

Influence de la teneur en eau et de la température sur la conductivité thermique du béton cellulaire autoclavé

J. P. LAURENT, C. GUERRE-CHALEY

Laboratoire d'étude des Transferts en Hydrologie et Environnement URA 1512 (CNRS-INPG-UJF), BP53, 38041 Grenoble-Cedex 09, France

Pour mesurer simultanément sur quatre échantillons l'évolution de la conductivité thermique en fonction de la température, un dispositif expérimental spécifique, entièrement piloté par ordinateur, a été développé en intégrant quatre sondes à chocs thermiques 'monotiges' dans une étuve chaud/froid. Nous avons choisi d'explorer la gamme des températures comprises entre 0 et 60°C. Une série de teneurs en eau entre l'état saturé et l'état sec ont été réalisées par séchage progressif au four à micro-ondes. Sept échantillons de béton cellulaire autoclavé avec des masses volumiques allant de 270 à 630 kg m⁻³ ont été sélectionnés et leurs relations conductivité thermique–teneur en eau–température complètement déterminées. Sur la base de ces résultats, deux modèles d'estimation de la conductivité thermique du béton cellulaire autoclavé en fonction de ses caractéristiques et de son état hygrothermique ont pu être construits et validés: l'un nécessite la connaissance des propriétés thermiques de la 'matrice solide' microporeuse entourant la macroporosité cellulaire, l'autre se place à une autre échelle en considérant, cette fois, les propriétés du 'grain' solide non-poreux. Ces deux modèles présentent des caractères prédictifs équivalents et l'on choisira l'un ou l'autre suivant les données dont on dispose.

1. INTRODUCTION

De par son procédé de fabrication [1, 2], le béton cellulaire autoclavé (BCA) renferme une quantité importante d'eau lorsqu'il est mis en œuvre. En effet, si l'on prend l'exemple d'un bloc de BCA de densité sèche $d_s = 0,4$, on peut estimer que sa porosité totale n , volume des vides sur volume total, est de l'ordre de 84% composée de deux parties distinctes [3]: une macroporosité n_{mp} de type cellulaire ($\approx 60\%$ d'après [4]) et la microporosité de la matrice solide $n_{ms} = n - n_{mp}$ soit environ 24%. La quantité d'eau utilisée pour la fabrication est en tel excès par rapport à la stoechiométrie de la réaction de formation de la tobermorite que l'on doit considérer que la matrice solide des produits en sortie de chaîne est pratiquement saturée d'eau. Pour un bloc de densité 0,4, ceci correspond donc à une teneur en eau volumique $\theta \approx n_{ms} \approx 24\%$ ou massique $w = \theta/d_s \approx 60\%$. On constate que ces valeurs sont élevées (jusqu'à 50 litres d'eau par m² d'une paroi d'épaisseur 20 cm) et il faut plusieurs mois, voire des années, avant qu'une construction en BCA atteigne un état d'équilibre hydrique [5, 6]. Evidemment, la conductivité thermique n'atteint sa valeur nominale qu'après cette période de séchage et il est clair que la teneur en eau peut encore par la suite fluctuer sous l'effet d'apports d'eau liquide par la pluie ou par adsorption/désorption de vapeur d'eau [3]. De nombreux travaux [7–14] ont été consacrés à l'étude de l'influence de la teneur en eau sur cette caractéristique essentielle du BCA et il ressort de l'analyse de ceux-ci que l'on considère généralement la conductivité thermique du BCA comme augmentant linéairement en fonction de la teneur en

eau. Néanmoins, malgré l'abondance des données disponibles, nous avons constaté que beaucoup d'études ne couvraient pas toute la gamme des teneurs en eau, que l'influence de la densité ou de la porosité n'était pas toujours explicitée et enfin, que l'on ne considérait jamais l'influence de la température alors que l'on sait que celle-ci joue un rôle important sur la conductivité thermique apparente des milieux poreux humides [15]. C'est pourquoi nous avons entrepris l'étude systématique dont nous présentons les résultats dans cet article.

2. METHODES ET MATERIAUX

Sept qualités de BCA ont été sélectionnées pour couvrir une large gamme de densités. Dans les blocs correspondants, nous avons découpé des cubes de 10 cm d'arête. Le Tableau 1 présente les caractéristiques de ces échantillons déterminées après séchage à l'étuve à 80° jusqu'à poids constant.

Pour mesurer la conductivité thermique, nous avons utilisé la méthode dite de la 'sonde à chocs thermique monotige' [16] que nous avons déjà retenue pour l'étude de l'influence de la porosité sur la conductivité thermique du BCA sec [4]. Pour automatiser les mesures en fonction de la température et pouvoir travailler simultanément sur quatre échantillons, nous avons conçu le dispositif expérimental schématisé sur la Fig. 1. Nous avons relevé des mesures à sept températures de 0 à 60°C, tous les 10°C. Pour chaque température, deux à quatre mesures de conductivité thermique étaient réalisées pour réduire une éventuelle dispersion (surtout notable aux

Tableau 1 Caractéristiques des échantillons^a

Réf échantillon	Densité sèche d_s	Porosité totale $n = 1 - d_s/2,5$	Macroporosité $n_{mp} = 1 - d_s$
BCA15	0,270	0,892	0,730
BCA24	0,337	0,865	0,663
L1	0,395	0,842	0,605
BCA8	0,425	0,830	0,575
2B1	0,425	0,830	0,575
1BC3	0,433	0,827	0,567
BCA41	0,630	0,748	0,370

^a Les porosités sont calculées sur la base d'une densité du solide de 2,5 et d'une densité de la matrice solide supposée égale à 1 quel que soit l'échantillon.

