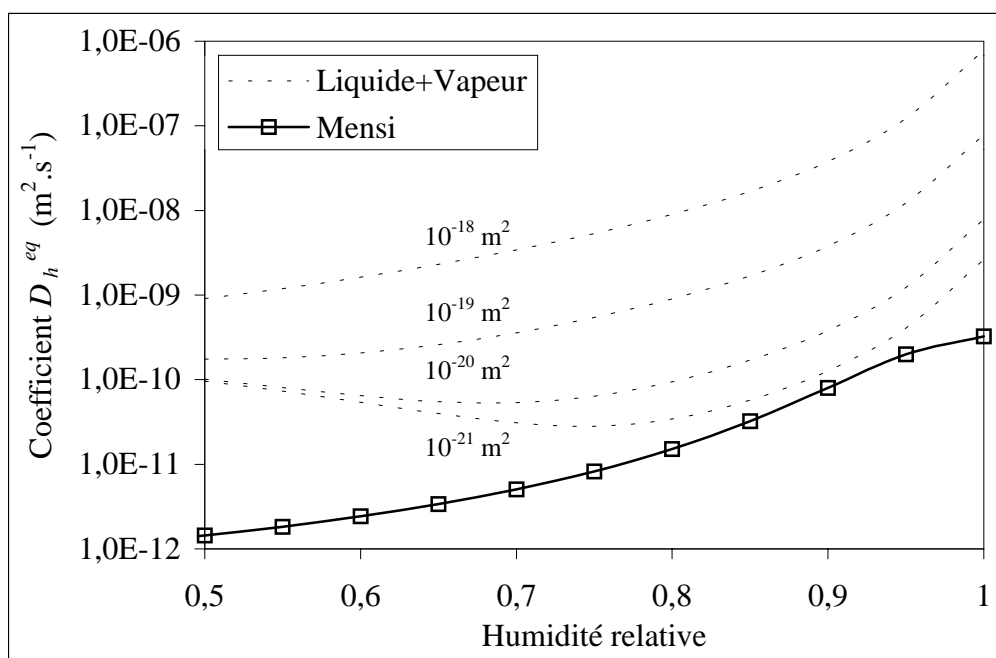


Figure 2.6 : Comparaison des coefficients de diffusion

La figure 2.6 illustre clairement nos précédents propos et met de nouveau en défaut l'hypothèse d'une pression de gaz constante comme en témoigne les valeurs élevées du coefficient de diffusion équivalent pour un matériau proche de la saturation. Nous remarquons également, pour de plus faibles valeurs d'humidité relative où les transferts sous forme vapeur sont prépondérants, que l'expression du flux de vapeur donnée par la relation (2.19) rendrait compte d'un séchage trop rapide si l'on compare à $h = 0,5$, les valeurs de D_h^{eq} à celle obtenue à partir de l'expression proposée par MENSİ et al [MENS88]. Ce résultat, qui nous semble pouvoir être attribué à des valeurs du facteur de résistance f trop élevées, témoigne de la difficulté d'évaluer à l'échelle macroscopique, les phénomènes d'interaction entre les différentes phases à l'échelle microscopique (tortuosité, connectivité et effet KNUDSEN).

Nous retenons donc finalement que les transferts d'humidité au sein du béton mettent en jeu des phénomènes fortement non linéaires et nous choisirons des expressions du coefficient de diffusion équivalent simples telles qu'elles sont proposées dans la littérature. Ces expressions correspondent en fait à des coefficients de transport global de l'eau sous toutes ses formes et revêtent donc un caractère quelque peu empirique. Elles offrent l'avantage de présenter un nombre restreint de paramètres facilement identifiables expérimentalement.

L'utilisation du « potentiel humidité relative » pour la résolution de l'équation (2.21) nous a incité à utiliser l'expression proposée par BAZANT et al. en fonction de l'humidité relative [BAZA72] :

$$D_h^{eq} = D_1^{eq} \left(\alpha + \frac{1-\alpha}{1 + \left(\frac{1-h}{1-h_c} \right)^4} \right). \quad (2.37)$$

dont l'évolution sur toute la plage d'humidité relative est représentée sur la figure 2.7 avec les paramètres proposés par défaut à savoir $\alpha = 0,04$ et $h_c = 0,75$.

