

REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE
MINISTRE DE L'ENSEIGNEMENT SUPERIEUR
ET DE LA RECHERCHE SCIENTIFIQUE



THÈSE

En vue de l'obtention du
DOCTORAT EN SCIENCES

Spécialité : *Génie Climatique*

Présentée par

CHIKHI Ali

Sujet de la thèse :

**Etude du Comportement Thermo-Hydrrique des
Parois des Bâtiments. Influence des Effets de
l'Etat Hygrothermique et des Propriétés
Thermo-Physiques**

Thèse soutenue le : **06 Novembre 2016**
devant le jury composé de :

M. GOMRI Rabah	Professeur, Université Constantine1	Président
M. BELHAMRI Azeddine	Professeur, Université Constantine1	Rapporteur
M. GLOUANNEC Patrick	Professeur, Université de Bretagne-Sud	Co-Encadreur
M. BOUGRIOU Cherif	Professeur, Université Batna 2	Examineur
M. MEZAACHE El-Hacene	Professeur, Université de Skikda	Examineur
M. ZID Said	Professeur, Université Constantine1	Examineur

N° d'ordre :

Série :



THESE



**En vue de l'obtention du
DOCTORAT EN SCIENCES**

Spécialité : Génie Climatique

**Présentée par
CHIKHI Ali**

**Etude du Comportement Thermo-Hydrique des Parois des
Bâtiments. Influence des Effets de l'Etat Hygrothermique et
des Propriétés Thermo-Physiques**

Soutenue le 06 Novembre 2016

Jury

M. Gomri Rabah	Professeur, Université Constantine1, Algérie	Président
M. Belhamri Azeddine	Professeur, Université Constantine1, Algérie (Directeur de thèse)	Rapporteur
M. Glouannec Patrick	Professeur, Université de Bretagne-Sud, France (Directeur de thèse)	Co-Encadreur
M. Bougriou Cherif	Professeur, Université Batna 2, Algérie	Examineur
M. Mezaache El-Hacene	Professeur, Université 20 Août 1955, Skikda, Algérie	Examineur
M. Zid Said	Professeur, Université Constantine1, Algérie	Examineur

Laboratoire de Génie Climatique, Faculté des sciences de la technologie-
Campus Ahmed Hamani Constantine 1, 25000 Constantine - Algérie

Institut de Recherche Dupuy de Lôme (IRDL), Université de
Bretagne Sud, Centre de Recherche, Lorient, France

Etude du Comportement thermo-Hydrique des Parois des Bâtiments. Influence des Effets de l'Etat Hygrothermique et des Propriétés Thermo-Physiques

Résumé

Pour réduire la consommation énergétique dans le domaine de la construction et les problèmes environnementaux liés au recyclage des déchets industriels et domestiques, un béton renforcé avec des billes de polystyrène commence à être utilisé ces dernières années. Néanmoins, on enregistre un manque de connaissances de ses caractéristiques thermo-hydriques. L'objectif est d'élaborer et de valider un modèle prédictif du comportement thermo hydrique d'une paroi multicouche composée de ce matériau et du mortier de ciment. L'étude comporte deux aspects: un premier aspect consiste à étudier le comportement thermo hydrique du béton de polystyrène et de l'enduit de ciment lors de sollicitations extérieures. Une approche numérique et une approche expérimentale sont utilisées. Pour ces deux approches, les conditions d'ambiance ont une répercussion directe sur le comportement des parois. Des études sont donc menées dans des conditions climatiques variables sur des blocs. En parallèle à l'approche expérimentale, un modèle représentatif des transferts de chaleur et de masse dans les matériaux : milieu capillaro-poreux (béton composite) et milieu multiphasique (enduit), est développé. Ce modèle est validé par la confrontation de réponses simulées et expérimentales. Un deuxième aspect consiste à caractériser du point de vue thermique et hydrique ces matériaux fortement hétérogènes.

Mots clés: *béton de polystyrène, mortier de ciment, milieu poreux, transferts couplés de chaleur et de masse, paroi multicouche, expérimentation, modélisation numérique.*

Study of the hygrothermal behavior of Buildings walls. Influence of the state hygrothermal effects and Thermo- Physical Properties

Abstract

To reduce energy consumption in construction field and environmental problems involved in the industrial and domestic waste recycling, a reinforced concrete with polystyrene chips starts to be used in recent years. However, one records a lack of knowledge of his thermo-hydrous characteristics. The objective is to develop and validate a predictive model of hygrothermal behavior of a multilayered wall composed of this material and cement mortar. The study involves two aspects: a first aspect is to study the hygrothermal behavior of polystyrene concrete and cement plaster subjected to external excitations. Numerical and experimental approaches are used. For both approaches, the ambient conditions have a direct impact on the behavior of the walls. Studies are therefore conducted in varying climatic conditions on blocks. In parallel to the experimental approach, a model representative of heat and mass transfer in materials: capillaro-porous media (composite concrete) and multiphasic media (plaster), is developed in order to predict hygrothermal behavior of the wall. This model is validated by confrontation of simulated and experimental responses. A second aspect is to characterize these highly heterogeneous materials.

Key words: *polystyrene concrete, cement mortar, porous media, coupled heat and mass transfer, multilayered wall, experimentation, numerical modeling.*

دراسة سلوك جدران المباني من حيث الحرارة والرطوبة. تأثير حالة الرطوبة و الحرارة والخصائص الحرارية الفيزيائية

ملخص

من أجل تخفيض الإستهلاك المفرط للطاقة في مجال البناء، وكذلك من أجل حل المشاكل البيئية المتعلقة باسترجاع النفايات الصناعية و المنزلية، تم في السنوات الأخيرة صنع خرسان محسن و هو الخرسان المعزز بكويرات من البولستيرين. لكن الشيء الملاحظ هو كون أننا نفتقر إلى معلومات كافية عن مادة البناء هذه خاصة خصوصياتها من حيث الحرارة و الرطوبة.

الغرض من هذه الدراسة هو تصميم نموذج فيزيائي و رقمي و التحقق من صحته بحيث يكون قادرا على تكهن سلوك جدار مكون من عدة طبقات و يحتوي على الخرسان المذكور أعلاه و على مونة الإسمنت.

الدراسة تنقسم إلى شطرين رئيسيين: الأول يدرس فيه سلوك خرسان البوليسترين و مونة الإسمنت من حيث الحرارة و الرطوبة تجاه التغيرات الخارجية. استعملت من أجل ذلك مقاربتان: الأولى تجريبية و الثانية رقمية. في كلتا المقاربتين، الظروف البيئية لها تأثير مباشر على سلوك الجدران. تجري الدراسات على كتل مستطيلة من هاتين المادتين تحت ظروف مناخية متغيرة. و بالتوازي مع المقاربة التجريبية تم تسطير نموذج تمثيلي للإنتقال الحراري و المادي داخل المواد: وسط مسامي شعري (خرسانة مركبة) و وسط متعدد المظاهر (طلاء من الإسمنت). يتم التحقق من صحة هذا النموذج من خلال مقارنة إستجابات المحاكاة و التجربة. الشطر أو الجانب الثاني يتمثل في توصيف هذه المواد غير المتجانسة إلى حد كبير، أي تحديد خصائصها الفيزيائية و الحرارية.

الكلمات المفتاحية: خرسان البوليسترين، مونة الإسمنت، وسط مسامي، إنتقال مزدوج حراري و مادي، جدار بعدة طبقات، تجربة، تصميم رقمي.

Remerciements

Je tiens à remercier et à exprimer ma profonde reconnaissance à mes deux directeurs de thèse :

M. Azeddine BELHAMRI, côté algérien, à qui je tiens à exprimer toute ma gratitude pour l'honneur qu'il m'a fait en me confiant ce travail et qui, par sa compétence scientifique et son expérience, a su m'informer, me conseiller, m'épauler et guider mes réflexions tout au long de ces années. Je le remercie particulièrement pour ses conseils qui m'ont beaucoup appris et pour tout le temps qu'il a consacré à la lecture de ce mémoire.

M. Patrick GLOUANNEC, côté français, à qui je tiens aussi à exprimer mon immense gratitude, tout d'abord, pour m'avoir bien accueilli au laboratoire *LIMATB* (Laboratoire d'Ingénierie des MATériaux de Bretagne), avec ses grandes qualités humaines; et ensuite pour avoir bien dirigé cette thèse, surtout sur le côté expérimental qui a été effectué, en totalité, dans ce laboratoire. J'ai eu la chance de profiter de sa compétence et de son expérience. J'apprécie, en lui, son enthousiasme pour la recherche.

Je remercie *M. Rabeh GOMRI*, qui a accepté de présider le jury de cette thèse. Je suis reconnaissant à *M. Cherif BOUGRIOU*, *M. El-Hacene MEZAACHE* et *M. Said ZID* d'avoir accepté d'examiner mon travail et d'y accorder un intérêt.

Je tiens à remercier tous ceux qui ont contribué de près ou de loin à l'accomplissement de ce travail. Des remerciements sont adressés essentiellement à l'ensemble des techniciens et ingénieurs du laboratoire : *Michel DUMONS*, *Jean COSTA*, *Frédéric MESGUEN* et, particulièrement, *Anthony MAGUERESSE* pour son aide qu'il m'a apporté dans la réalisation de certaines mesures expérimentales.

Je tiens à exprimer ma reconnaissance aux membres de l'équipe *ETEE* avec qui j'ai eu l'occasion de travailler et d'échanger : *Philippe CHAUVELON*, *Pascal LE BIDEAU*, *Abdelmalek BENSEFIA*, *Atika ZAKNOUNE*, *Sylvain LOUARN*, *Sylvain THEVENOT*... Qu'ils trouvent ici mes sincères salutations.

Je tiens à remercier *l'EGIDE* de m'avoir soutenu financièrement lors des stages de moyenne durée passés en France.

Je ne peux pas terminer sans remercier *M. Tahar LOULOU* pour m'avoir accueilli chaleureusement, à Lorient, et pour sa générosité.

SOMMAIRE

INTRODUCTION GENERALE	18
I ETAT DE L'ART	20
I.1 Contexte général Bâtiment-Energie	21
I.1.1 Qualité environnementale des bâtiments et nécessité de l'isolation thermique	21
I.1.2 Choix des matériaux	22
I.2 Caractéristiques des milieux poreux	22
I.2.1 Porosité	23
I.2.2 Teneur en eau et degré de saturation	24
I.2.3 Perméabilité	24
I.2.4 Pression capillaire et équilibre interfacial - Loi de Laplace et Loi de Kelvin.....	26
I.2.5 Cycle de succion capillaire	29
I.2.6 Isothermes de sorption.....	30
I.2.7 Phénomène d'hystérésis	31
I.3 Généralités sur le séchage	34
I.4 Généralités sur les modèles de transferts de chaleur et de masse dans les milieux poreux	36
I.4.1 Historique	36
I.4.2 Choix du modèle.....	36
I.5 Généralités sur le béton	37
I.5.1 Composition générale du béton	38
I.5.2 Classification des bétons	38
I.5.3 Comportement et performances mécaniques	39
I.5.4 Propriétés hydriques	40
I.5.5 Propriétés thermophysiques.....	41
I.5.6 Propriétés acoustiques	43
I.6 Conclusion	44
II MODELISATION DES TRANSFERTS COUPLES DE CHALEUR ET DE MASSE DANS LES MILIEUX POREUX	45
II.1 Hypothèses de modélisation	46
II.2 Equation de conservation de masse	46
II.2.1 Mouvement d'eau liquide	46
II.2.2 Mouvement de vapeur d'eau	47
II.3 Equation de conservation d'énergie	49
II.4 Formulations mathématiques finales	50
II.5 Conditions aux limites	51
II.6 Equations à l'interface de deux couches	52
II.7 Coefficients de transferts superficiels	55
II.8 Conclusion	56

III ETUDES EXPERIMENTALES - CONFRONTATION SIMULATION / EXPERIENCE	57
III.1 Matériaux étudiés	58
III.1.1 Mortier de ciment	58
III.1.2 Béton de polystyrène	59
III.2 Composition des matériaux étudiés et préparation des échantillons	60
III.3 Cinétiques de séchage des éprouvettes.....	61
III.3.1 Séchage en convection naturelle	62
III.3.2 Séchage en convection forcée	64
III.3.2.1 Description du séchoir.....	64
III.3.2.2 Résultats et discussion	65
III.3.2.3 Coefficients de transfert superficiel	67
III.3.3 Séchage d'un bloc bicouche en convection naturelle	67
III.3.3.1 Descriptif de l'expérimentation.....	67
III.3.3.2 Résultats et discussion	69
III.4 Coefficients de transferts hydriques	71
III.4.1 Coefficient global de diffusion massique	71
III.4.1.1 Méthodes stationnaires.....	71
III.4.1.2 Méthodes transitoires	71
III.4.2 Coefficients de diffusion en phase liquide et en phase gazeuse.....	73
III.4.3 Coefficient de diffusion massique dû au gradient de la température	77
III.5 Mesure des propriétés thermophysiques	78
III.5.1 Masse volumique	79
III.5.2 Conductivité thermique	79
III.5.2.1 Méthode de mesure	79
III.5.2.2 Résultats	80
III.6 Détermination expérimentale des courbes de sorption	82
III.6.1 Principe de la mesure.....	82
III.6.2 Cinétiques d'adsorption.....	83
III.6.3 Isothermes de sorption.....	85
III.7 Etude expérimentale du comportement thermo-hydrique	87
III.7.1 Comportement vis-à-vis de la variation de la température ambiante.....	87
III.7.1.1 Description du dispositif de mesure	87
III.7.1.2 Acquisition des données.....	89
III.7.1.3 Analyse des mesures	90
III.7.2 Comportement vis-à-vis de la température et de l'humidité relative de l'ambiance	91
III.7.2.1 Description du dispositif de mesure	91
III.7.2.2 Analyse des résultats	93
III.8 Confrontation simulation /expérience	97
III.8.1 Comportement vis-à-vis de la température de l'ambiance	99
III.8.2 Comportement vis-à-vis de la température et de l'humidité relative de l'ambiance	100
III.9 Flux d'évaporation ou condensation à la surface.....	108
III.10 Sensibilité du modèle vis-à-vis du mode de transfert thermique	108
III.11 Sensibilité du modèle vis-à-vis de la perméabilité intrinsèque.....	109
III.12 Etude de la condensation dans la masse	110
III.13 Conclusion.....	111