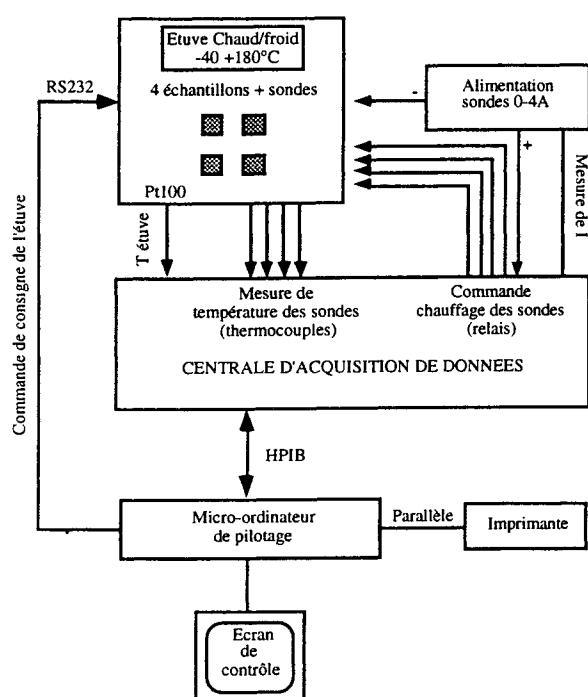


Fig. 1 Le dispositif expérimental.

fortes teneurs en eau), en retenant ensuite une valeur moyenne. Globalement, tous facteurs confondus, nous estimons que la précision de notre mesure de la conductivité thermique était toujours supérieure à 10% et le plus souvent de l'ordre de $\pm 5\%$.

Les teneurs en eau successives ont été obtenues en saturant d'abord les échantillons sous vide conformément à la recommandation de la RILEM dans le domaine [17], puis en les désaturant progressivement par séchage au four à micro-ondes. Cette technique permet d'obtenir une répartition aussi uniforme que possible de l'eau à l'intérieur des échantillons [18], ce que nous avons vérifié en contrôlant par gammamétrie [19] un certain nombre de profils de teneur en eau. Une fois atteinte la teneur en eau souhaitée, les échantillons étaient pesés pour déterminer leurs teneurs en eau avec précision, puis emballés dans un film plastique thermorétractable permettant de maintenir celles-ci pendant toute la durée,

environ 48 h, du cycle de mesure en fonction de la température.

3. RESULTATS ET DISCUSSION

La Fig. 2 présente l'intégralité de nos résultats, représentant plus de deux mille mesures de conductivité thermique. Pour pouvoir comparer les échantillons entre eux, nous avons choisi comme paramètre le taux de saturation en eau S : rapport de la teneur en eau volumique sur la porosité.

On observe effectivement toujours une évolution linéaire de la conductivité thermique λ en fonction du taux de saturation S mais *seulement à basse température* ($< 20^\circ\text{C}$). Les valeurs de la pente $\Delta\lambda/\Delta S$ que l'on peut alors calculer sont reportées dans le Tableau 2. Celles-ci sont bien du même ordre de grandeur que celles que nous avons pu relever dans la littérature: pour l'échantillon 1BC3, par exemple, nous avons $\Delta\lambda/\Delta S = 0,778 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$ à 10°C d'où l'on peut déduire:

$$\frac{\Delta\lambda}{\Delta w(\%)} = \frac{d_s}{100 n} \frac{\Delta\lambda}{\Delta S} = 0,0041 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}\%$$

si l'on raisonne cette fois en teneur en eau massique (w) et en pourcentage. Cette valeur est très proche de la valeur moyenne de $0,0035 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}\%$ proposée par Frey [13].

Si l'on considère comme admise la dépendance linéaire de la conductivité thermique à basse température λ_0 en fonction du taux de saturation, on peut donc poser:

$$\lambda_0(S) = \lambda_{\text{sec}} + (\lambda_{\text{sat}} - \lambda_{\text{sec}})S \quad (1)$$

où λ_{sec} et λ_{sat} sont les conductivités thermiques à sec et lorsque l'échantillon est totalement saturé d'eau, respectivement. Ces deux paramètres peuvent être mesurés directement ou évalués empiriquement, en fonction de la densité, sur la base de nos résultats (Fig. 3).

Pour les températures supérieures à 10°C , il est clair que la conductivité thermique apparente λ^* du BCA n'évolue plus linéairement en fonction du taux de saturation mais présente une brusque variation dans la zone $0,2 \leq S \leq 0,4$ c'est-à-dire au voisinage de la saturation de la matrice solide. Elle tend ensuite à croître linéairement jusqu'à la saturation totale. La formule analytique suivante permet de traduire ce comportement:

$$\lambda^*(S) = \lambda_{\text{sec}} + aS + b\{1 - \exp(cS^d)\} \quad (2)$$

Le paramètre a est la pente de la droite $\lambda^*(S)$ aux fortes teneurs en eau, b traduit l'amplitude de la brusque variation de la conductivité thermique, c et d n'ont pas de signification physique. Tous ces coefficients dépendent des caractéristiques du matériau et, surtout, de la température. C'est par ajustement non-linéaire de ceux-ci sur nos mesures que nous avons tracé les courbes en trait continu de la Fig. 2. Nous reviendrons plus en détail sur l'influence de la température dans le paragraphe suivant.