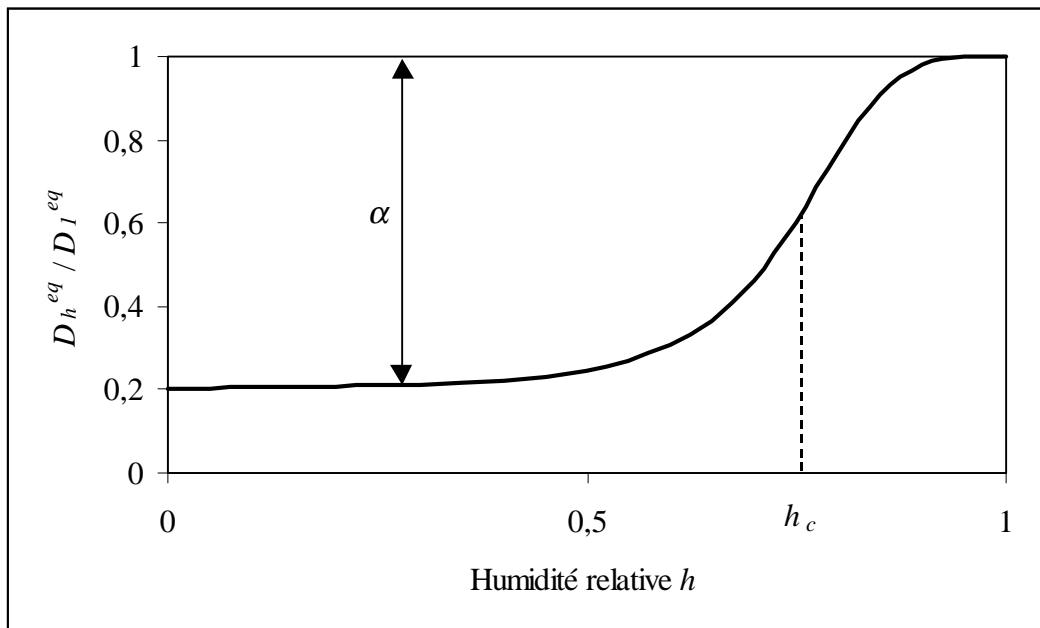


Figure 2.7 : Evolution du coefficient de diffusion hydrique équivalent proposé par BAZANT

3. Validation du modèle : séchage des structures en béton

Dans son ouvrage intitulé « Caractérisation des pâtes de ciment et des bétons », BAROGHEL-BOUNY [BARO94] a constitué une véritable base de données en matière de caractéristiques microstructurales et propriétés hydriques des matériaux à base cimentaire. Plus particulièrement, bon nombre de données expérimentales concernant des bétons traditionnels y sont présentées. Les travaux expérimentaux effectués dans ce contexte, offrent un ensemble de résultats complet et pertinent pour la détermination des paramètres et la validation de notre modèle à l'échelle macroscopique.

3.1. Présentation des essais

Tous les essais que nous allons présenter ont été effectués sur le même matériau qualifié de béton « ordinaire » par BAROGHEL-BOUNY. Il s'agit d'un béton dosé à $E/C = 0,49$, de masse volumique $\rho = 2461 \text{ kg.m}^{-3}$ et dont la composition est donnée par le tableau 2.2.

Tableau 2.2 : Formulation du béton étudié

| Gravier 4/20 | Sable 0/5 | Ciment CPA 55 | Eau |
|-------------------------|------------------------|------------------------|------------------------|
| 1192 kg.m^{-3} | 744 kg.m^{-3} | 353 kg.m^{-3} | 172 kg.m^{-3} |

3.1.1. Les expériences de sorption de vapeur d'eau

Les isothermes d'adsorption et de désorption de vapeur ainsi que les cinétiques de transfert à savoir les pertes et les gains d'eau en fonction du temps pour les différents paliers d'humidité relative considérés, ont été obtenues sur des disques de béton durci de masse initiale 35 g, d'épaisseur environ 3 mm et de diamètre 80 mm obtenus par sciage à partir de cylindres.