IV ETUDES NUMERIQUES DE CAS	112
IV.1 Essais de simulation sur une paroi monocouche.....	113
IV.1.1 Simulation de différents cas de conditions climatiques (béton de polystyrène)	113
IV.1.1.1 Première configuration.....	113
IV.1.1.2 Deuxième configuration.....	116
IV.1.1.3 Troisième configuration	120
IV.1.2 Sensibilité du modèle vis-à-vis des coefficients de diffusion massique	124
IV.1.3 Comparaison entre le béton de polystyrène et le béton ordinaire	125
IV.2 Essais de simulation sur une paroi multicouche	127
IV.2.1 Simulation de différents cas de conditions climatiques	127
IV.2.1.1 Première configuration.....	127
IV.2.1.2 Deuxième configuration.....	129
IV.2.1.3 Troisième configuration	131
IV.2.2 Comparaison de deux types de parois multicouches	134
IV.2.3 Sensibilité du modèle vis-à-vis de l'épaisseur des parois.....	136
IV.2.3.1 Influence de l'épaisseur de la couche du béton de polystyrène	136
IV.2.3.2 Influence de l'épaisseur de la couche d'enduit.....	136
IV.2.4 Etude de la condensation dans la masse	137
IV.3 Conclusion.....	139
 CONCLUSION GENERALE	 140
 BIBLIOGRAPHIE.....	 142
 ANNEXE: Discrétisation des équations de transferts de masse et de chaleur.....	 149
A.1 Equation de la chaleur	150
A.2 Equation de transfert de masse	151
A.3 Equations aux limites	152
A.4 Equations à l'interface de deux matériaux	154

Liste des figures

Figure I.1	Différents types de pores.....	23
Figure I.2	Perméabilités relatives du béton ordinaire.....	25
Figure I.3	Schéma de principe du phénomène de la capillarité – Interface gaz-liquide.....	27
Figure I.4	Relation pression capillaire – saturation pour A3 et BO.....	29
Figure I.5	Pression capillaire en fonction de la saturation.....	29
Figure I.6	Cycles de succion capillaire.....	30
Figure I.7	Isothermes de sorption.....	31
Figure I.8	Simulations de transferts d’humidité avec et sans hystérésis capillaires – Cas de conditions aux limites stationnaires.....	32
Figure I.9	Simulations de transferts d’humidité avec hystérésis capillaire ou seulement prise en compte de la courbe de drainage – Cas de conditions aux limites cycliques.....	33
Figure I.10	Schématisation des transferts pendant la phase II.....	35
Figure I.11	Schématisation des transferts pendant la phase III.....	35
Figure I.12	Variation de la résistance à la compression en fonction de la fraction massique Liège/Béton.....	39
Figure I.13	Conductivité thermique en fonction de la masse volumique sèche du béton cellulaire.....	41
Figure I.14	Variation de la conductivité thermique en fonction de la saturation.....	42
Figure I.15	Influence de la teneur en eau sur la densité du flux de chaleur, au cours du temps, pour le béton à copeaux d’acier.....	43
Figure II.1	Schématisation des conditions aux limites.....	51
Figure II.2	Principe de calcul de la relation $R(P_c)$	54
Figure III.1	Composition chimique du polystyrène.....	59
Figure III.2	Caractéristiques de l’air dans l’enceinte climatique.....	63
Figure III.3	Evolution de la température et de la masse de l’échantillon. Séchage en convection naturelle.....	63
Figure III.4	Evolution du flux massique, au cours du séchage, en convection en naturelle.....	63
Figure III.5	Cinétique de séchage en convection naturelle.....	64
Figure III.6	Flux masse d’eau évaporée en fonction de la teneur en eau. Séchage en convection naturelle.....	64
Figure III.7	Schéma de principe du dispositif de séchage en convection forcée.....	65
Figure III.8	Evolution de la température, au cours du séchage, en convection forcée...	66
Figure III.9	Evolution de la teneur en eau et du flux massique, au cours du séchage, en convection forcée.....	66
Figure III.10	Flux masse d’eau évaporée en fonction de la teneur en eau. Séchage en convection forcée.....	66
Figure III.11	Schéma du bloc bicouche. Implantation des capteurs.....	68
Figure III.12	Photos de l’échantillon avant et après coulage du mortier de ciment.....	68
Figure III.13	Variation de l’humidité relative au cours de l’expérience.....	70
Figure III.14	Variation de la température au cours de l’expérience.....	70
Figure III.15	Evolution du coefficient de diffusion global lors de l’essai de séchage du béton de polystyrène.....	73

Figure III.16	Variation du coefficient de diffusion massique effectif, en fonction du degré de saturation, du mortier de ciment et du béton de polystyrène, pour une température de 20°C.....	74
Figure III.17	Variation des coefficients de diffusion (liquide et vapeur), du mortier de ciment, pour une température de 20°C.....	75
Figure III.18	Variation du coefficient global de diffusion (degré de saturation), du mortier de ciment, pour deux températures.....	75
Figure III.19	Variation du coefficient global de diffusion, du béton cellulaire, pour deux températures.....	75
Figure III.20	Variation des coefficients de diffusion (liquide et vapeur), du béton de polystyrène, pour une température de 20°C.....	76
Figure III.21	Variation du coefficient global de diffusion, du béton de polystyrène pour deux températures.....	76
Figure III.22	Variation du coefficient global de diffusion, du mortier de ciment et du béton de polystyrène, pour une température de 20°C.....	77
Figure III.23	Coefficients de diffusion massique du mortier de ciment, pour une température de 20°C.....	78
Figure III.24	Coefficients de diffusion massique, du béton de polystyrène, pour une température de 20°C.....	78
Figure III.25	Variation de la masse volumique du béton en fonction du type de béton de polystyrène.....	79
Figure III.26	Coupe et photos de la plaque chaude gardée.....	80
Figure III.27	Variation de la conductivité thermique en fonction du pourcentage massique de polystyrène (température moyenne de 33.2°C).....	81
Figure III.28	Schéma de principe d'un dessiccateur.....	83
Figure III.29	Evolution globale de la teneur en eau avec le temps pour six échantillons de béton de polystyrène.....	84
Figure III.30	Cinétique d'adsorption des échantillons de béton de polystyrène à une humidité relative ambiante de 43% après stabilisation à 23%.....	84
Figure III.31	Cinétique d'adsorption des échantillons de béton de polystyrène à une humidité relative ambiante de 75% après stabilisation à 43%.....	84
Figure III.32	Cinétique d'adsorption des échantillons de béton de polystyrène à une humidité relative ambiante de 97% après stabilisation à 75%.....	85
Figure III.33	Pourcentage de variation de la masse des échantillons de béton MP3.....	85
Figure III.34	Isotherme de sorption du béton à billes de polystyrène MP3.....	86
Figure III.35	Schéma de principe du dispositif de mesure.....	88
Figure III.36	Photo du dispositif expérimental.....	88
Figure III.37	Chaîne d'acquisition.....	89
Figure III.38	Variation de la température et de l'humidité relative de l'air au cours de l'expérience.....	90
Figure III.39	Evolution de la température et de l'humidité relative.....	91
Figure III.40	Photo du dispositif expérimental (deuxième expérience).....	92
Figure III.41	Schéma de principe du dispositif de mesure. Implantation des capteurs (deuxième expérience).....	92
Figure III.42.a	Variation de l'humidité relative, au cours de la première séquence de mesure, pour le mortier de ciment.....	95
Figure III.42.b	Variation de la température, au cours de la première séquence de mesure, pour le mortier de ciment.....	95
Figure III.43.a	Variation de l'humidité relative, au cours de la deuxième séquence de mesure, pour le mortier de ciment.....	95

Figure III.43.b	Variation de la température, au cours de la deuxième séquence de mesure, pour le mortier de ciment.....	95
Figure III.44.a	Variation de l'humidité relative, au cours de la troisième séquence de mesure, pour le mortier de ciment.....	96
Figure III.44.b	Variation de la température, au cours de la troisième séquence de mesure, pour le mortier de ciment.....	96
Figure III.45.a	Variation de l'humidité relative, au cours de la troisième séquence de mesure, pour le béton de polystyrène MP4.....	96
Figure III.45.b	Variation de la température, au cours de la troisième séquence de mesure, pour le béton de polystyrène MP4.....	97
Figure III.46	Evolution de la température - Comparaison entre modèle et expérience (Mortier de ciment).....	100
Figure III.47	Profil de la température - Comparaison entre modèle et expérience (Mortier de ciment).....	100
Figure III.48.a	Evolution de l'humidité relative - Comparaison entre modèle et expérience (Mortier - Séquence 1).....	102
Figure III.48.b	Evolution de la température - Comparaison entre modèle et expérience (Mortier - Séquence 1).....	102
Figure III.49.a	Evolution de l'humidité relative - Comparaison entre modèle et expérience (Mortier - Séquence 2).....	103
Figure III.49.b	Evolution de la température - Comparaison entre modèle et expérience (Mortier - Séquence 2).....	103
Figure III.50.a	Evolution de l'humidité relative - Comparaison entre modèle et expérience (Mortier - Séquence 3).....	104
Figure III.50.b	Evolution de la température - Comparaison entre modèle et expérience (Mortier - Séquence 3).....	104
Figure III.51.a	Evolution de l'humidité relative - Comparaison entre modèle et expérience (Béton MP4).....	105
Figure III.51.b	Evolution de la température - Comparaison entre modèle et expérience (Béton MP4).....	105
Figure III.52.a	Profil de l'humidité relative - Comparaison entre modèle et expérience (Mortier - Séquence 1).....	106
Figure III.52.b	Profil de la température - Comparaison entre modèle et expérience (Mortier - Séquence 1).....	106
Figure III.53.a	Profil de l'humidité relative - Comparaison entre modèle et expérience (Mortier - Séquence 2).....	106
Figure III.53.b	Profil de la température - Comparaison entre modèle et expérience (Mortier - Séquence 2).....	106
Figure III.54.a	Profil de l'humidité relative - Comparaison entre modèle et expérience (Mortier - Séquence 3).....	107
Figure III.54.b	Profil de la température - Comparaison entre modèle et expérience (Mortier - Séquence 3).....	107
Figure III.55.a	Profil de l'humidité relative - Comparaison entre modèle et expérience (Béton MP4).....	107
Figure III.55.b	Profil de la température - Comparaison entre modèle et expérience (Béton MP4).....	107
Figure III.56	Flux de masse à la surface (séquence 3).....	108
Figure III.57	Flux de chaleur à la surface (séquence 3)	109

Figure III.58	Evolution de l'humidité relative, à 1cm de la surface du mortier (x=1cm), pour différentes valeurs de la perméabilité intrinsèque (séquence 3).....	109
Figure III.59	Vérification de la condensation dans la masse (séquence3).....	110
Figure III.60	Vérification de la condensation dans la masse (séquence2).....	111
Figure IV.1	Profil du degré de saturation (configuration1).....	114
Figure IV.2	Evolution du degré de saturation (configuration1).....	114
Figure IV.3	Profil de la température (configuration1).....	115
Figure IV.4	Evolution de la température (configuration1).....	115
Figure IV.5	Densité de flux de chaleur sensible aux surfaces (configuration1).....	116
Figure IV.6	Densité de flux de chaleur latente aux surfaces (configuration1).....	116
Figure IV.7	Evolution de la température de l'air extérieur (configuration2).....	117
Figure IV.8	Profil de la température (configuration2).....	117
Figure IV.9	Evolution de la température au sein du matériau (configuration2).....	118
Figure IV.10	Profil du degré de saturation (configuration2).....	118
Figure IV.11	Densité de flux de chaleur sensible aux surfaces (configuration2).....	119
Figure IV.12	Densité de flux de chaleur latente aux surfaces (configuration2).....	119
Figure IV.13	Evolution de la température de l'air (configuration3).....	120
Figure IV.14	Evolution de l'humidité relative de l'air (configuration3).....	120
Figure IV.15	Profil du degré de saturation (configuration3).....	121
Figure IV.16	Evolution du degré de saturation (configuration3).....	121
Figure IV.17	Profil de la température (configuration3).....	122
Figure IV.18	Evolution de la température au sein du matériau (configuration3).....	122
Figure IV.19	Densité de flux de chaleur sensible aux surfaces (configuration3).....	123
Figure IV.20	Densité de flux de chaleur latente aux surfaces (configuration3).....	123
Figure IV.21	Densité de flux de chaleur sensible entre les faces de la paroi (configuration3).....	124
Figure IV.22	Influence des coefficients de diffusion massique, dus au gradient de la température, sur le profil du degré de saturation (configuration 1).....	124
Figure IV.23	Profil de la température du béton ordinaire et du béton de polystyrène ...	125
Figure IV.24	Densité de flux de chaleur par convection sur la face interne de la paroi..	126
Figure IV.25	Densité de flux de chaleur en fonction de la différence de température entre l'intérieur et l'extérieur.....	126
Figure IV.26	Evolution du degré de saturation à l'interface gauche de la paroi multicouche (côté extérieur) - configuration1.....	127
Figure IV.27	Profil du degré de saturation de la paroi multicouche après 264h (configuration1).....	128
Figure IV.28	Profil de la température de la paroi multicouche après 200h (configuration1).....	128
Figure IV.29	Densité de flux de chaleur traversant la paroi multicouche (configuration2).....	129
Figure IV.30	Rapport des densités de chaleur traversant la paroi multicouche (configuration2).....	130
Figure IV.31	Profil de la température de la paroi multicouche (configuration2).....	130
Figure IV.32	Evolution de la température de la face interne de la paroi multicouche (configuration2).....	131
Figure IV.33	Profil du degré de saturation de la paroi multicouche après 600h (configuration3).....	132
Figure IV.34	Evolution du degré de saturation à l'interface droite de la paroi multicouche (côté intérieur) - configuration3.....	132