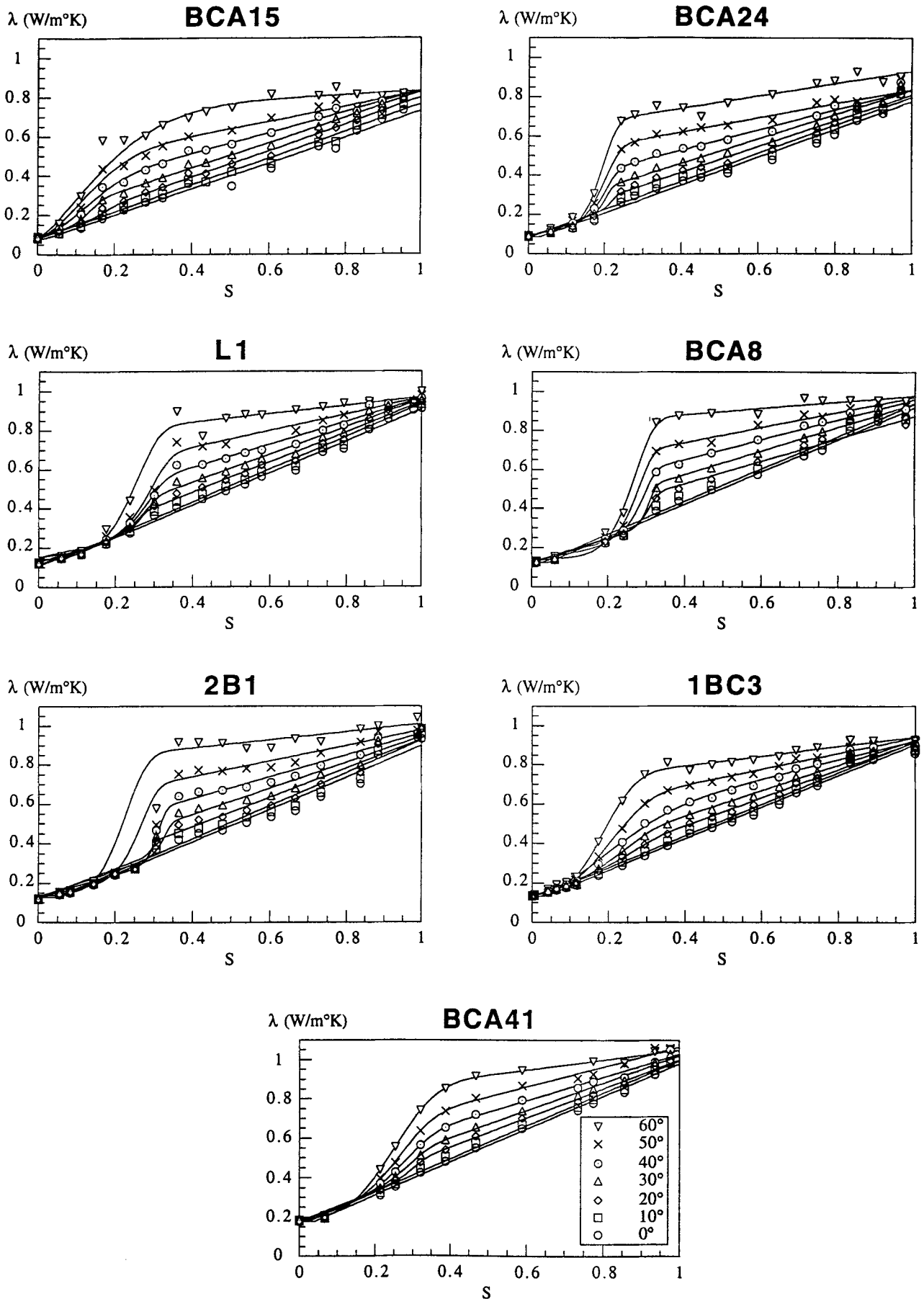


Fig. 2 Résultats des mesures de conductivité thermique λ en fonction du taux de saturation en eau S et de la température.

Tableau 2 Conductivités thermiques à sec et saturée d'eau à 0 et 10°C, pentes de la relation $\lambda = f(S)$ correspondante

Echantillon	Température (°C)	λ_{sec} W m ⁻¹ K ⁻¹	λ_{sature} W m ⁻¹ K ⁻¹	Pente W m ⁻¹ K ⁻¹
BCA15	0	0,079	0,724	0,645
	10	0,080	0,765	0,685
BCA24	0	0,085	0,821	0,684
	10	0,086	0,821	0,712
L1	0	0,117	0,911	0,778
	10	0,118	0,934	0,808
BCA8	0	0,123	0,877	0,783
	10	0,125	0,861	0,804
2B1	0	0,115	0,934	0,769
	10	0,116	0,940	0,799
1BC3	0	0,132	0,857	0,757
	10	0,133	0,877	0,778
BCA41	0	0,178	0,986	0,787
	10	0,179	0,985	0,810

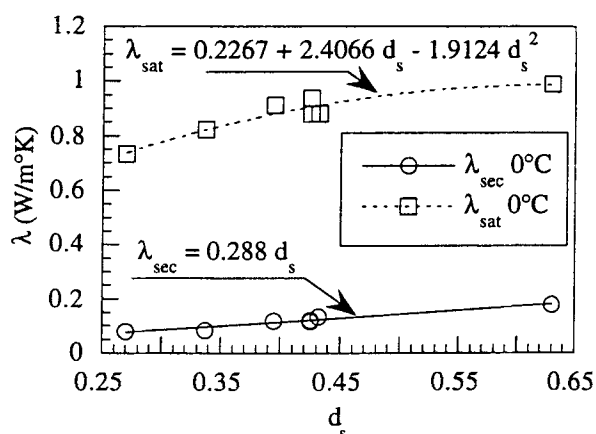


Fig. 3 Conductivités thermiques à sec et saturée d'eau à 0°C en fonction de la densité sèche.