De manière à travailler sur des matériaux les plus stabilisés possible (chimiquement et hydriquement), les échantillons ont été conservés pendant plus d'un an dans une ambiance à $H.R. = 100 \%$. Le protocole expérimental consiste ensuite à disposer les échantillons dans des dessiccateurs, au dessus d'une solution saline saturée qui impose une humidité relative h dans la phase gazeuse de cette enceinte.

Pour notre étude, nous nous sommes plus particulièrement intéressés aux cinétiques de désorption de vapeur d'eau dans une enceinte où régnait successivement une humidité relative de 80 %, 71 %, 54 % et 33 %. Les déterminations des pertes relatives de masse ont été effectuées en prenant comme référence la masse des échantillons à $H.R. = 90 \%$ (humidité relative initiale).

Cette première série d'essais va nous permettre de déterminer non seulement les paramètres de notre modèle, comme nous le montrerons dans la partie suivante, mais aussi d'étudier la capacité du modèle à reproduire les cinétiques de perte en masse dans diverses ambiances hygrométriques.

3.1.2. Les expériences de gammadensimétrie

La répartition de la teneur en eau à l'intérieur d'éprouvettes en béton durci, et son évolution dans le temps, peuvent être mesurées de manière non destructive, par gammadensimétrie (absorption des rayons γ) [BARO94]. C'est sur ce principe que BAROGHEL-BOUNY a mesuré les variations de masse (et donc de teneur en eau) au cours du temps, lors du séchage isotherme ($T = 20\text{ }^{\circ}\text{C}$) et monodimensionnel à $H.R. = 50\%$, d'éprouvettes cylindriques au pourtour protégé et aux deux faces sciées séchantes (cf. figure 2.8).

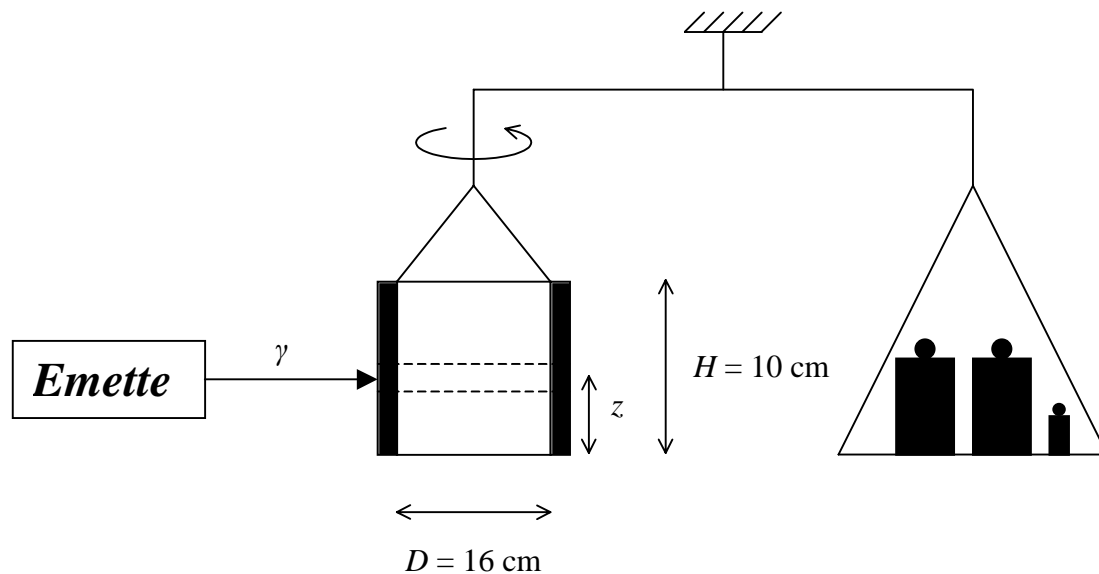


Figure 2.8 : Description de l'expérience de gammadensimétrie [BARO94].