Figure IV.35	Profil de la température de la paroi multicouche (configuration3).....	133
Figure IV.36	Evolution de la température de la face interne de la paroi multicouche-configuration3.....	133
Figure IV.37	Densité de flux de chaleur sur la face interne de la paroi multicouche-configuration3.....	134
Figure IV.38	Evolution de la température de la face interne de deux types de parois multicouches - configuration3.....	135
Figure IV.39	Profil de la température de deux types de parois multicouches après 12 h - configuration3.....	135
Figure IV.40	Evolution de la température de la face interne pour différentes épaisseurs du béton de polystyrène - Configuration3.....	136
Figure IV.41	Evolution de la température de la face interne pour différentes épaisseurs de la couche d'enduit - Configuration3.....	137
Figure IV.42	Evolution de la pression de vapeur d'eau aux interfaces de la paroi multicouche - Configuration 2 (couche interne en béton de polystyrène)..	138
Figure IV.43	Profil de la pression de vapeur d'eau de la paroi multicouche - Configuration 2 (couche interne en béton de polystyrène).....	138
Figure A.1	Maillage et représentation du volume de contrôle - Schématisation des conditions aux limites (cas expérimental).....	149
Figure A.2	Maillage et représentation du volume de contrôle - Schématisation des conditions aux limites à l'interface des matériaux (paroi multicouche)....	154

Liste des tableaux

Tableau II.1	Types de contact entre les couches d'une paroi de construction.....	53
Tableau III.1	Composition initiale des matériaux étudiés.....	60
Tableau III.2	Nomenclature des échantillons fabriqués.....	61
Tableau III.3	Désignation et position des capteurs connectés au bloc bicouche.....	69
Tableau III.4	Conductivité thermique des matériaux étudiés.....	81
Tableau III.5	Conductivité thermique en fonction de la température.....	82
Tableau III.6	Modèles des isothermes de sorption.....	86
Tableau III.7	Paramètres des modèles de GAB et de BET.....	86
Tableau III.8	Désignation et position des capteurs connectés au bloc de mortier de ciment (première expérience).....	88
Tableau III.9	Caractéristiques techniques des sondes « Sensirion ».....	89
Tableau III.10	Désignation et position des capteurs connectés au bloc de mortier de ciment (deuxième expérience).....	93
Tableau III.11	Désignation et position des capteurs connectés au bloc de béton de polystyrène.....	93
Tableau III.12	Propriétés des matériaux étudiés.....	99

Nomenclature

Certaines notations, utilisées localement, ne figurent pas dans la liste ci-dessous. Elles sont précisées au fur et à mesure de leur apparition dans le texte.

a	Diffusivité thermique	$\text{m}^2.\text{s}^{-1}$
c	Chaleur massique	$\text{J}.\text{kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$
D_T	Coefficient de diffusion massique dû au gradient de la température ($D_T=D_{Tl}+D_{Tv}$)	$\text{m}^2.\text{s}^{-1}.\text{K}^{-1}$
D_Θ	Coefficient de diffusion massique dû au gradient de la teneur en eau ($D_\Theta = D_{\Theta l} + D_{\Theta v}$)	$\text{m}^2.\text{s}^{-1}$
D_{Tl}	Coefficient de diffusion de l'eau liquide sous l'effet d'un gradient de la température	$\text{m}^2.\text{s}^{-1}.\text{K}^{-1}$
D_{Tv}	Coefficient de diffusion de la vapeur d'eau sous l'effet d'un gradient de la température	$\text{m}^2.\text{s}^{-1}.\text{K}^{-1}$
$D_{\Theta l}$	Coefficient de diffusion de l'eau liquide sous l'effet d'un gradient de la teneur en eau	$\text{m}^2.\text{s}^{-1}$
$D_{\Theta v}$	Coefficient de diffusion de la vapeur d'eau sous l'effet d'un gradient de la teneur en eau	$\text{m}^2.\text{s}^{-1}$
D_{vap}	Coefficient de diffusion de la vapeur dans l'air	$\text{m}^2.\text{s}^{-1}$
D_{eff}	Coefficient de diffusion effectif	$\text{m}^2.\text{s}^{-1}$
h_c	Coefficient de transfert de chaleur par convection	$\text{W}.\text{m}^{-2}.\text{K}^{-1}$
h_r	Coefficient de transfert de chaleur par rayonnement	$\text{W}.\text{m}^{-2}.\text{K}^{-1}$
h_m	Coefficient de transfert de masse	$\text{m}.\text{s}^{-1}$
J_q	Densité de flux de chaleur	$\text{W}.\text{m}^{-2}$
J_v	Densité de flux massique de vapeur d'eau	$\text{kg}.\text{m}^{-2}.\text{s}^{-1}$
J_l	Densité de flux massique d'eau liquide	$\text{kg}.\text{m}^{-2}.\text{s}^{-1}$
J	Densité de flux massique total	$\text{kg}.\text{m}^{-2}.\text{s}^{-1}$
k	Perméabilité intrinsèque	m^2
k_{rl}	Perméabilité relative	(-)
L_c	Longueur caractéristique	m
L_v	Chaleur latente de vaporisation	$\text{J}.\text{kg}^{-1}$
M	Masse molaire	$\text{kg}.\text{mol}^{-1}$
P_c	Pression capillaire	Pa
P_i	Pression à la phase i	Pa
P_{vs}	Pression de vapeur saturante	Pa
R	Constante des gaz parfaits	$\text{J}.\text{mol}^{-1}.\text{K}^{-1}$
R_{th}	Résistance thermique	$\text{K}.\text{W}^{-1}$
S	Degré de saturation	(-)
T	Température	K ou °C
t	Temps	s
U	Vitesse	$\text{m}.\text{s}^{-1}$
w	Teneur en eau massique en base sèche	$\text{kg}.\text{kg}^{-1}$

Lettres grecques

θ	Teneur en eau volumique	$\text{m}^3.\text{m}^{-3}$
φ	Humidité relative	% ou (-)
ε	Porosité	(-)
ρ	Masse volumique	$\text{kg}.\text{m}^{-3}$
λ	Conductivité thermique	$\text{W}.\text{m}^{-1}.\text{K}^{-1}$
μ	Viscosité dynamique de l'eau	$\text{kg}.\text{m}^{-1}.\text{s}^{-1}$
γ	Viscosité cinématique	$\text{m}^2.\text{s}^{-1}$
σ	Constante de Stéphan Boltzman	$\text{W}.\text{m}^{-2}.\text{K}^{-4}$
Φ	Potentiel thermodynamique	$\text{J}.\text{kg}^{-1}$
Ψ	Potentiel capillaire	Pa

Nombres adimensionnels

Bi	Nombre de Biot	$Bi = h_c L_c / \lambda$
F_o	Nombre de Fourier	$F_o = a.t / (L_c)^2$
Gr	Nombre de Grashof (transfert de chaleur)	$Gr = g \Delta T L_c^3 / (T_{film} \gamma^2)$
Gr_m	Nombre de Grashof (transfert de masse)	$Gr_m = g \Delta \rho L_c^3 / (\rho \gamma^2)$
Pr	Nombre de Prandtl	$Pr = \gamma / a$
Sc	Nombre de Schmidt	$Sc = \gamma / D_{vap}$
Re_L	Nombre de Reynolds	$Re_L = UL_c / \gamma$

Indices / Exposants

a	air
p	paroi
l	liquide
v	vapeur
s	solide
g	gaz
i	phase i
0	initial

INTRODUCTION GENERALE

La recherche des conditions de confort de l'habitat passe par une meilleure connaissance des comportements hydrique et thermique des parois. Les constructeurs s'intéressent, surtout, à la pérennité des constructions par l'emploi de matériaux efficaces en termes de résistance mécanique et de durabilité. Les aspects de confort (thermique, hydrique, acoustique) sont en général traités à posteriori par la juxtaposition de différents matériaux (isolants thermiques et acoustiques, pare-vapeur...) ayant chacun une tâche dévolue. Cette accumulation de matériaux augmente le coût de la construction et occupe un volume non négligeable. Pour minimiser ce coût et lutter contre le gaspillage d'énergie, en même temps, il est nécessaire de mettre en œuvre une isolation thermique adéquate des parois qui composent l'enveloppe. Plusieurs études ont été réalisées dans le but d'effectuer une analyse plus réaliste conduisant à un coût réduit de consommation de l'énergie dans les immeubles. Les préoccupations actuelles sont de favoriser des produits composites capables de remplir plusieurs usages. L'ajout d'un enduit ou d'une peinture en surface vient en complément de ces produits composites et permet d'améliorer les performances de l'ensemble d'une paroi. Le développement actuel des bétons (bétons allégés,...) montre bien cette tendance qui consiste à surmonter les faiblesses du béton ordinaire en conservant ses performances mécaniques tout en intégrant d'autres composants non conventionnels. Ces derniers présentent de nouvelles propriétés physiques (mécaniques, thermo hydriques, acoustiques,...). On peut notamment trouver dans la littérature scientifique des travaux montrant l'intérêt d'améliorer les bétons existants en additionnant aux mélanges classiques des matériaux possédant des propriétés physiques différentes. Ces matériaux doivent être économiquement viables, intégrer les problématiques liées au confort et au développement durable (coût de l'énergie, recyclabilité,...).

Dans ce contexte, un béton composite produit en Algérie, renforcé avec des billes de polystyrène, est utilisé. Le choix de cet ajout est justifié par le fait que le polystyrène compte parmi les matériaux les plus abondants en Algérie. En outre, il présente des caractéristiques intéressantes, notamment une faible conductivité thermique, qui conduit à un grand pouvoir isolant. Les propriétés thermiques de ce matériau permettent par rapport à un béton classique d'alléger le produit de base, de proposer une meilleure isolation, de diminuer l'inertie thermique et de recycler certains déchets. Cette étude qui concerne la caractérisation et l'évaluation des performances d'un nouveau matériau destiné au bâtiment est en bonne adéquation avec le thème « Environnement ».

Dans cette thèse, nous avons travaillé sur une paroi multicouche composée d'un béton composite (béton de polystyrène) recouvert d'un enduit de part et d'autre. L'étude comporte deux aspects: un premier aspect consiste à caractériser du point de vue thermique

et hydrique ces matériaux fortement hétérogènes. Un deuxième aspect consiste à étudier le comportement thermo hydrique de parois de bâtiment (béton + enduit) lors de sollicitations extérieures. Une approche numérique et une approche expérimentale sont utilisées. Les conditions d'ambiance (température, hygrométrie et vitesse de l'air) ont une répercussion directe sur le comportement des parois. Des études sont donc menées sous des conditions climatiques variables sur des blocs. En parallèle à l'approche expérimentale, un modèle représentatif des transferts de chaleur et de masse dans les matériaux : milieu capillaro-poreux (béton composite) et milieu multiphasique (enduit), est développé afin de prédire le comportement thermo hydrique de la paroi. Ce modèle est validé par la confrontation de réponses simulées et expérimentales.

Le développement de ce mémoire est effectué suivant cette présentation :

Dans le premier chapitre, nous évoquons le contexte bâtiment – énergie, nous présentons les caractéristiques générales des milieux poreux et une synthèse bibliographique sur leur comportement hydrique, nous donnons des généralités sur les différentes phases de séchage, nous exposons succinctement une analyse des modèles les plus répandus de transferts de chaleur et de masse dans les milieux poreux et justifions le choix du modèle retenu dans cette thèse ; et nous terminons par la présentation des bétons, leur composition et leurs propriétés hydriques, thermiques et acoustiques.

La modélisation du transfert couplé de chaleur et de masse dans les milieux poreux fait l'objet du deuxième chapitre. En partant des équations de conservation de masse et d'énergie, le modèle choisi est développé afin de l'appliquer, dans la suite de ce travail, pour décrire le comportement hygrothermique des matériaux de construction poreux.

Le troisième chapitre est divisé en deux parties ; la première, présente les travaux expérimentaux réalisés dans le cadre de cette thèse. Elle a pour but de déterminer les cinétiques de séchage, de caractériser les matériaux de construction retenus dans cette étude, de déterminer les isothermes de sorption/désorption et d'étudier le comportement thermo hydrique de ces matériaux vis-à-vis des sollicitations extérieures. La deuxième partie de ce chapitre est consacrée à la confrontation simulation/expérience.

Le chapitre quatre, quant à lui, illustre les capacités du code de calcul de prédiction du comportement des enveloppes des bâtiments par étude numérique de différents cas.

Nous terminons ce mémoire par une conclusion générale qui rappelle les objectifs et le cadre de la modélisation, ainsi que les principaux résultats obtenus. Cette conclusion est complétée par des perspectives d'extension de ce travail, pour améliorer certaines approches ou compléter les résultats obtenus par des informations supplémentaires.

CHAPITRE I:
ETAT DE L'ART

Nous présentons dans ce chapitre une synthèse bibliographique sur les thèmes traités dans cette thèse. Nous commençons d'abord par évoquer le contexte bâtiment-énergie et rappeler la nécessité de l'isolation thermique tout en respectant les qualités environnementales des bâtiments. Ensuite, nous présentons les caractéristiques générales des milieux poreux et une bibliographie sur leur comportement hydrique. Dans le troisième volet, nous abordons succinctement la théorie générale sur les phases de séchage des milieux poreux. Par la suite, nous exposons brièvement les modèles physiques les plus utilisés pour simuler les transferts de chaleur et de masse dans les milieux poreux. Nous terminons le chapitre par la présentation du béton, sa composition, son comportement mécanique et ses propriétés thermiques, hydriques et acoustiques.