4. MODELISATION

4.1 Conductivité thermique à basse température

4.1.1 Modèle parallèle

Dans un précédent article [4], nous avons présenté un modèle d'estimation de la conductivité thermique du BCA à l'état sec. Ce modèle était basé sur une cellule élémentaire caractérisée par la teneur en macroporosité cellulaire n_{mp} et une tortuosité τ . Par ailleurs, il supposait que l'on connaisse la conductivité thermique λ_{ms} de la matrice solide sèche pour estimer la conductivité thermique du matériau expansé par:

$$\lambda_{sec} = \frac{(1 - n_{mp})\lambda_{ms}^{sec} + n_{mp}\lambda_{air}}{\tau} \quad (3)$$

Ce modèle parallèle ayant donné de bons résultats pour prédire la conductivité thermique à sec connaissant les caractéristiques du matériau, nous avons pensé le

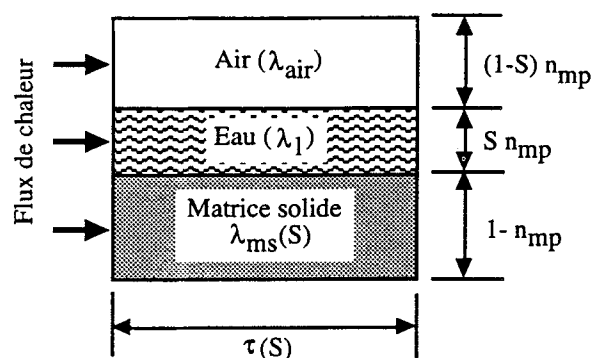


Fig. 4 Cellule élémentaire du modèle parallèle modifié.

transposer pour estimer la conductivité thermique à une teneur en eau quelconque. Pour cela, nous proposons maintenant une cellule élémentaire modifiée, du type de celle schématisée sur la Fig. 4.

En considérant que les lignes de flux de chaleur sont toujours parallèles dans les trois phases de cette cellule et que la saturation en eau est identique dans la matrice solide et dans la macroporosité, on peut alors estimer la conductivité thermique en fonction du taux de saturation S par:

$$\lambda_0(S) = \frac{(1 - n_{mp})\lambda_{ms}(S) + S n_{mp}\lambda_l + (1 + S)n_{mp}\lambda_{air}}{\tau(S)} \quad (4)$$

où $\lambda_{ms}(S)$, λ_l , λ_{air} sont les conductivités thermiques de la matrice solide, de l'eau et de l'air, respectivement. Les valeurs de λ_l et λ_{air} sont disponibles dans les tables ($\lambda_l = 0,569$ W m⁻¹ K⁻¹ à 0°C, $\lambda_{air} = 0,0243$ W m⁻¹ K⁻¹ d'après [20]), n_{mp} est une caractéristique du matériau (Tableau 1); pour appliquer le modèle parallèle (4), il restait donc à connaître, d'une part $\lambda_{ms}(S)$ et, d'autre part, $\tau(S)$. Nous avons supposé que la conductivité thermique de la matrice solide variait linéairement en fonction du

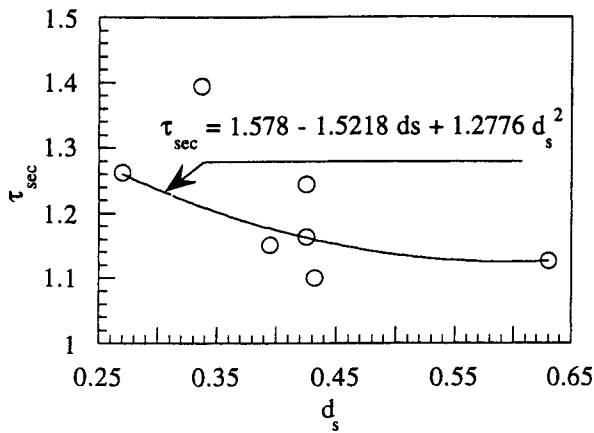


Fig. 5 Estimation de la tortuosité en fonction de la densité.

taux de saturation et nous l'avons mesurée directement à l'état sec et saturé d'eau en fabriquant un béton autoclavé non-expansé: pas d'adjonction de poudre d'aluminium. Nous avons ainsi pu estimer pour une matrice de densité 1:

$$\begin{aligned}\lambda_{ms}^{sec} &= 0,304 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}, \\ \lambda_{ms}^{saturé} &= 1,203 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1} \text{ à } 0^\circ\text{C}\end{aligned}$$

d'où l'on déduit directement:

$$\lambda_{ms}(S) \approx 0,304 + 0,899 S \quad (5)$$

si l'on suppose une évolution linéaire. Le paramètre de tortuosité τ peut être évalué à sec en fonction de la densité d_s en appliquant (3) à nos résultats: Fig. 5. Si, de plus, on suppose que $\tau(S)$ tend linéairement vers 1 lorsque S tend vers 1, on peut alors adopter:

$$\begin{aligned}\tau(S) &= \tau_{sec} + (1 - \tau_{sec})S \\ \text{avec } \tau_{sec} &\approx 1,578 - 1,5218 d_s + 1,2776 d_s^2\end{aligned} \quad (6)$$

Nous avons appliqué le modèle (4) avec (5) et (6) et nous avons comparé les résultats ainsi obtenus à nos mesures à basse température. Globalement, malgré le caractère très simplificateur de nos hypothèses, nous avons toujours constaté une bonne concordance entre ce modèle et nos mesures, qui pourrait encore être améliorée en raffinant l'estimation des relations $\lambda_{ms}(S)$ et $\tau(S)$ en tenant compte, notamment, de l'influence de la formulation variable suivant les densités.

4.1.2 Modèle type 'Jackson et Black'

Le modèle proposé par Jackson et Black [21] est aussi un modèle parallèle mais avec une approche différente de celui que nous venons de décrire. En effet, il ne suppose pas de séparation de la porosité en deux classes et il privilégie la conduction dans la phase solide. La cellule élémentaire correspondante est schématisée Fig. 6. Elle est constituée de trois conductances en parallèle: du solide en contact avec du solide, de l'eau ou de l'air. Les fractions relatives de ces trois conductances sont appelées