Ces éprouvettes de diamètre 16 cm et de hauteur 10 cm sont issues de cylindres 16 cm \times 32 cm, initialement protégés de la dessiccation par aluminium adhésif et âgés de deux ans.

Grâce à cette méthode, le séchage est suivi de façon locale en fonction de la hauteur z mesurée par les courbes de gammadensimétrie et de façon globale en mesurant la masse de l'éprouvette par pesée préalable à chacun des essais.

3.2. Détermination des paramètres du modèle

La résolution de l'équation de diffusion non linéaire (équation (2.20)) pour l'étude du séchage des structures en béton nécessite la détermination d'une isotherme de désorption et d'un coefficient de diffusion équivalent.

Les expériences de désorption de vapeur d'eau ont fourni pour la formulation de béton étudiée, l'isotherme représentée sur la figure 2.9. La détermination du coefficient de diffusion équivalent à saturation D_1^{eq} de l'équation (2.37) s'obtient en modélisant par éléments finis l'essai de perte en masse obtenu au cours de l'expérience de gammadensimétrie. Sur la figure 2.10 sont représentés les résultats expérimentaux et numériques ayant permis de trouver la valeur $D_1^{eq} = 1,7 \cdot 10^{-8} \text{ kg.m}^{-1}.\text{s}^{-1}$.

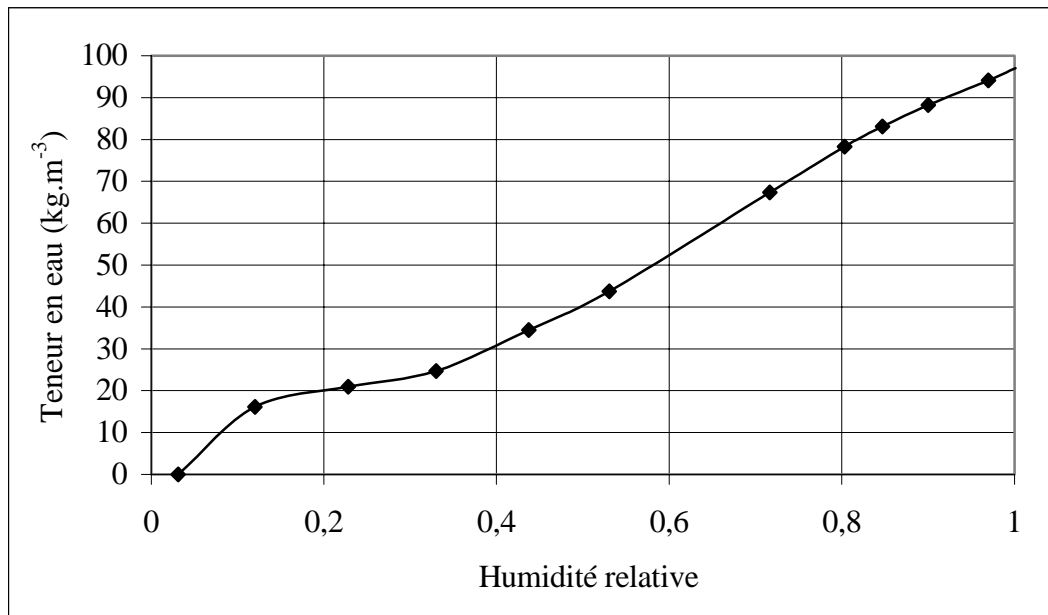


Figure 2.9 : Isotherme de désorption [BARO94].