I.1. Contexte général Bâtiment-Energie

I.1.1. Qualité environnementale des bâtiments et nécessité de l'isolation thermique

L'objectif de l'étude de la qualité environnementale des bâtiments est de limiter leurs impacts sur l'environnement extérieur et de créer un environnement intérieur convenable.

Le concept de développement durable s'applique à la fois aux domaines écologique, économique et socio-culturel. Dans le secteur du bâtiment, l'enjeu environnemental est de maîtriser les consommations des ressources et de limiter les pollutions ; l'enjeu social est d'apporter confort, santé et sécurité aux occupants tout en créant de l'emploi et en veillant à la sécurité des travailleurs ; l'enjeu économique repose sur la facture énergétique et sur le coût global d'un bâtiment.

Durant toutes les phases de sa vie (construction, utilisation, réhabilitation et destruction), un bâtiment affecte fortement l'environnement à travers l'utilisation de ressources naturelles (roches, bois, eau...) et d'énergie (processus de construction, transport, chauffage, éclairage...) d'où la nécessité de l'isolation thermique des bâtiments afin d'optimiser la consommation énergétique. L'isolation thermique introduite par les différents éléments de l'enveloppe de bâtiment constitue un important critère de performance énergétique. Elle permet de réduire les déperditions de chaleur, de réaliser des économies de chauffage, de limiter les émissions de gaz à effet de serre, et de bénéficier d'un meilleur confort de vie.

Une grande partie de déperdition de chaleur se faisant par les toits (environ 30%) et les murs (environ 25%), par conséquent une bonne isolation thermique de l'enveloppe permet de réduire les consommations énergétiques dans les bâtiments de plus de 60%.

Il existe trois types d'isolation des parois :

- **Isolation intérieure** : c'est la plus répandue. Elle est facile à mettre en œuvre. Elle laisse le mur à l'extérieur de la zone isolée et permet une montée en chauffe rapide

adaptée à un usage temporaire, par contre elle conduit à une réduction de l'espace intérieur et à la présence des ponts thermiques qui restent à traiter.

- **Isolation extérieure** : Elle a l'avantage de mieux isoler en éliminant les ponts thermiques, de protéger globalement la structure du bâtiment, de ne pas diminuer la surface intérieure de l'habitation. Néanmoins elle est difficile à mettre en œuvre sur certains édifices anciens. En outre elle nécessite une protection contre les intempéries, par conséquent elle est plus coûteuse, et moins intéressante.
- **Isolation intégrée au matériau** : Cette solution utilise des matériaux qui intègrent un isolant dans leur structure, béton cellulaire, béton de chanvre, béton allégé, etc. Elle est généralement utilisée en construction neuve. Elle est performante et durable. C'est dans cette gamme d'isolation que se situe le béton à billes de polystyrène, objet de notre étude.

I.1.2. Choix des matériaux

Le matériau « idéal » doit à la fois avoir des impacts limités sur l'environnement extérieur durant tout son cycle de vie et être performant (thermiquement, acoustiquement...). Toutefois, le choix de ce matériau est complexe car les qualités environnementales des matériaux peuvent être contradictoires. Il faut alors définir des priorités (De Brito, 2016) et (Jang, 2015).

Les performances techniques et fonctionnelles des matériaux utilisés ont des répercussions sur les consommations énergétiques du bâtiment ainsi que sur les conditions de confort et de santé à l'intérieur de celui-ci (Nematchoua, 2015). La mise en place de matériaux ayant de bonnes propriétés thermiques (isolation et inertie) permet de limiter les consommations énergétiques pour le chauffage et la climatisation. De plus, ces propriétés permettent d'assurer un bon niveau de confort thermique (pas de sensation de paroi froide en hiver, pas de surchauffe en été...). Les propriétés hydriques des matériaux influencent également les consommations énergétiques et le confort hydrique. Le confort acoustique au sein d'un local comprend sa correction acoustique, son isolation aux bruits aériens et l'affaiblissement des bruits d'impacts. Les performances acoustiques des matériaux permettent de traiter ces trois points de manière simultanée ou séparée.

I.2 Caractéristiques des milieux poreux

La compréhension des mécanismes de transferts hydrique et thermique au sein du matériau passe par l'étude préalable des modes de fixation de l'eau dans ce matériau. Les travaux abordés dans cette partie développent les principes de base qui permettront, par la suite, de modéliser le comportement thermo-hydrique des matériaux de construction poreux étudiés.

I.2.1 Porosité

Un milieu poreux comporte des vides, appelés pores susceptibles ou non de contenir des gaz ou des liquides. La géométrie et la densité de ces pores est fonction du type de matériau.

La porosité totale ϵ_{tot} est définie par le rapport entre le volume des pores V_p , et le volume total, ou volume apparent du matériau V_o . Le volume total est par ailleurs composé du volume solide V_s et du volume des pores V_p .

$$\epsilon_{tot} = \frac{V_p}{V_o} = \frac{V_p}{V_p + V_s} \quad (I.1)$$

L'ensemble des pores est constitué de :

- Pores interconnectés qui forment un espace continu dans le milieu poreux et participent au transport de matière dans le matériau.
- Pores aveugles ou bras morts qui sont connectés uniquement par une voie. Ils peuvent donc être accessibles à un fluide extérieur mais ne participent pas au transport.
- Pores isolés qui ne communiquent pas avec le milieu extérieur (figure I.1).

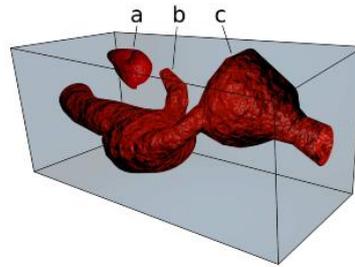


Figure I.1. Différents types de pores : a- pore isolé, b- pore aveugle, c- pore interconnecté (Malvault, 2013)

La porosité ouverte ϵ , rassemble les deux premières catégories de pores précités. Dans le cas du béton, la proportion volumique de pores isolés est négligeable et ϵ peut être considérée comme égale à ϵ_{tot} (Picandet, 2001).

En particulier, on peut donner une classification des pores selon leur taille de la manière suivante (Jaffel, 2006):

- Micropores : avec un diamètre < 2 nm.
- Mésopores : ou pores capillaires, avec un diamètre de 2-50 nm.
- Macropores : avec un diamètre > 50 nm.

La porosité est le paramètre le plus utilisé pour la caractérisation du milieu poreux. Les techniques les plus usuelles utilisées pour sa détermination sont (Pinot, 2015) :

- Les méthodes intrusives dont la porosimétrie au mercure.
- La pycnométrie : elle consiste à déterminer la masse volumique apparente à partir de la pénétration d'un fluide dans les pores ouverts (Wade, 2013).
- La stériologie : elle permet d'observer au moyen d'un microscope électronique une coupe du matériau (Biswal, 2009).

I.2.2 Teneur en eau et degré de saturation

Le matériau poreux comprend généralement trois phases : solide, liquide et gazeuse.

Les teneurs en eau s'expriment en volume ou en masse d'eau par les expressions suivantes (Couasnet, 1989) :

- La teneur en eau volumique est le volume d'eau sur le volume total.
- La teneur en eau massique est la masse d'eau sur la masse du matériau à l'état sec.
- La teneur en vapeur massique est la masse de la vapeur d'eau sur la masse du matériau à l'état sec.

La teneur en humidité (phases liquide et vapeur) du matériau poreux sera la somme des teneurs massiques en eau et en vapeur.

Le degré de saturation en eau (S) est défini comme le rapport du volume d'eau contenu dans les pores sur le volume des pores ouverts. Il est lié à la teneur en eau massique et à la teneur volumique par la relation suivante (Salagnac et al., 2004) et (Crausse et al., 1996) :

$$S = \frac{w\rho_s}{\varepsilon\rho_l} = \frac{\theta}{\varepsilon} \quad (\text{I.2})$$

Il est à noter que la notion de teneur volumique en fluide ou de saturation n'a de sens qu'à l'échelle du volume élémentaire représentatif (VER), contrairement aux pressions qui peuvent être définies en chaque point d'une phase ou d'une interface. Par ailleurs, la saturation n'est pas une variable d'état au sens de la thermodynamique. La relation qui la lie à la pression capillaire n'est pas de nature thermodynamique, puisqu'elle dépend de la morphologie de l'espace poreux considéré (Daian, 2012).

I.2.3 Perméabilité

La perméabilité d'un milieu poreux correspond à son aptitude à se laisser traverser par un fluide (liquide ou gaz) sous l'effet d'un gradient de pression (Geraud, 2000).

La vitesse de filtration \vec{v} d'un fluide régie par la loi de Darcy, en conditions non saturées et en négligeant les effets de gravité, est donnée pour un écoulement laminaire d'un fluide Newtonien par la relation suivante (Hamami, 2009) :

$$\vec{v} = -\frac{K_{eff}}{\eta} \overline{\nabla p} \quad [\text{m/s}] \quad (\text{I.3})$$

Où $\overline{\nabla p}$ en (Pa/m) représente le gradient de pression auquel est soumis le matériau, η en (Pa.s) la viscosité dynamique du fluide et K_{eff} en (m^2) est la perméabilité effective du matériau. Cette perméabilité est le produit d'une perméabilité intrinsèque et d'une perméabilité relative (Mayer et al., 1992) :

$$K_{eff,i} = K_i \cdot K_{r,i} \quad (\text{I.4})$$

Avec : $K_{eff,i}$: perméabilité effective de la phase i (liquide ou gazeuse).

K_i : perméabilité intrinsèque (m^2),

$K_{r,i}$: perméabilité relative à la phase i , $0 \leq K_{r,i} \leq 1$.

Pour le béton, les perméabilités relatives aux gaz et aux liquides, en fonction du degré de saturation, sont décrites par les relations suivantes (Geraud, 2000) :

$$K_{r\text{ gaz}} = \sqrt{1-S} \left(1 - S^{1/m}\right)^{2m} \quad (\text{I.5})$$

$$K_{r\text{ liq}} = \sqrt{S} \left(1 - \left(1 - S^{1/m}\right)^m\right)^2 \quad (\text{I.6})$$

La Figure I.2 illustre les courbes de perméabilités relatives obtenues par Billard (2003). Le béton concerné est de type ordinaire avec un rapport (eau/ciment) E/C = 0.49.

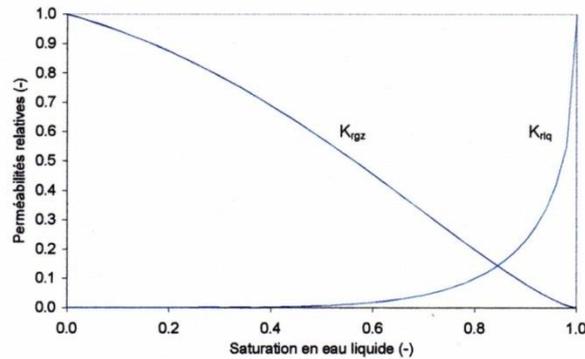


Figure I.2. Perméabilités relatives du béton ordinaire (Billard, 2003)

La perméabilité relative à l'eau est fortement non-linéaire, les mouvements d'eau liquide deviennent difficiles, voire impossibles, en dessous d'une saturation en eau liquide d'environ 0.4. Cette dernière valeur peut ainsi être interprétée comme la valeur de la saturation en eau liquide à partir de laquelle la phase liquide devient discontinue dans le milieu poreux (Dal Pont, 2004).

Le transport de l'humidité dans les matériaux poreux est soumis à différents mécanismes. Pour les hauts degrés de saturation d'eau (phase liquide continue), les tensions capillaires induisent l'écoulement du fluide. Pour des degrés de saturation moyens, il y a coexistence des deux mouvements liquide et gaz. Le transfert de vapeur est largement prépondérant pour les bas degrés de saturation.

❖ Détermination expérimentale de la perméabilité intrinsèque

La perméabilité intrinsèque dépend principalement de la microstructure du matériau et elle est théoriquement indépendante de la nature du fluide.

- Dans le cas de l'eau traversant un milieu poreux saturé, et après mesure du débit massique en régime stationnaire et de la différence de pression entre l'entrée et la sortie de l'échantillon, la perméabilité intrinsèque peut être exprimée par application de la loi de Darcy :

$$K_l = \frac{Q}{S} \frac{\mu_l L}{\rho_l \Delta P} \quad (\text{I.7})$$

Q [$\text{kg}\cdot\text{s}^{-1}$] : débit massique mesuré en régime stationnaire,
 S [m^2] : section de l'échantillon d'épaisseur L [m],
 μ_1 , ρ_1 : viscosité dynamique [$\text{kg}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{s}^{-1}$] et masse volumique de l'eau [$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$],
 respectivement,

ΔP [Pa] : différence de pression entre l'entrée et la sortie de l'échantillon.

Il existe aussi d'autres méthodes de mesures indirectes de la perméabilité intrinsèque qui se basent sur le suivi de l'évolution de la masse d'un échantillon durant une phase de séchage (Francy, 1998).

La perméabilité au gaz peut être aussi mesurée en utilisant la formulation de Darcy mais en introduisant un terme correctif. Dans ce cas, c'est la perméabilité apparente qui est mesurée et la perméabilité intrinsèque est déduite en utilisant l'approche de Klinkenberg (1941) :

$$K_{app} = K_g \left(1 + \frac{\beta_k}{\bar{P}} \right) \quad (\text{I.8})$$

Avec : \bar{P} : Pression moyenne appliquée durant l'expérience,

β_k : Coefficient de Klinkenberg.

Il est à noter que le gaz utilisé durant l'expérience doit être inerte vis-à-vis de la structure poreuse du matériau. Les fluides les plus utilisés sont l'azote, l'oxygène ou l'air.

I.2.4 Pression capillaire et équilibre interfacial - Loi de Laplace et Loi de Kelvin

Dans les différents cas d'occupation diphasique de l'espace poreux évoqués ci-dessus, les deux fluides sont extrêmement divisés. Leur localisation dans l'espace poreux est déterminée par les phénomènes interfaciaux qui se manifestent de façon sensible à une échelle microscopique.