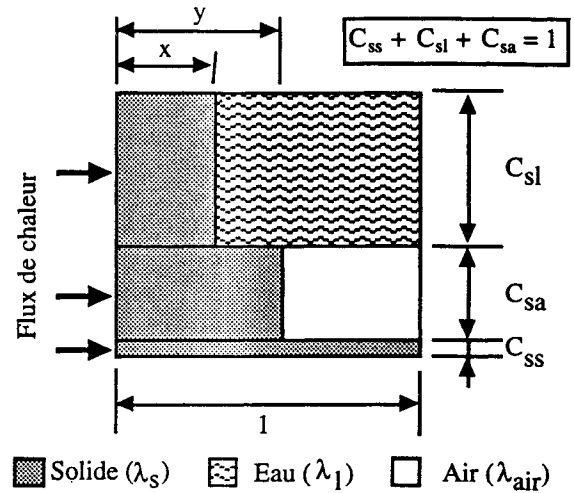


Fig. 6 Cellule élémentaire du modèle de Jackson et Black.

contigüités et nous les notons C_{ss} , C_{sl} et C_{sa} , respectivement. On a évidemment, par construction:

$$C_{ss} + C_{sl} + C_{sa} = 1 \quad (7)$$

La conduction dans une éventuelle phase gazeuse continue est négligée. Les deux autres paramètres de la cellule (x et y) sont calculables à partir des proportions volumiques des phases en présence: porosité totale n et teneur en eau θ ou Sn si l'on raisonne en taux de saturation. Avec ce modèle, on a:

$$\begin{aligned}\frac{\lambda_0(S)}{\lambda_s} &= C_{ss}(d_s) + \frac{C_{sl}(S)^2}{C_{sl}(S) + Sn \left(\frac{\lambda_s}{\lambda_l} - 1 \right)} \\ &+ \frac{C_{sa}(S)^2}{C_{sa}(S) + (1 - S)n \left(\frac{\lambda_s}{\lambda_{air}} - 1 \right)}\end{aligned} \quad (8)$$

où λ_s est la conductivité thermique intrinsèque du solide non-poreux. Elle ne dépend donc que de la composition minéralogique et peut être mesurée sur de la poudre de BCA broyé en utilisant la technique proposée par Horai [22]. C'est ce que nous avons fait, et nous avons trouvé:

$$\lambda_s \approx 2,7 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$$

La relation $C_{ss}(d_s)$ peut être déduite des mesures de conductivité thermique à sec. En effet, on a alors $S = 0$, $C_{sl} = 0$ et, donc, $C_{sa} = 1 - C_{ss}$. En résolvant l'Equation (8), on obtient alors C_{ss} en fonction de la conductivité thermique λ_{sec} mesurée en appliquant:

$$C_{ss} = \frac{\frac{\lambda_{air}}{\lambda_s} - \frac{\lambda_{sec}}{\lambda_s} \left[n + (1 - n) \frac{\lambda_{air}}{\lambda_s} \right]}{\frac{\lambda_{air}}{\lambda_s} \left[1 + n - \frac{\lambda_{sec}}{\lambda_s} \right] - n} \approx \frac{\lambda_{sec}}{\lambda_s} \quad (9)$$

La Fig. 7 montre l'influence de la densité d_s du BCA sur la contigüité solide-solide C_{ss} . On peut adopter la

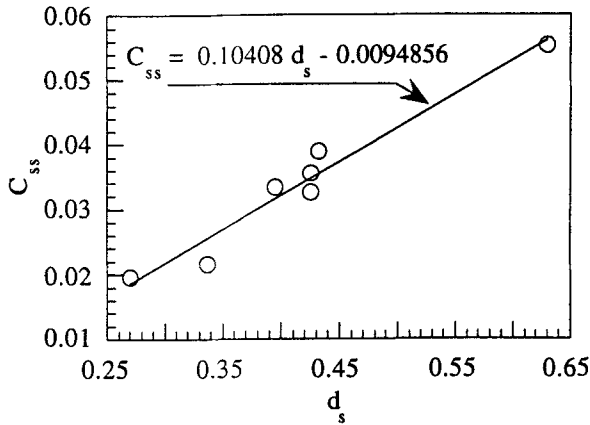


Fig. 7 Influence de la densité du BCA sur sa contiguïté solide-solide.

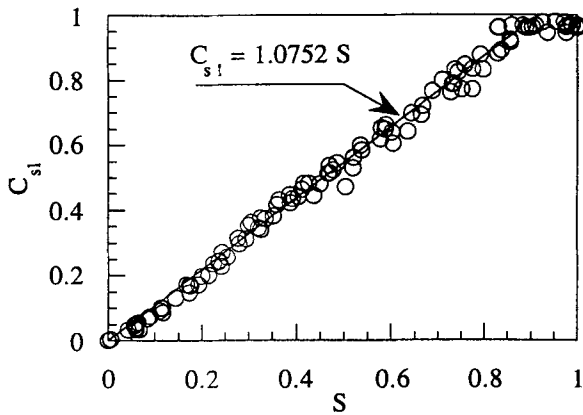


Fig. 8 Evolution pour tous les échantillons de la contiguïté solide-liquide en fonction du taux de saturation en eau.

relation approchée suivante:

$$C_{ss}(d_s) \approx 0,10408 d_s - 0,0094856 \quad (10)$$

Connaissant cette relation $C_{ss}(d_s)$, nous avons ajusté l'Equation (8) sur nos mesures de conductivité à basse température en fonction, cette fois, de la contiguïté solide-liquide C_{sl} . Les résultats ainsi obtenus (voir Fig. 8) montrent que ce paramètre est indépendant de la densité et qu'il évolue linéairement en fonction du taux de saturation, traduisant ainsi la façon dont l'eau se place dans le matériau. Sur la base de nos calculs, on pourra retenir:

$$C_{sl}(S) \approx 1,0752 S \quad (11)$$

Pour tous les échantillons, nous avons observé que C_{sl} atteignait sa valeur maximale ($1 - C_{ss}$ correspondant à $C_{sa} = 0$) pour un taux de saturation de l'ordre de 0,9, c'est à dire légèrement inférieur à la saturation totale. Au-delà de cette limite, il faut introduire une phase liquide continue en parallèle avec la cellule de base de la Fig. 6 totalement saturée d'eau. Ceci ne pose pas de problèmes particuliers.