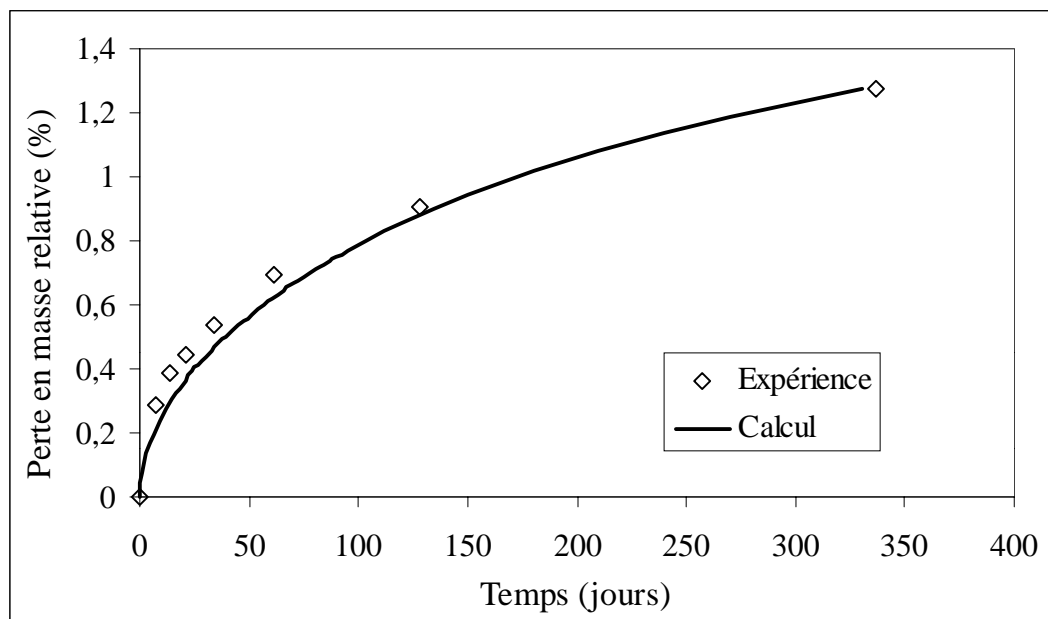


Figure 2.10 : Perte en masse relative en fonction du temps : obtention de D_I^{eq}

3.3. Validation du modèle et analyse des résultats

Grâce aux paramètres précédemment trouvés, l'expérience de gammadensimétrie a pu être reproduite. Compte tenu des symétries (géométrie de révolution et conditions aux limites) que présente l'éprouvette, nous avons effectué un calcul axisymétrique. Le maillage, représenté sur la figure 2.11, est composé d'éléments QUA8 (quadrilatère à huit nœuds). Initialement, l'humidité relative de l'éprouvette vaut 90 %. La résolution de l'équation de diffusion non linéaire est effectuée dans un schéma classique d'intégration à un pas de temps présenté au paragraphe 2.3.3. de ce chapitre (équation (2.32)) avec un coefficient $\theta = 0,5$ (schéma de résolution dit de CRANCK-NICHOLSON).