La capillarité est le phénomène d'interaction qui se produit aux interfaces entre deux fluides non miscibles ou entre un liquide et une surface. Elle est due aux forces de tension superficielle entre les différentes phases en présence.

La première règle de la capillarité concerne le *mouillage* des parois solides par chacun des fluides. L'un des deux est appelé *mouillant*, l'autre *non mouillant*. Les interfaces entre les deux fluides font avec les surfaces solides un angle déterminé appelé *angle de mouillage*. Cet angle, aigu du côté du fluide mouillant, traduit l'affinité de chacun des deux fluides pour le solide et dépend de la nature chimique de chacune des phases en présence. Dans le cas du mouillage parfait, l'angle de mouillage est nul, et le raccordement des interfaces est tangent. Lorsque l'un des deux fluides est un gaz (ou le vide), le liquide est dans la plupart des cas le fluide mouillant. Dans le cas contraire qui est moins fréquent, on dit que la surface solide est *hydrophobe*, ou que le liquide est non mouillant. Un exemple remarquable est celui du mercure, dont le caractère non mouillant vis à vis de la plupart des solides est mis à profit pour explorer l'espace poreux en *porométrie au mercure* (Thai-Hoa Vu, 2009).

L'interface entre les deux fluides est quant à elle soumise au phénomène de *tension interfaciale*. Cette interface se comporte comme une membrane sous tension (figure I.3). La tension interfaciale (N.m^{-1}) dépend essentiellement de la nature des deux fluides. Dans le cas du couple liquide-gaz et à plus forte raison du couple liquide-vide, la tension interfaciale est pratiquement une propriété intrinsèque du liquide. La tension interfaciale est une constante, contrairement à la tension élastique d'une membrane qui dépend de sa déformation. En conséquence, les effets de la tension interfaciale ne se manifestent que lorsque l'interface présente une courbure appréciable. Dans l'espace poreux, d'importantes courbures sont imposées à l'interface du fait du confinement des deux fluides entre les parois solides (Daian, 2012).

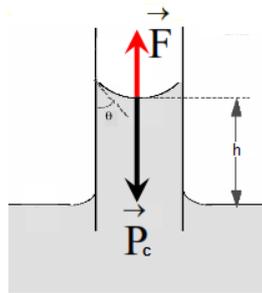


Figure I.3. Schéma de principe du phénomène de la capillarité – Interface gaz-liquide

A l'échelle d'un pore, lorsque l'eau liquide et le gaz coexistent, ces deux phases sont séparées par une interface courbe. La pression est discontinue à la traversée de cette interface et la différence de pressions entre la phase non mouillante (P_g) et la phase mouillante (P_l) s'appelle la pression capillaire, elle est donnée par la loi de Laplace qui s'écrit comme suit :

$$P_c = P_g - P_l \quad (\text{I.9})$$

P_g : pression totale de gaz,

P_l : pression totale de l'eau liquide.

Dans le cas d'un pore cylindrique, on peut écrire (Picandet, 2001):

$$P_c = P_g - P_l = \frac{2\sigma \cos\theta}{r_p} \quad (\text{I.10})$$

Avec : σ : tension superficielle

θ : angle de contact

r_p : rayon du pore

La pression capillaire est inversement proportionnelle au rayon du pore.

La relation entre la pression capillaire et l'humidité relative s'obtient en exprimant l'égalité des potentiels thermodynamiques du fluide dans chacune des phases. Le potentiel thermodynamique d'un corps chimiquement pur à l'état liquide, de masse volumique invariable ρ_l , en Joules/kg est donné par la relation:

$$\Phi_l = \frac{P_l - P_l^0}{\rho_l} \quad (\text{I.11})$$

Le potentiel de la vapeur, qui est l'un des composants du mélange de gaz parfaits peut se formuler selon la relation:

$$\Phi_v = \frac{RT}{M} \ln \left(\frac{P_v}{P_v^0} \right) \quad (\text{I.12})$$

Les pressions de référence P_l^0 et P_v^0 sont fonction de la température. Pour exprimer l'égalité des potentiels, il faut se donner ces constantes en tenant compte de ce que la relation qui en découle doit s'appliquer en particulier à l'équilibre en milieu ouvert en présence éventuellement d'un composant gazeux inerte imposant une pression gazeuse totale quelconque P_g se répercutant sur la phase liquide sans incidence sur la pression de la vapeur saturante. Il faut choisir pour cela $P_l^0 = P_g$ et $P_v^0 = P_{vs}$.

En exprimant l'égalité des deux potentiels, on obtient *la loi de Kelvin*, dont on peut donner les différentes formulations ci-dessous, suivies des rappels de la loi de Laplace :

$$P_c = -\Psi = P_g - P_l = -\frac{\rho_l RT}{M} \ln \left(\frac{P_v}{P_{vs}} \right) = -\frac{\rho_l RT}{M} \ln \varphi \quad (\text{I.13})$$

Ψ est le potentiel capillaire (Daian, 2012).

Dans le cas d'un pore cylindrique:

$$\varphi = \frac{P_v}{P_{vs}} = \exp \left(\frac{-2\sigma M \cos\theta}{r_p \rho_l RT} \right) \quad (\text{I.14})$$

A l'échelle d'un volume représentatif de matériau, la pression capillaire est fonction du degré de saturation en eau. C'est généralement une courbe décroissante. La pression capillaire décroît d'une valeur maximum pouvant être infinie à une valeur minimum dite pression d'entrée d'air (figure I.4).

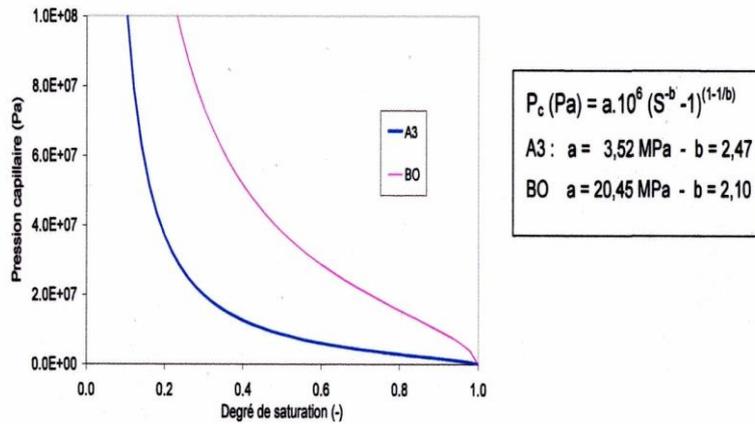


Figure I.4. Relation pression capillaire – saturation pour A3 et BO (Billard, 2003)
 BO : Béton ordinaire et A3 : Appellation donnée par Billard (2003) pour un béton comportant une proportion importante de macropores

Monlouis et al. (2004) comparent, pour les matériaux à base de ciment, la pression capillaire calculée en fonction de la saturation avec celle obtenue par la relation de Kelvin-Laplace, ils trouvent une bonne concordance entre les deux (Figure I.5).

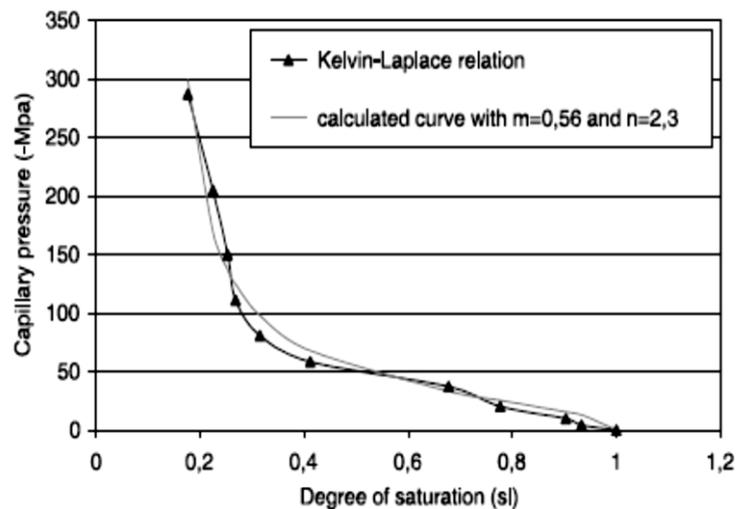


Figure I.5. Pression capillaire en fonction de la saturation (Monlouis et al., 2004)

I.2.5 Cycle de succion capillaire

L'eau libre apparaît lorsque s'opère la jonction des couches multimoléculaires adsorbées, elle est alors piégée par des forces d'origine capillaire. Sous l'effet de la pression capillaire, un flux d'eau liquide conduisant au remplissage des pores s'établit. On parle alors d'imbibition. Le phénomène inverse est appelé drainage (figure I.6).

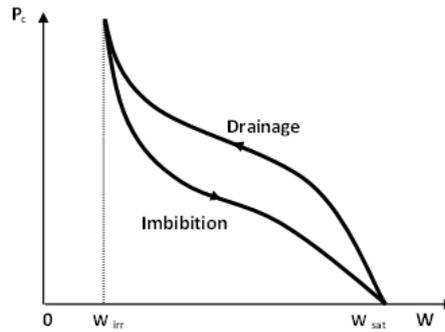


Figure I.6. Cycles de succion capillaire (Bellini Da, 1992)

I.2.6 Isothermes de sorption

En dehors de toute réaction chimique, la liaison de l'eau avec une matrice poreuse peut s'effectuer selon deux modes : l'adsorption physique (adsorption monomoléculaire et plurimoléculaire) et la capillarité (condensation capillaire).

Durant les phases de l'adsorption physique, les phénomènes qui ont lieu au sein de la structure peuvent être mis en évidence sur les courbes de sorption–désorption valables pour une température donnée. La courbe représentant, pour une température T donnée, la teneur en eau d'un produit en fonction de la valeur de l'activité de l'eau a_w - ou de l'humidité relative de l'air en équilibre ϕ - est appelée :

- Isotherme d'adsorption si elle a été déterminée expérimentalement en partant d'un produit sec.
- Isotherme de désorption si elle a été déterminée expérimentalement en partant d'un produit saturé en eau.

En général, les isothermes d'adsorption et de désorption ne coïncident pas et présentent une hystérésis car la désorption entraîne des modifications de structure et de porosité irréversibles (Jannot, 2003).

A tous les taux d'humidité relative, les deux formes du fluide condensé sont susceptibles de coexister dans des proportions extrêmement variables au sein de l'espace poreux. Aux faibles taux d'humidité relative, une phase d'adsorption mono moléculaire est observée selon le schéma de la figure I.7, l'énergie de liaison des molécules d'eau aux parois des pores est importante dans cette zone. Il existe ainsi un domaine plus ou moins étendu du taux d'humidité relative dans lequel on a affaire à l'adsorption pure (pluri moléculaire). Un film adsorbé se développe sur la totalité de la *surface interne* de l'espace poreux, appelée aussi *surface spécifique*. La quantité de fluide adsorbé par unité de surface de l'espace poreux augmente avec le taux d'humidité relative. La limite du domaine de l'adsorption pure dépend donc essentiellement du matériau poreux considéré.

Le liquide capillaire apparaît au taux d'humidité relative qui permet le remplissage des pores les plus fins de la distribution porométrique. L'épaisseur de la pellicule est suffisante pour que l'eau soit présente à l'état liquide dans les pores du matériau.

Que ce soit en sorption ou en désorption, plus le taux d'humidité relative est élevé, plus le domaine porométrique concerné par le remplissage capillaire est étendu. En même temps, à taux d'humidité relative croissant, la part de la surface interne disponible pour l'adsorption diminue, cependant que la quantité adsorbée par unité d'aire augmente. Ces trois facteurs contribuent aux isothermes de sorption ou désorption observés hors du domaine de l'adsorption pure.

Les mécanismes de sorption et de désorption se distinguent en second lieu par le fait que l'échantillon est environné par la vapeur du fluide considéré à taux de saturation contrôlé, à l'exclusion de tout contact avec une phase liquide extérieure. Le partage de l'espace poreux entre vapeur et fluide condensé est déterminé essentiellement par le changement de phase (condensation ou évaporation) au sein de l'espace poreux et non par les conditions de connexité de chacune des phases. Il est important de préciser si la sorption ou la désorption a lieu en atmosphère de vapeur pure, ou en présence d'un gaz inerte. La sorption en atmosphère de vapeur pure est pratiquée de préférence dans des appareils automatisés dans des buts de caractérisation porométrique qui intéressent entre autres les ingénieurs chimistes. Mais les isothermes obtenues ainsi ne coïncident pas nécessairement a priori avec ceux qui seraient observés dans les conditions standards de l'environnement atmosphérique.

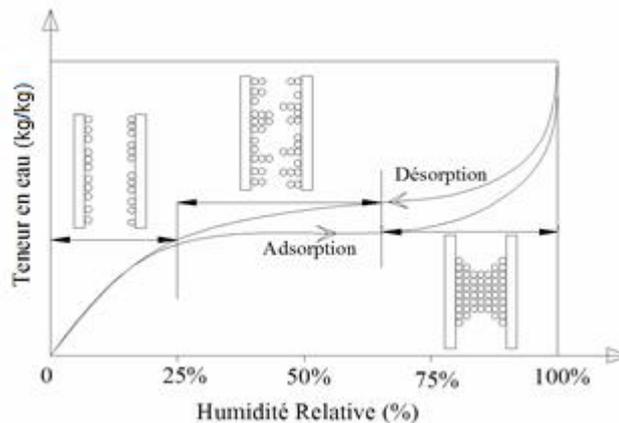


Figure 1.7. Isothermes de sorption (Sleiman, 2008)

I.2.7 Phénomène d'hystérésis

Le phénomène de désorption est fréquemment décrit comme l'inverse du processus d'adsorption. Néanmoins, lors des expérimentations, une dissymétrie apparaît toujours entre les isothermes de sorption et de désorption, elle est nommée hystérésis (Hamaker et Thompson, 1972b). La désorption d'une molécule ne semble donc pas correspondre à l'inverse de son adsorption par un milieu poreux. En terme énergétique, ce phénomène indique qu'il est plus difficile de désorber un fluide d'un échantillon que d'adsorber ce même fluide. D'un point de vue pratique, cette notion est directement perceptible si nous comparons les temps nécessaires à réaliser les deux types d'isothermes. Le phénomène

d'hystérésis implique qu'une fraction du liquide adsorbé est très fortement ou irréversiblement liée au milieu poreux (Boivin, 2003).