Le modèle 8, avec ses paramètres estimés par les Equations 10 et 11 et la connaissance de seulement deux

caractéristiques du matériau (conductivité thermique du solide λ_s et densité d_s), permet de calculer sur toute la gamme des saturations en eau l'évolution de la conductivité thermique à basse température $\lambda_0(S)$. Nous avons toujours constaté une excellente conformité entre les prédictions de ces modèles et nos mesures.

4.2 Influence de la température

Pour comprendre l'influence de la température sur la conductivité thermique, il est utile de se placer dans le cadre théorique proposé par Philip et De Vries [23], qui est très largement utilisé pour appréhender les transferts couplés d'eau et de chaleur en milieu poreux: voir, par exemple [6, 15, 24].

Dans ce cadre, le flux de chaleur Q dans un milieu poreux humide s'écrit:

$$Q = \lambda_0 \nabla T + L_v J_v \quad (12)$$

où λ_0 est la conductivité thermique 'pure', ∇T le gradient de température, L_v la chaleur latente de vaporisation de l'eau et J_v le flux massique de vapeur d'eau. Le terme $L_v J_v$ a été introduit pour prendre en compte les effets d'évaporation/condensation. J_v peut être obtenu à partir d'une forme modifiée de la loi de Fick:

$$J_v = f D_{va} \frac{P}{P - P_v} \nabla \rho_v \quad (13)$$

où P est la pression totale, P_v la pression partielle de la vapeur d'eau, ρ_v sa masse volumique, D_{va} le coefficient de diffusion binaire de la vapeur d'eau dans l'air ($2,53 \text{ m}^2 \text{ s}^{-1}$ à 20°C et à la pression atmosphérique normale) et f un facteur sans dimension qui traduit l'influence du milieu poreux sur la diffusion de la vapeur. En considérant que la vapeur d'eau est un gaz parfait, que $P_v = \phi P_{vs}(T)$ (ϕ : humidité relative, P_{vs} : pression de vapeur saturante de l'eau) et en négligeant l'influence d'un éventuel gradient de teneur en eau, l'Equation 13 peut se mettre sous la forme:

$$J_v = f \phi D_{va} \frac{P}{P - \phi P_{vs}} \frac{M_e}{RT} \frac{dP_{vs}}{dT} \nabla T \quad (14)$$

où R est la constante des gaz parfaits ($8,3143 \text{ J mol}^{-1} \text{ K}^{-1}$) et M_e la masse molaire de l'eau ($\approx 18 \text{ g mol}^{-1}$). En reportant l'Equation (14) dans (12) on aboutit à:

$$Q = \left[\lambda_0 + f \phi L_v D_{va} \frac{P}{P - \phi P_{vs}} \frac{M_e}{RT} \frac{dP_{vs}}{dT} \right] \nabla T = \lambda^* \nabla T \quad (15)$$

qui redonne donc la forme 'classique' de l'équation de la chaleur si l'on admet le concept de *conductivité thermique apparente du matériau humide* λ^* . Si, de plus, on fait apparaître dans l'Equation (15) une conductivité apparente de la phase gazeuse λ_{diff} , on a alors:

$$\lambda^* = \lambda_0 + f \lambda_{diff} \quad (16)$$

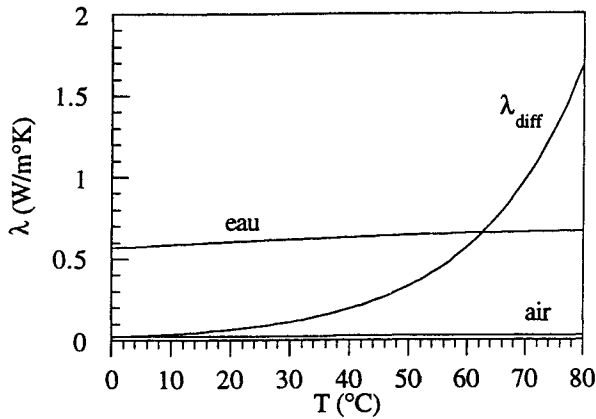


Fig. 9 Evolutions en fonction de la température des conductivités thermiques 'pures' de l'air sec, de l'eau liquide et de la conductivité thermique 'apparente' λ_{diff} de l'air humide saturé.

avec:

$$\lambda_{diff} = \phi L_v D_{va} \frac{P}{P - \phi P_{vs}} \frac{M_e}{RT} \frac{dP_{vs}}{dT} \quad (17)$$

En supposant que l'air est totalement saturé en eau quelle que soit la teneur en eau ($\phi = 1, \forall S$), c'est-à-dire en négligeant la zone où le BCA manifeste un comportement hygroscopique, λ_{diff} ne dépend que des propriétés physiques de l'air humide [20] et il peut donc être calculé une fois pour toutes en fonction de la température à une pression donnée. On pourra retenir, à la pression atmosphérique normale, la formule approchée suivante:

$$\lambda_{diff} \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1} = 0,02213 \exp [0,054198T (\text{°C})] \quad (18)$$

L'influence de la température sur la relation entre la conductivité thermique apparente et le taux de saturation (Fig. 2) s'explique par les évolutions relatives de λ_{diff} et des conductivités thermiques de l'eau liquide et de l'air (Fig. 9). Par ailleurs, il convenait d'explicitier l'influence du taux de saturation sur le facteur f . Pour cela, à une température T donnée, nous avons estimé, pour tous nos échantillons, la relation $\lambda_0(S)$ en utilisant le modèle (8) et en prenant en compte l'influence de la température sur les conductivités thermiques des phases fluides. En utilisant nos résultats de mesures, nous avons ensuite estimé $f(S)$ à cette même température par:

$$f(S) = \frac{\lambda^*(S, T)_{mesuré} - \lambda_0(S)}{\lambda_{diff}(T)} \quad (19)$$

et nous avons réitéré ces calculs pour toutes les températures. Les résultats obtenus (Fig. 10) montrent que f est effectivement indépendant de la température et que, de plus, la relation $f(S)$ ne semble pas influencée par la densité. On remarque que f croît rapidement de l'état sec jusqu'à une saturation de l'ordre de 0,4, ce qui explique la brusque variation de la conductivité thermique dans cette zone. Il décroît ensuite quasi-linéairement jusqu'à redevenir nul à la saturation totale. Ce comportement se justifie, au moins qualitativement,