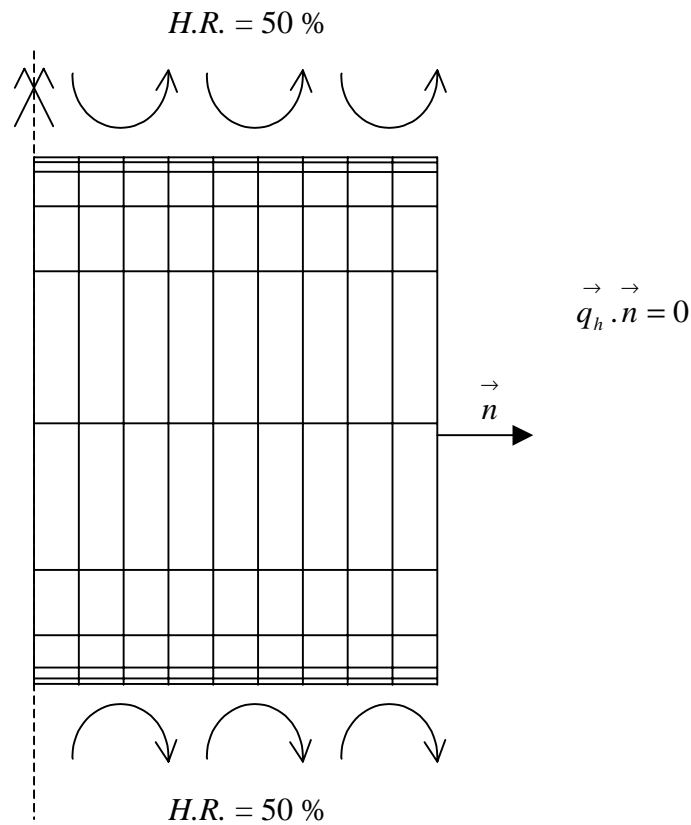


Figure 2.11 : Maillage et conditions aux limites pour le calcul hydrique de l'éprouvette

Les résultats obtenus dans ce contexte ont été reportés sur la figure 2.12. Nous constatons que l'évolution des gradients est globalement bien reproduite et les pertes en eau obtenues par le calcul au niveau du cœur et des surfaces d'échange de l'éprouvette sont en accord avec les résultats expérimentaux.

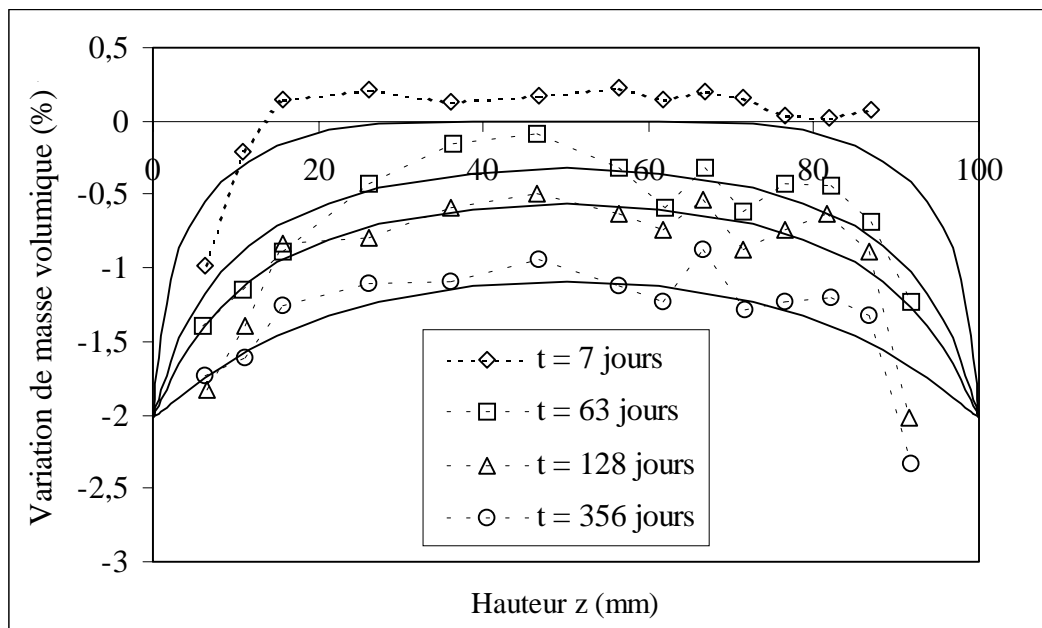


Figure 2.12 : Comparaison des résultats numériques (trait plein) et expérimentaux (trait en pointillé) sur l'essai de gammadensimétrie

De manière à estimer la capacité du modèle à reproduire les cinétiques de perte en masse dans diverses ambiances hygrométriques, nous avons simulé les expériences de désorption de vapeur d'eau sur les disques en béton avec les paramètres utilisés pour l'essai de gammadensimétrie (cf. figure 2.13).