L'évolution de la teneur en eau en fonction de l'humidité relative dépend de nombreux facteurs, parmi lesquels le sens de l'évolution de celle-ci, l'histoire antérieure de la saturation du poreux, la structure de l'espace poreux et les phénomènes de piégeage auxquels elle donne lieu, la nature compressible ou non, volatile ou non des fluides en présence. La largeur du domaine d'hystérésis dépend de la composition porométrique et de la structure de l'espace poreux (Daian, 2012).

Le phénomène d'hystérésis est couramment expliqué par la présence de la forme de « bouteille d'encre » de certains pores ou l'interconnexion particulière de pores de tailles différentes (Daian, 1986).

Parmi les études qui ont pris en compte ce phénomène, on peut citer à titre d'exemple les travaux réalisés par Crausse et al. (1996) et ceux de Merakeb et al. (2009). Les résultats obtenus par Crausse, lors de la prévision des phénomènes de transfert, montrent que le fait de négliger l'hystérésis, dans le cas où les conditions aux limites thermiques sont cycliques, peut engendrer des erreurs d'appréciation sur les teneurs en humidité locales. Tandis que dans le cas de conditions aux limites stationnaires, le phénomène d'hystérésis peut être négligé sans grande erreur (figure I.8 et I.9).

Dans le cas de conditions aux limites instationnaires, ces constatations peuvent être expliquées en raison de la modification sur les cycles secondaires des courbes de pression capillaire, des différents états d'équilibre hydriques locaux. Il en résulte des potentiels hydriques différents et des cinétiques de transfert de masse différentes vis-à-vis de situations physiques où seul le cycle principal de drainage capillaire est pris en compte (figure I.9).

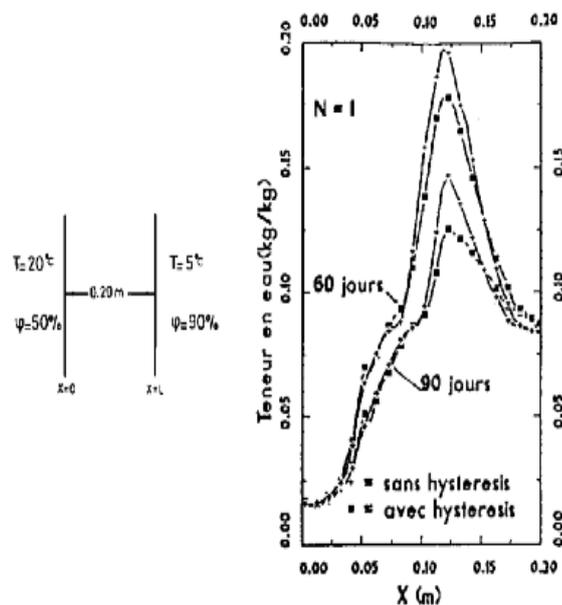


Figure I.8. Simulations de transferts d'humidité avec et sans hystérésis capillaires – Cas de conditions aux limites stationnaires Crausse et al. (1996)

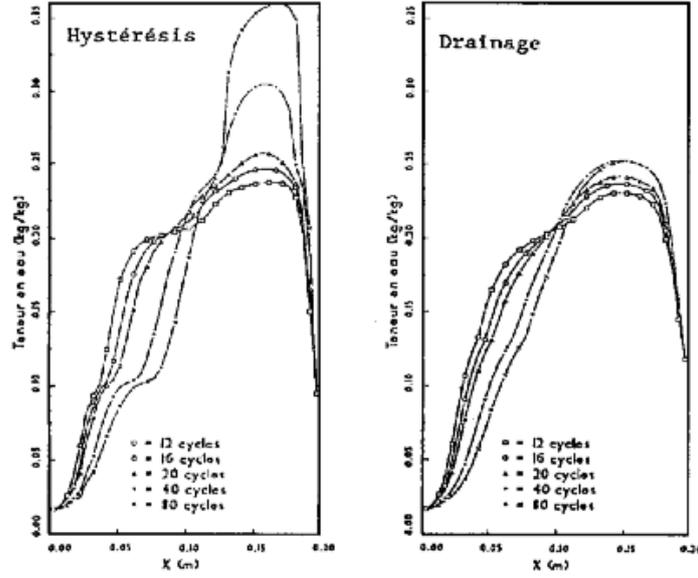


Figure I.9. Simulations de transferts d'humidité avec hystérésis capillaire ou seulement prise en compte de la courbe de drainage – Cas de conditions aux limites cycliques Crausse et al. (1996)

Merakeb et al. (2009) établissent, dans leur travail, une première relation reliant l'humidité relative φ à la teneur en eau w d'équilibre, dans un matériau hygroscopique:

$$\ln\left(\frac{w}{w_s}\right) = \Omega \cdot \ln(\varphi) \exp(a\varphi) \quad (\text{I.15})$$

w_s est la teneur en eau maximale (pour une température fixée).

Ω est un paramètre thermodynamique et « a » une constante de calibration.

Mais cette équation ne décrit que les courbes de sorption sur la plage complète d'humidité relative tandis que dans les conditions réelles, les variations aléatoires d'humidité relative ne balayent pas la plage 0-100%. Pour cela, ils établissent un deuxième modèle analytique d'adsorption/désorption qui tient compte cette fois-ci des variations cycliques de l'humidité relative, donc du phénomène d'hystérésis :

$$\ln\left(\frac{w}{w_s}\right) = \Omega \cdot \ln(\varphi) \exp(a\varphi) + \Delta\Omega \ln(\varphi) \exp(a\varphi) \quad (\text{I.16})$$

$\Delta\Omega$ et α sont définis selon les phases d'adsorption (indice s) et de désorption (indice d).

$$\Delta\Omega_s = \frac{\ln(w_0/w_s) - \Omega_s \ln(\varphi_0) \exp(a\varphi_0)}{\ln(\varphi_0) \exp(\alpha_s \varphi_0)} \quad (\text{I.17})$$

(φ_0, w_0) correspondent à un point d'équilibre lors d'une inversion de sens de variation de l'humidité relative.

$$\varphi_0 \alpha_s = \ln \frac{\ln(w_0/w_s)}{\Omega_s \ln \varphi_0} \quad (\text{I.18})$$

$$\varphi_0 \alpha_d = \ln \frac{\ln(w_{0d} - w_{0s})/w_s}{\Omega_d \ln \varphi_0} \quad (\text{I.19})$$

w_{0s} et w_{0d} sont des teneurs en eau calculées à partir de l'équation (I.15) pour $\varphi = \varphi_0$.

Les travaux effectués par « Crausse » et « Merakeb » montrent que les effets des phénomènes d'hystérésis ne sont pas négligeables et, qu'en tenant compte de ces phénomènes, on peut atteindre une meilleure précision dans la prédiction du comportement des parois.

Lelièvre and al. (2014) ont étudié l'effet de l'hystérésis sur le comportement hygrothermique en transitoire du béton de chanvre (matériau de construction à base de produits dits bio-sourcés) en se basant sur les modèles empiriques de Pedersen (1990) et de Mualem (1984). Ils ont montré l'influence de ce phénomène.

Toutefois, la lourdeur de la démarche conduit à poser le problème du discernement des situations dans lesquelles il faut les prendre en compte vu la nature des matériaux, la précision de la connaissance des conditions d'environnement thermique et la nature de celles-ci.

I.3 Généralités sur le séchage

Le séchage est une opération consistant à retirer une partie du solvant d'un corps, par vaporisation de ce solvant qui est le plus souvent l'eau. Le séchage est une opération de « séparation thermique » dans le sens qu'il faut fournir l'énergie de vaporisation du solvant, pour qu'il quitte le produit sous forme de vapeur. En séchage, on devra donc s'intéresser à la fois aux transferts de matière et de chaleur couplés.

Diverses techniques existent pour séparer le solvant d'un produit, qui ne supposent pas forcément sa vaporisation – pressage, égouttage, essorage centrifuge, etc. – et qu'on appellera d'une façon générale « déshydratation ». Le séchage est donc une technique particulière de déshydratation, le terme de séchage étant réservé au cas de la séparation par vaporisation du solvant (Vasseur, 2008).

Dans une opération de séchage convectif, on distingue en général quatre phases (Le Charpentier, 2002):

- ***phase I d'initialisation : période de préchauffage***

Au cours de cette phase transitoire de mise en régime, généralement courte par rapport à la durée totale de l'opération, la teneur en eau diminue peu et la vitesse de séchage s'élève progressivement. L'énergie apportée au matériau par convection permet d'évaporer l'eau en surface et une fraction se propage au sein du produit par conduction. La quantité de chaleur apportée durant cette période contribue à élever la température du matériau jusqu'à la température du bulbe humide.

- ***phase II : séchage à vitesse constante***

Durant cette période, la surface du solide est saturée en eau, l'écart entre la pression de vapeur saturante à la surface et la pression de vapeur de l'air ambiant est constant. L'eau libre est évacuée à un flux de masse constant (figure I.10). La chaleur apportée au matériau provoque l'évaporation de l'eau dans les pores, engendrant une augmentation de la

pression capillaire qui amorce la migration d'humidité sous forme liquide. Le moteur de ce transfert est alors le gradient de pression capillaire. La température superficielle du solide reste constante durant toute cette phase et tend vers la température du bulbe humide du fluide de séchage. Cette période existe tant que la surface du matériau est alimentée en eau libre par l'intérieur. Cette phase s'achève lorsque le matériau atteint une humidité moyenne w_{cr} appelée humidité critique. Cette valeur correspond à la limite supérieure du domaine hygroscopique.

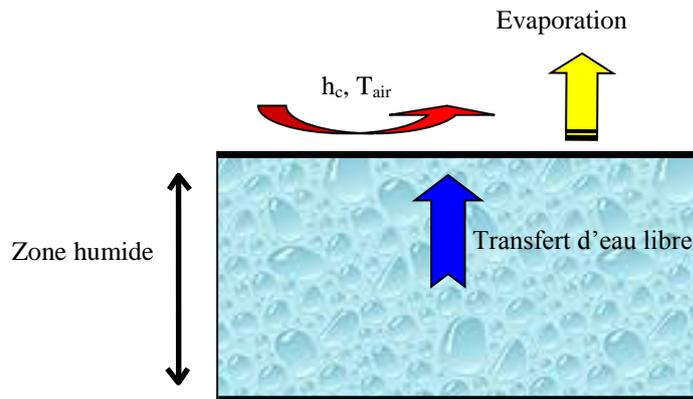


Figure I.10. Schématisation des transferts pendant la phase II

- **phase III : première phase de ralentissement**

Dans cette phase, il apparaît un front appelé « front de séchage », c'est-à-dire que la surface d'évaporation, qui se trouvait initialement en surface, se déplace vers l'intérieur du matériau. L'eau qui migre sous forme liquide jusqu'au front d'évaporation transite ensuite vers la surface externe du matériau par diffusion de vapeur à travers une couche de matière sèche (figure I.11). Cette migration est provoquée par un gradient de concentration moléculaire de vapeur d'eau. Cependant, dans le cas des corps hygroscopiques, de l'eau liée subsiste entre le front d'évaporation et la surface. La phase III dure tant qu'il y a présence d'eau libre. Pour les corps non-hygroscopiques, le séchage s'achève par cette phase. La température et la teneur en eau tendent vers des valeurs (T_{eq} et W_{eq}) imposées par l'air de séchage.

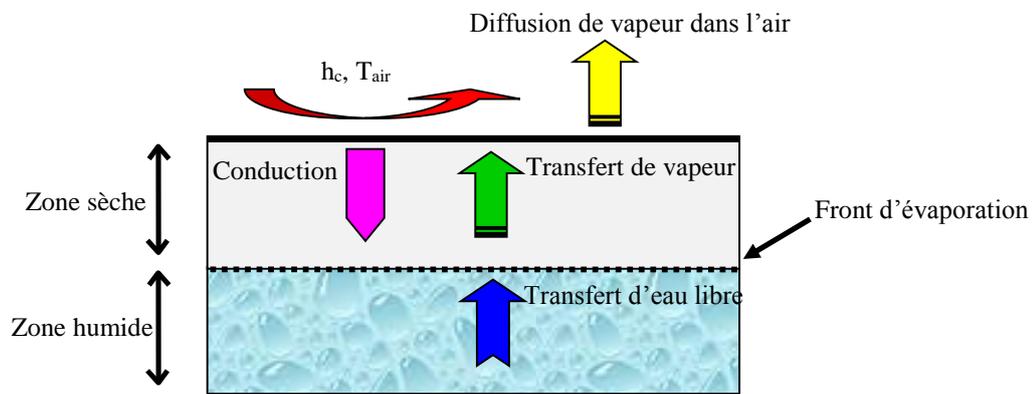


Figure I.11. Schématisation des transferts pendant la phase III

- ***phase IV : deuxième phase de ralentissement (corps hygroscopiques)***

Lorsque le séchage progresse, le front d'évaporation se retire de plus en plus et les chemins de diffusion thermique et massique s'allongent. Cette extraction étant plus difficile, on constate une nouvelle diminution de la vitesse de séchage avant de s'annuler lorsque l'humidité d'équilibre est atteinte, ce qui correspond à la teneur en eau finale fournie par l'isotherme.