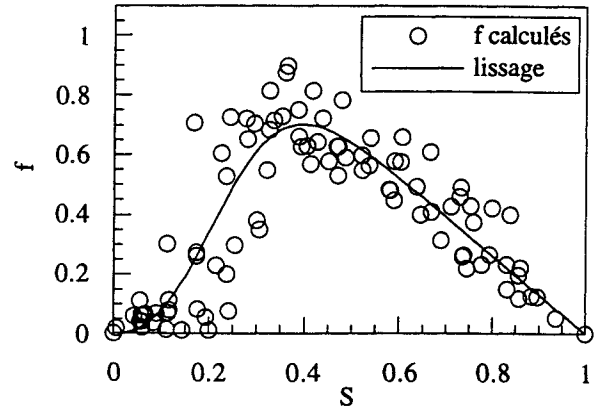


Fig. 10 Evolution en fonction du taux de saturation en eau de la moyenne des facteurs f calculés par l'Equation 19 à toutes températures. Tous échantillons sauf BCA15. Le lissage correspond à l'Equation 20.

si l'on considère que l'apparition d'îlots liquides, agissant comme des 'courts-circuits', favorise d'abord la diffusion de la vapeur d'eau dans le matériau, alors qu'aux plus fortes teneurs en eau cette diffusion dans la phase gazeuse est, au contraire, gênée par la présence d'une phase liquide de plus en plus abondante. Pour estimer f , après ajustement sur nos données, nous proposons le lissage suivant:

$$\begin{aligned} S < 0,305: f(S) &\approx 0,76319[1 - \exp(-32,692S^{2.4895})] \\ S \geq 0,305: f(S) &\approx 1,3006(1 - S) - 1,232285 \\ &\quad \times \exp(-3,9009S^{2.2673}) \end{aligned} \quad (20)$$

6. CONCLUSION

A l'issue de ce travail, nous pensons avoir fourni tous les éléments nécessaires à l'estimation de la conductivité thermique d'un bloc de BCA dans un état hygrothermique quelconque. D'après ce qui précède, on se sera rendu compte que l'on doit procéder en deux temps:

1. Il faut d'abord estimer la conductivité thermique 'pure', que l'on peut assimiler à la conductivité thermique à basse température où les effets d'évaporation/condensation dans l'espace poral sont négligeables. Pour cela, on peut utiliser, soit la relation empirique 1, soit un des deux modèles (4) ou (8) suivant la nature des paramètres que l'on souhaite considérer. Nous proposons des relations approchées, ajustées sur nos mesures, permettant de déterminer tous les paramètres nécessaires à la mise en œuvre de ces diverses approches.

2. On doit ensuite ajouter la contribution de la conductivité apparente de la phase gazeuse à la température considérée (Relation 16), ce qui nécessite la connaissance du facteur f de De Vries à la saturation en eau considérée (Formule 20).

Globalement, si l'on adopte ce processus d'estimation, on peut s'attendre à des prédictions à mieux que 10% des valeurs réelles. C'est en tout cas ce que nous avons constaté sur la base de nos mesures (Fig. 11), et ce résultat peut être jugé satisfaisant, notamment si l'on

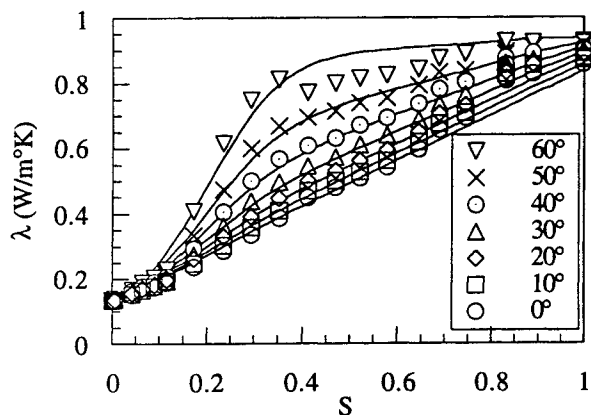


Fig. 11 Exemple de courbes $\lambda^*(S, T)$ calculées à partir du modèle (8) et de la Relation (16) avec $d_s = 0,433$ et $\lambda_s = 2,7 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$. Comparaison avec les mesures effectuées sur l'échantillon 1BC3 de même densité.

considère les erreurs considérables qu'entraîne la non-prise en compte de l'influence de la température.

NOTES

Cette étude a pu être réalisée grâce à un financement du Pirsem (CNRS) dans le cadre de l'Action de Recherche Coordonnée 'Transferts de chaleur et de masse dans les matériaux à l'échelle macroscopique'. Par ailleurs, la bourse de thèse de Mme Guerre-Chaley était cofinancée par l'Association pour la Défense de l'Environnement et la Maîtrise de l'Energie (ADEME) et la société Siporex. Les programmes correspondant aux divers modèles présentés peuvent être obtenus sur simple demande auprès des auteurs. Ils sont disponibles sous forme de routines Pascal ou d'une feuille Excel®, et peuvent être exécutés indifféremment sur Macintosh® ou sur compatibles PC.