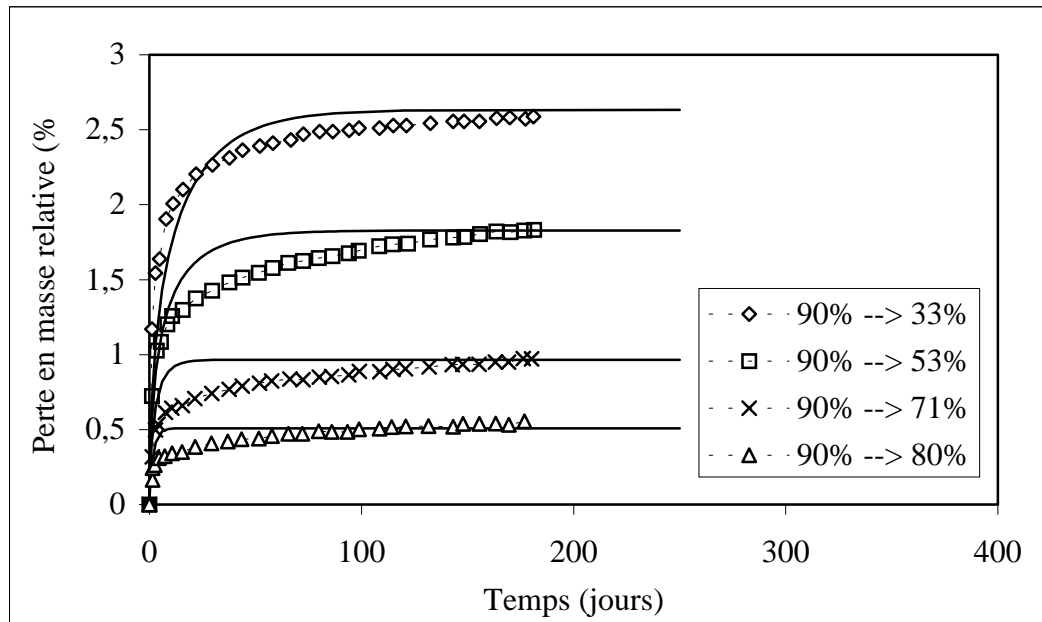


Figure 2.13 : Simulation des essais de désorption de vapeur d'eau

Si les pertes en masse finales sont correctement reproduites (résultat logique puisque ce sont ces valeurs qui ont permis de déterminer expérimentalement l'isotherme de désorption), nos simulations rendent compte en revanche d'un séchage trop rapide pour les plus faibles variations d'humidité.

Il faut cependant souligner que l'équation de transfert d'humidité résolue est relativement simple. L'expression du coefficient de diffusion revêt plus un caractère phénoménologique que physico-chimique qui rend essentiellement compte d'un séchage d'autant plus lent que le matériau est sec (cf. figure 2.7). L'avantage d'une telle formulation est de faciliter la phase d'identification des paramètres.

Ainsi, dans le cadre des hypothèses introduites, nous estimons l'ensemble des résultats numériques obtenus satisfaisants pour l'étude du séchage des structures en béton.

Conclusion

Le séchage du béton est un phénomène extrêmement lent qui peut être correctement décrit par une équation de diffusion non linéaire. Cette équation met en jeu deux paramètres qui sont :

- le coefficient de diffusion de l'humidité obtenu par modélisation de l'essai de perte en masse en cherchant à approcher au mieux la courbe obtenue expérimentalement,
- l'isotherme de désorption qui constitue véritablement un « paramètre-clé » en ce sens où elle seule permet la détermination des teneurs en eau à une humidité relative donnée.

Toutefois, compte tenu du facteur dissuasif que constitue la longueur des essais de sorption de vapeur d'eau, même sur des échantillons de faibles dimensions, peu de résultats relatifs à ce type d'expérience sont présents dans la littérature pour les matériaux tels que les pâtes de ciment et les bétons. La détermination de ce paramètre n'en reste pas moins un passage obligé pour la validation d'un modèle de transfert d'humidité à l'échelle macroscopique.