I.4 Généralités sur les modèles de transferts de chaleur et de masse dans les milieux poreux

La modélisation mathématique des phénomènes de transferts en milieux poreux s'inspire directement des méthodes classiques de la mécanique des milieux continus. En raison de la complexité de l'espace poreux, cette approche ne peut toutefois être mise en pratique qu'après un changement d'échelle dont l'étape essentielle consiste à définir un volume élémentaire de référence permettant d'établir une équivalence entre le milieu poreux et le milieu continu fictif. Par opposition, avec l'échelle du continu classique, dite microscopique, telle qu'elle est proposée en mécanique des milieux continus, l'échelle du milieu continu fictif équivalent au milieu poreux est définie à partir d'un élément de volume dont les dimensions sont grandes par rapport aux dimensions des pores. En considérant cette hypothèse, variables et paramètres sont supposés représentatifs des variables et paramètres physiques moyens définis au sein du continuum poreux.

I.4.1 Historique

L'étude scientifique des transferts couplés de chaleur et de masse est relativement récente puisqu'elle n'a réellement débuté que dans les années 50 du 20^{ième} siècle. Les premiers modèles théoriques qui ont été utilisés pour décrire les processus d'humidification des structures, se fondaient uniquement sur l'apparition des phénomènes de condensation liés au mécanisme de diffusion de la vapeur au sein du matériau (Glaser, 1959). Modifiée par Krisher et Mahler (1959) pour prendre en compte l'influence des effets capillaires sur la phase fluide condensée, cette modélisation était enfin établie dans sa forme actuelle, faisant intervenir les effets de couplage entre transfert de masse et transfert de chaleur, respectivement par Philip et De-Vries (1957) et Luikov (1966). Le modèle de Philip et De-Vries a été, par la suite, justifié par Whitaker (1977), à partir d'une analyse rigoureuse basée sur l'utilisation des équations de la thermodynamique des milieux continus et ensuite par Bennet (1981), à partir de la thermodynamique des processus irréversibles.

I.4.2 Choix du modèle

Les matériaux de construction sont généralement poreux et l'air ambiant est de nature humide, ce qui nécessite la prise en compte des couplages massique et thermique au sein

de ces matériaux. Plusieurs modèles ont été établis pour décrire les transferts de chaleur et de masse dans les milieux poreux. Le choix du modèle mathématique à utiliser dépend principalement des hypothèses prises en compte.

Les premiers essais de modélisation -comme celui de Glaser (1959)- n'ont pris en compte que le transfert en phase vapeur afin d'étudier les risques de condensation dans les parois, ils supposent négligeable le transfert en phase liquide. En plus, ils considèrent que la conductivité thermique et le coefficient de diffusion de la vapeur sont constants alors qu'ils varient considérablement, surtout en fonction de la teneur en eau.

Toutefois, le caractère incomplet de ces approches a conduit les chercheurs à élaborer des travaux décrivant de manière plus précise ce phénomène de transferts couplés (Abahri et al., 2011), (Talukdar et al., 2007), (Hagentoft et al., 2004), (Kunzel et Kiessl, 1997), (Haupt et al., 1997), (Bories, 1982), (Whitaker, 1977) et (Chen et Shi, 2005). Les modèles les plus connus sont ceux de Luikov, de Krischer, de Whitaker et de Philip-De Vries.

Le modèle de Krischer présente l'avantage de prendre en compte simultanément le transfert de masse en phase liquide et vapeur et il peut être utilisé pour différentes géométries - surface plane, cylindre et sphère - (Hong Vu, 2006).

Quant au modèle de Whitaker, il présente l'avantage d'offrir une bonne représentation du phénomène physique se produisant dans les milieux poreux.

Le modèle de Philip-De Vries, retenu dans ce travail, a été justifié par Whitaker en 1977, à partir d'une analyse rigoureuse basée sur l'utilisation des équations de la thermodynamique des milieux continus. Il permet une meilleure description des phénomènes physiques et restitue de façon fidèle l'essentiel des phénomènes observés en laboratoire pour des milieux homogènes, isotropes et hygroscopiques (Larbi et al., 1996) (De Freitas, 1996) (Crausse, 1983) (Bories, 1982).

I.5 Généralités sur le béton

Le béton est à la fois un milieu hétérogène, poreux et polyphasique. Il s'agit d'un matériau composite assez complexe du fait de ses constituants, comme le ciment, l'eau et les granulats, et de leurs dosages respectifs. Malgré cette complexité, ses propriétés mécaniques et sa durabilité en font un des matériaux de construction les plus largement utilisés au monde. Le béton est, juste après l'eau, le matériau le plus consommé. Chaque habitant de la planète en consomme en moyenne un mètre cube par an (Cudeville, 2011). Le béton est aussi un matériau perméable dont la structure poreuse est hétérogène. Sa texture très complexe fait encore l'objet de nombreuses recherches. Dans le but de connaître davantage ce matériau et de l'améliorer, les études actuelles utilisent des techniques de caractérisation de plus en plus sophistiquées. Ce qui permet de mieux maîtriser le matériau et ensuite de l'appliquer pour construire des ouvrages de plus en plus fiables et durables.

Le béton est caractérisé par une microstructure poreuse avec des pores de différentes tailles et de distribution aléatoire. La structure poreuse et la distribution des pores jouent un rôle très important non seulement sur la résistance mécanique, mais aussi sur les phénomènes de transport et d'interaction avec le milieu extérieur. Cette interaction a lieu par les pores interconnectés. La forme et la taille des pores changent dans chaque type de béton.

I.5.1. Composition générale du béton

Le béton est, par sa composition, un matériau présentant une forte hétérogénéité. Il se compose des granulats et de la pâte de ciment qui, lorsqu'elle durcit, forme la matrice cimentaire du matériau. Donc, pour fabriquer un béton, il faut des granulats (gravillons + sables), du ciment, de l'eau et éventuellement des adjuvants (des plastifiants, des fluidifiants ...) ou des additions minérales (cendres volantes, fumées de silice, laitiers, fillers...).

Les ajouts :

Pour obtenir certaines caractéristiques ou simplement pour des raisons économiques, lors de la fabrication du ciment, il est possible de substituer ou d'intégrer une partie des constituants. Dans certains cas, les ajouts entraînent une augmentation de la durabilité par amélioration de la résistance chimique.

Les adjuvants :

Il s'agit de produits de faible dosage ajoutés au béton afin d'améliorer certaines qualités. En principe, l'effet produit par un adjuvant peut être obtenu en modifiant la composition du béton : la justification pour l'emploi d'adjuvant est l'avantage qu'il apporte par rapport aux autres solutions. Même s'ils ne sont pas indispensables, ils s'avèrent nécessaires pour obtenir le meilleur béton possible (Wang, 2012), (Bederina, 2007).

I.5.2. Classification des bétons

Le béton utilisé dans le bâtiment, ainsi que dans les travaux publics comprend plusieurs catégories. Il peut varier en fonction de la nature des granulats, des adjuvants, des colorants, des traitements de surface et peut ainsi s'adapter aux exigences de chaque réalisation, par ses performances et par son aspect.

Les bétons très lourds, dont les masses volumiques peuvent atteindre 6000 kg/m^3 servent, entre autres, pour la protection contre les rayons radioactifs.

Les bétons courants (lourds) sont les plus utilisés, aussi bien dans le bâtiment qu'en travaux publics. Ils présentent une masse volumique de 2300 kg/m^3 environ. Ils peuvent être armés ou non. Ils sont très sollicités en flexion, précontraints. Ils sont performants du point de vue mécanique et du point de vue de l'isolation acoustique (limitent la transmission des sons par vibrations acoustiques). Mais, ils sont moins intéressants du

point de vue de l'isolation thermique. Pour cette raison, de nouveaux matériaux sont alors apparus, rassemblés sous l'appellation de bétons légers. Ces matériaux font référence à des bétons de masses volumiques plus faibles (inférieure à 1800 kg/m^3) que celles des bétons traditionnels et visent principalement une meilleure isolation thermique. Ces matériaux sont obtenus par substitution des gravillons traditionnels, qui peuvent être remplacés :

- par des granulats allégés,
- par incorporation de bulles d'air (béton cellulaire).

Un certain nombre de granulats légers existe à l'état naturel tel que les granulats végétaux qui présentent l'avantage d'utiliser une matière première renouvelable, contrairement aux granulats des carrières dont les ressources s'appauvrissent. Ensuite, ces granulats sont dégradables de manière naturelle, ce qui n'est pas négligeable dans le contexte actuel de limitation des déchets ; c'est le cas du béton de chanvre qui est très apprécié pour sa légèreté et son caractère isolant. Les autres granulats étant obtenus artificiellement par divers procédés chimiques. Parmi ces granulats, il y a le polystyrène expansé. L'intérêt de la légèreté du béton est d'avoir un matériau facile à mettre en œuvre. De plus, il nécessite des fondations moins importantes lors de la construction. C'est dans cette gamme de matériau que se situe le béton à billes de polystyrène, objet de la présente étude.

I.5.3. Comportement et performances mécaniques

Les niveaux de performances des bétons légers sont inférieurs à ceux des bétons usuels de construction, puisque les premiers possèdent une porosité supérieure, ce qui les rend déformables. D'une manière générale, la résistance en compression à 28 jours et le module d'élasticité augmentent lorsque la porosité diminue. Des études expérimentales ont mis en relation performances mécaniques et masse volumique des bétons légers. Elbakkouri (2004) montre, dans ses études, que la résistance à la compression du béton est fortement influencée par l'incorporation du liège dans ce matériau (Figure I.12).

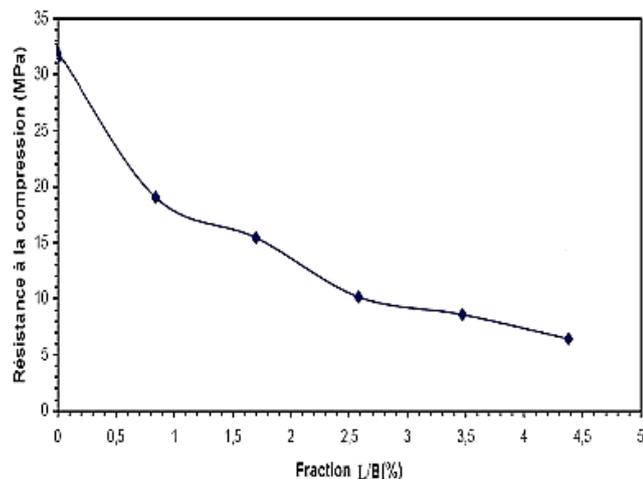


Figure I.12. Variation de la résistance à la compression en fonction de la fraction massique Liège/Béton (L/B) (Elbakkouri, 2004)

Cependant, il faut nuancer cette corrélation entre performances et porosité en fonction du type de granulats légers et de la quantité employée dans le matériau. En effet, si le volume occupé par les granulats devient suffisamment important, ses propriétés piloteront les caractéristiques du matériau global.

Enfin, il convient de citer quelques travaux qui ont permis de concevoir des bétons légers à hautes performances . Rossignolo et al. (2003) ont travaillé sur des mélanges d'argiles expansées et de quantités élevées de ciment avec un ajout de fumée de silice, ils ont obtenu un matériau de masse volumique autour de 1500 kg/m^3 . D'autres travaux ont porté sur l'amélioration de la quantité de la matrice (Tamba et al., 2001) et sur des ajouts d'argile dans les bétons de bois (Al Rim et al., 1996) et (Bouguerra et al., 1998). Schink (2003) rajoute des fibres métalliques dans les bétons légers afin d'obtenir des bétons hautes performances allégés. Cerezo (2005) a consacré son étude sur les propriétés mécaniques, thermiques et acoustiques sur le béton de chanvre qui est obtenu en mélangeant un liant à base de chaux, de particules végétales et de l'eau. Glouannec et al. (2011), Lelievre et al. (2014) et Colinart et al. (2016) ont mené des études expérimentales et numériques pour la prédiction des transferts de chaleur et de masse au sein de matériaux « chaux chanvre » durant la phase de fabrication (séchage) et en usage (paroi multi-couches : béton de chanvre et enduit).

I.5.4. Propriétés hydriques

L'eau introduite dans le béton lors de sa fabrication remplit deux fonctions essentielles : une fonction physique qui confère au béton frais les propriétés rhéologiques d'un liquide et une fonction chimique qui contribue au développement de la réaction d'hydratation.

Les mouvements de l'eau présente dans le matériau entraînent des déformations de la matrice cimentaire (retrait ou gonflement). Elle va donc jouer un rôle important dans le comportement des matériaux durcis, non seulement sur le plan mécanique et durabilité mais elle peut aussi influencer sensiblement sur les performances thermiques (Piaia et al., 2013) et (Wyrwal et Marynowicz, 2002).

L'eau est présente dans le béton sous de multiples états :

- Eau liée chimiquement : eau consommée lors des réactions d'hydratation ;
- Eau adsorbée : fixation des premières couches de molécules d'eau sur les parois des pores ;
- Eau capillaire : phase condensée remplissant le volume poreux au-delà de la couche adsorbée et séparée de la phase gazeuse par des ménisques, elle obéit aux lois de capillarité (loi de Kelvin-Laplace) ;
- Eau libre : phase condensée qui n'est plus sous le champ d'influence des forces superficielles (elle est en équilibre avec la phase gazeuse par l'intermédiaire d'une interface plane).

I.5.5. Propriétés thermophysiques

La conductivité thermique d'un matériau est la propriété physique qui caractérise sa capacité à conduire plus ou moins facilement la chaleur. Contrairement à l'électricité où il existe des matériaux complètement isolants, pour la conduction il n'existe pas de matériau totalement isolant. Plus un matériau est conducteur de la chaleur, plus sa conductivité thermique est élevée. Tout un tas de considérations montrent la complexité de la notion de conduction thermique. La divergence des valeurs données par certains auteurs est habituellement attribuée aux erreurs de mesure, alors qu'il s'agit souvent de différences dues à l'état physique des échantillons. Cette propriété intrinsèque du matériau varie en fonction de plusieurs paramètres physiques tels que :

- la densité : plus un matériau est léger plus il est isolant,
- la porosité,
- la température : plus un matériau est « chaud » plus il est conducteur,
- la teneur en eau (humidité) : plus un matériau est humide plus il est conducteur.