REFERENCES

- Bennett, R. P., Furgeaud, R. et Paljak, I., 'Le béton cellulaire autoclavé: Propriétés et utilisation', *Annales de l'ITBTP* (376) (1979) 74–102.
- Weber, H., 'Das Poren Beton Handbuch' (Bauverlag, Wiesbaden, Berlin, 1991).
- Prim, P. et Wittmann, F. H., 'Structure and water absorption of aerated concrete', dans 'Autoclaved Aerated Concrete, Moisture and Properties' (Elsevier, Amsterdam, 1983) pp. 55–70.
- Laurent, J. P., 'La conductivité thermique à sec des bétons cellulaires autoclavés: un modèle conceptuel', *Mater. Struct.* **24** (1991) 221–226.
- Bave, G., 'Regional climatic conditions, building physics and economics', dans 'Autoclaved Aerated Concrete, Moisture and Properties' (Elsevier, Amsterdam, 1983) pp. 1–12.
- Van Der Kooi, K., 'Moisture transport in cellular concrete roofs', thesis, Institute of Applied Physics, TNO-TH, Delft, Netherlands, 1971.
- Spooner, D. C., 'Results of a round robin thermal conductivity test organized on behalf of the British Standards Institution', *Mag. Concr. Res.* **32** (1980) 117–125.
- Svanholm, G., 'Influence of water content on properties', dans 'Autoclaved Aerated Concrete, Moisture and Properties' (Elsevier, Amsterdam, 1983) pp. 119–129.
- Loudon, A. G., 'The effect of moisture content on thermal conductivity', *ibid.*, pp. 131–142.
- Hums, D., 'Relation between humidity and heat conductivity in aerated concrete', *ibid.*, pp. 143–152.
- Sandberg, I., 'The effect of moisture content on thermal conductivity of aerated concrete' (Swedish National Testing Institute, Boras, Sweden, 1983).
- 'Catalogue of materials properties', report, Annex XIV: Condensation and Energy (International Energy Agency, 1991).
- Frey, E., 'Recent results on thermal conductivity and hygroscopic content of AAC', dans 'Advances in Autoclaved Aerated Concrete' (Balkema, Rotterdam, 1992) pp. 89–92.
- Lippe, K. F., 'The effect of moisture on thermal conductivity of AAC', *ibid.*, pp. 99–102.
- Azizi, S., Moyne, C., et Degiovanni A., 'Approche expérimentale et théorique de la conductivité thermique des milieux poreux humides-I. Expérimentation', *Int. J. Heat Mass Transfer* **31** (1988) 2305–2317.
- Hladik, J., 'Fil et cylindre chauds en régime instationnaire', dans 'Métrologie des Propriétés Thermophysiques des Matériaux' (Masson, Paris, 1990), pp. 141–160.
- RILEM, CPC 11.3, 'Absorption d'eau par immersion sous vide', *Mater. Struct.* **17** (1984) 391–394.
- Horton, R., Wierenga, P. J. et Nielsen, D. R., 'A rapid technique for obtaining uniform water content distributions in unsaturated soil columns', *Soil Sci.* **133** (1982) 397–399.
- Nielsen, A. F., 'Gamma-ray-attenuation used on free-water intake tests', dans 'Autoclaved Aerated Concrete, Moisture and Properties' (Elsevier, Amsterdam, 1983) pp. 43–53.
- 'Propriétés physiques de quelques fluides utilisés dans les échangeurs de chaleur, tableaux de valeurs numériques et formules de lissage' (Cétiat, Villeurbanne, 1989).
- Jackson, K. W. et Black, W. Z., 'A unit cell model for predicting the thermal conductivity of a granular medium containing an adhesive binder', *Int. J. Heat Mass Transfer* **26** (1983) 87–99.
- Horai, Ki-Iti, 'Thermal conductivity of rock-forming minerals', *J. Geophys. Res.* **76** (1971) 1278–1308.
- Philip, J. R. et De Vries, D. A., 'Moisture movement in porous materials under temperature gradients', *Trans. Amer. Geophys. Union* **38** (1957) 222–232.
- Daian, J. F. et Bellini da Cunha, J. A., 'Experimental determination of AAC moisture coefficients under temperature gradients', dans 'Advances in Autoclaved Aerated Concrete' (Balkema, Rotterdam, 1992) pp. 105–111.

SUMMARY

Influence of water content and temperature on the thermal conductivity of autoclaved aerated concrete

An experimental facility entirely controlled by a computer and using the 'line source method' for measuring the thermal conductivity has been developed to characterize the evolution of this parameter with water content and temperature on four samples of autoclaved aerated concrete (AAC) blocks simultaneously. The temperature range studied was 0–60°C in steps of 10°C. A series of water contents from completely saturated to completely dry was established by progressive drying in a microwave oven. This technique ensures homogeneous distribution of the water inside the material. Seven samples of AAC blocks with densities between 270 kg m⁻³ and 630 kg m⁻³ were used and their overall temperature/water content/thermal conductivity relationships determined. A thermal conductivity estimation method has been developed and tested on this database.

We put forward the following procedure. 1. 'Pure' thermal conductivity, i.e., without taking into account the vaporization/condensation effects occurring in the porous space, has first to be estimated. For this purpose, one can

simply do a linear interpolation between the thermal conductivities for the dry and saturated states, or two parallel models that we have constructed by electrical analogy can also be used. The first model achieves a separation between the microporous solid matrix and the macroporous cellular material. The second considers that the solid phase controls the heat flux inside the material through the contacts between this phase and the others: liquid and air. For these two models, formulas are given for determining the parameters and both give similar results. So, one or the other can be chosen depending on what kind of data are available. 2. Then, according to De Vries, the contribution of the 'apparent' thermal conductivity of the humid air has to be added. This parameter, depends only on temperature, and can be obtained from humid air physical properties tables. The factor f that characterizes the interaction of the porous structure with vapour diffusion must be known, and we give a relation between f and the saturation rate for AAC.

With this method, for any temperature or water content, the results are within 10% of actual values, which is quite satisfactory, especially if one considers the errors that can occur if the influence of temperature is not taken into account.