En l'absence de cette donnée expérimentale, nous supposons que $S_l = H.R.$ (approximation linéaire de l'isotherme de désorption proposée par BAROGHEL-BOUNY). Dans ce contexte, une étude de sensibilité à la fonction $S_l = f(H.R.)$ a été effectuée sur l'essai de gammadensimétrie précédemment modélisé. La comparaison des résultats numériques représentés sur la figure 2.14 montre que cette hypothèse est tout à fait acceptable.

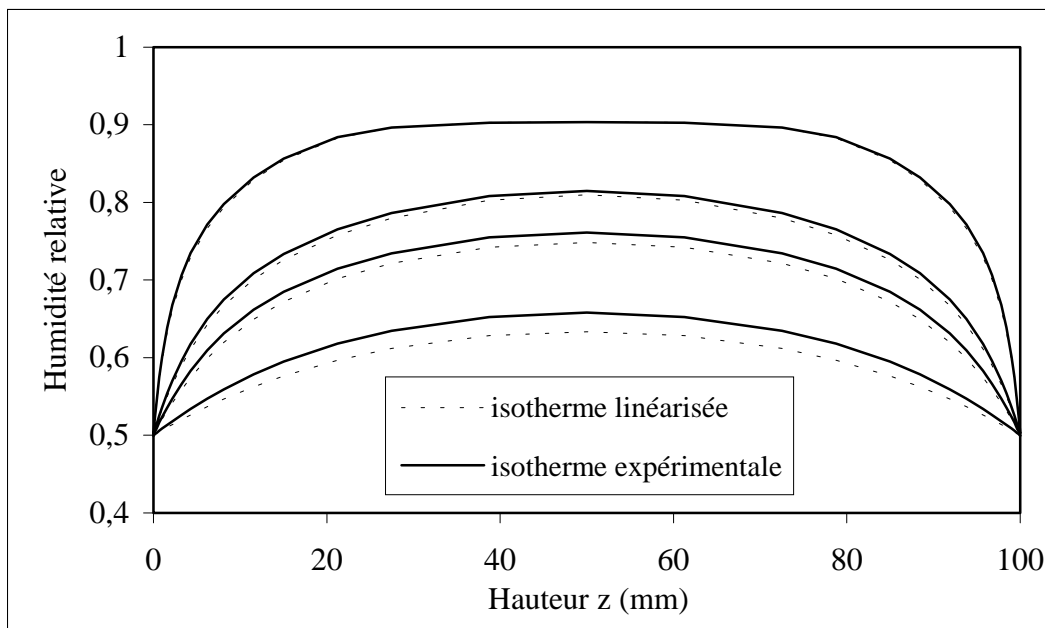


Figure 2.14 : Sensibilité à l'isotherme d'adsorption

Ainsi, S_l étant défini par le rapport de la teneur en eau w sur la teneur en eau à saturation w_0 , nous avons :

$$\left(\frac{\Delta m}{m} \right)_{\infty} \approx \frac{w_0 (h_0 - h_e)}{\rho_b}, \quad (2.38)$$

où $(\Delta m/m)_{\infty}$ est obtenu par extrapolation sur l'essai de perte en masse. Cette méthode permet de déterminer la valeur de w_0 et donc d'obtenir une isotherme d'adsorption pour le béton étudié.

En l'absence de toute donnée expérimentale, la teneur en eau à saturation peut être approximativement calculée par la relation suivante :

$$w_0 = \rho_l \phi , \quad (2.39)$$

où ϕ est la porosité du matériau et ρ_l est la masse volumique de l'eau liquide.

Il faut cependant souligner que l'équation de transfert d'humidité adoptée est relativement simple et l'expression du coefficient de diffusion revêt plus un caractère plus phénoménologique que physico-chimique qui rend essentiellement compte d'un séchage d'autant plus lent que le matériau est sec. Même si une telle formulation facilite la phase d'identification des paramètres, **elle est en revanche limitée au niveau de ses applications** pour l'étude du comportement hydrique des matériaux poreux.