Un béton usuel à base de granulats, contient de l'air, dû à l'arrangement de la phase solide (squelette granulaire) et à la prise de liant. Or, l'air immobile conduit faiblement la chaleur. Les bétons à base de granulats légers ont donc été développés, car ils permettent d'augmenter la proportion volumique d'air dans le matériau (c'est-à-dire la porosité), en ajoutant l'air intra-particule.

Cependant, cette relation entre porosité et faible conductivité thermique doit être nuancée en tenant compte d'un autre mode de transfert de la chaleur, la convection. Cette dernière traduit les transferts de chaleur entre un solide immobile et un fluide en mouvement. Lorsque le matériau contient un important réseau de pores connectés, l'air peut s'y déplacer et les transferts de chaleur par convection peuvent devenir significatifs. En revanche, un matériau contenant un grand nombre de pores occlus comme le béton cellulaire ($\varepsilon \approx 80\%$) ne présente pas de convection. Plus de la moitié de l'air est immobile dans les pores occlus et la conductivité thermique est faible (figure I.13).

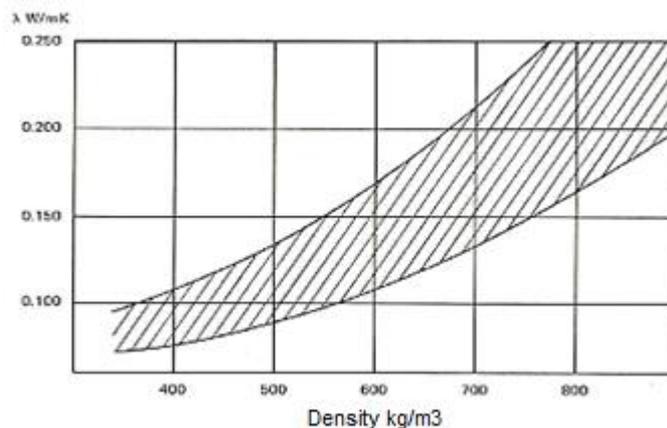


Figure I.13. Conductivité thermique en fonction de la masse volumique sèche du béton cellulaire (AAC, 1978)

Une seconde propriété thermophysique est la chaleur massique ou chaleur spécifique. Plus la chaleur massique sera élevée, plus le matériau aura besoin d'énergie pour que sa température varie. Une chaleur massique élevée traduit une forte inertie thermique donc une tendance du matériau à réagir lentement aux variations des conditions extérieures. Il peut ainsi servir de régulateur de la température à l'intérieur de la structure.

Enfin, à partir de la conductivité λ et de la chaleur massique c , on définit la diffusivité a . Cette grandeur caractérise la vitesse à laquelle la chaleur se propage par conduction dans un corps. Plus la valeur de a est faible, plus la chaleur est lente à diffuser au sein du matériau.

$$a = \frac{\lambda}{\rho c} \quad (\text{I.20})$$

Un dernier élément concernant les propriétés thermiques des bétons légers est lié à leur teneur en eau qui peut être élevée. En effet, la conductivité thermique croît avec la saturation (teneur en eau). Ceci s'explique par le fait que la présence d'une phase liquide dans le matériau poreux conduit à remplacer un milieu de faible conductivité ($\lambda_{\text{air}} = 0,026 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$) par un autre milieu ayant une conductivité beaucoup plus importante ($\lambda_{\text{eau}} = 0,6 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$), ce qui provoque un transfert de chaleur supplémentaire (Rebahi, 2005) et (Chikhi et al., 2011) - figure I.14 et I.15.

Dans des premières études on considérait une dépendance quasi-linéaire entre la conductivité thermique et la masse volumique (AAC, 1978). Une gamme restreinte de teneurs en eau était étudiée. Plus tard, Boutin, (1996) montre que la dépendance entre la conductivité thermique et la masse volumique n'est pas linéaire mais curviligne. Cependant, quelle que soit la forme mathématique de la relation entre la teneur en eau et la conductivité, il est important de retenir que la présence d'eau diminue le pouvoir isolant des matériaux dans des proportions non négligeables et peut avoir un impact sur la durabilité.

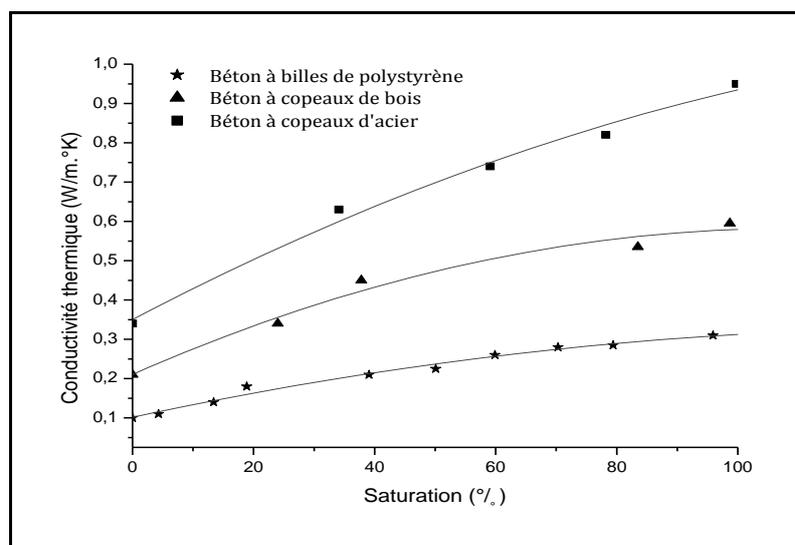


Figure I.14. Variation de la conductivité thermique en fonction de la saturation (Rebahi., 2005)

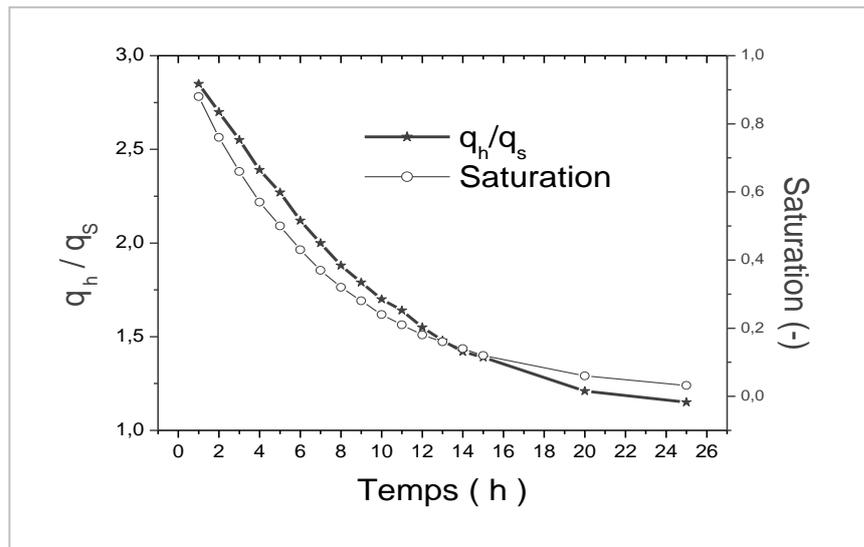


Figure I.15. Influence de la teneur en eau sur la densité du flux de chaleur, au cours du temps, pour le béton à copeaux d'acier – (Chikhi et al., 2011)
 (q_h : densité du flux de chaleur à l'état humide ; q_s : densité du flux de chaleur à l'état sec)

I.5.6. Propriétés acoustiques

Lorsqu'une onde acoustique incidente rentre en contact avec un matériau, deux ondes sont créées : une onde réfléchie qui se propage dans le même milieu que l'onde incidente et une onde transmise qui traverse le matériau de part en part. Un traitement acoustique est une démarche qui va influencer soit sur l'onde transmise, soit sur l'onde réfléchie de façon à améliorer l'acoustique d'un local.

L'isolation acoustique vise à limiter la transmission des sons de part et d'autre d'un matériau. Cette isolation est généralement réalisée par de matériaux de forte densité car leur inertie fait qu'ils sont plus difficilement mis en mouvement par les ondes acoustiques. Ils génèrent donc moins d'ondes transmises par vibrations. Les bétons légers, comme leur nom l'indique, ne fonctionnent pas par cet effet de masse.

On peut également limiter la transmission du son en imperméabilisant la surface du matériau. Les ondes sont alors réfléchies et renvoyées vers la source émettrice. Les matériaux peu perméables sont donc de bons isolants, dans le sens où ils empêchent la transmission du son entre deux pièces contiguës. Cependant, les ondes réfléchies viennent perturber l'intelligibilité du discours dans le local, en créant des interférences.

La troisième façon d'agir sur les ondes acoustiques est l'absorption (appelée correction acoustique). Les matériaux amortissent les sons par dissipation visqueuse. Cependant, ce mécanisme de dissipation d'énergie suppose que les ondes puissent pénétrer dans le matériau et disposer d'un espace suffisant pour être amorties. Il faut donc une certaine perméabilité et une porosité ouverte importante. Citons à titre d'exemple le béton de chanvre qui peut être utilisé pour la correction acoustique des locaux (Cerezo, 2005) et (ACC, 2001).

Le pouvoir absorbant d'un matériau se caractérise par le coefficient d'absorption α .

Quand $\alpha = 1$, toute l'énergie de l'onde incidente est dissipée donc le son est entièrement amorti. Quand $\alpha = 0$, le son n'est pas amorti du tout.

La porosité globale d'un matériau n'explique pas à elle seule une bonne ou une mauvaise absorption acoustique. Le béton cellulaire par exemple possède une forte porosité mais il n'absorbe pas plus de 40 % du son, car il est peu perméable. L'onde sonore ne parvient pas à pénétrer dans le matériau et ne peut donc pas être amortie. Il en est de même pour le plâtre et la brique dont les surfaces sont peu perméables. L'étude du comportement acoustique devra donc prendre en compte ces deux paramètres simultanément (Cerezo, 2005).

I.6 Conclusion

Ce premier chapitre a été consacré aux bases nécessaires à la compréhension des phénomènes physiques intervenant lors du transfert hydrique dans les milieux poreux et à la connaissance des propriétés générales du béton. Nous avons mis en avant les travaux de recherche menés dans ce contexte. La connaissance des caractéristiques des matériaux, est très importante pour pouvoir définir leur comportement vis-à-vis des phénomènes physiques mis en jeu. Nous avons, aussi, présenté brièvement les modèles les plus répandus de transferts couplés de chaleur et de masse dans les milieux poreux. Nous avons justifié le choix du modèle de Philip et De-Vries pour l'étude, par la suite, du comportement thermohydrique des parois de construction.

CHAPITRE II:

MODELISATION DES TRANSFERTS COUPLES DE CHALEUR ET DE MASSE DANS LES MILIEUX POREUX

La modélisation du phénomène de transfert dans les milieux poreux présente un intérêt essentiel pour simuler numériquement le comportement des parois de construction soumises à des changements périodiques des paramètres climatiques.

Ce chapitre est consacré au développement du modèle qui est utilisé dans la suite de ce travail pour décrire le comportement hygrothermique d'un produit capillaro-poreux hygroscopique non déformable, en partant des équations de conservation de masse et d'énergie. Nous décrivons, aussi, les équations de chaleur et de transfert de masse à l'interface de deux couches de milieux poreux et nous finissons par la présentation des expressions pour le calcul des coefficients de transferts superficiels.

II.1 Hypothèses de modélisation

Le matériau poreux est assimilé à un milieu continu fictif équivalent pour lequel les valeurs locales des variables et paramètres physiques sont identifiées à des valeurs moyennes sur un certain volume de milieu poreux.

La modélisation des transferts couplés de chaleur et de masse est établie dans le cadre des hypothèses suivantes :

- la phase solide constituant le milieu poreux est homogène, indéformable et isotrope,
- les différentes phases sont en équilibre thermique,
- la phase gazeuse est à pression constante et uniforme,
- il n'y a pas de réaction chimique,
- la masse volumique de la phase liquide est constante,
- le transfert de chaleur par radiation est négligeable,

II.2. Equation de conservation de masse

L'expression de la conservation de masse d'eau liquide et vapeur, en considérant leurs teneurs pondérales respectives w_l et w_v , est donnée par la loi suivante :

$$\frac{\partial}{\partial t} [\rho_0 (w_l + w_v)] = -\vec{\nabla} \cdot (\vec{J}_{lc} + \vec{J}_{lg} + \vec{J}_v) \quad (\text{II.1})$$

Avec t le temps, ρ_0 la masse volumique du matériau sec, \vec{J}_{lc} et \vec{J}_{lg} densités de flux massique d'eau liquide transportée par convection et par gravitation, respectivement et \vec{J}_v densité de flux massique de vapeur d'eau.

II.2.1 Mouvement d'eau liquide

Posons : $\vec{J}_l = \vec{J}_{lc} + \vec{J}_{lg}$ (densité totale du flux massique d'eau liquide).

D'après la loi de Darcy exprimant la densité de flux de masse de liquide par filtration :

$$\vec{J}_l = -\frac{k_l}{\gamma_l} \vec{\nabla} P_l \quad (\text{II.2})$$

Avec k_l perméabilité du milieu à la phase liquide et γ_l viscosité cinématique.

L'eau liquide se déplace par écoulement de masse, processus par lequel l'ensemble d'un fluide s'écoule sous l'effet de différences de pression totale. D'après les hypothèses précisées plus haut, le potentiel de pression de l'eau résulte de la somme des potentiels matriciels et gravitationnels, soit :

$$P_l = -\rho_l \cdot g \cdot z + \rho_l \cdot g \cdot \psi \quad (\text{II.3})$$

où z la cote (elle est compté positivement vers le bas), ρ_l masse volumique de l'eau liquide, g accélération de la pesanteur et ψ succion capillaire (m).

d'où :

$$\vec{J}_l = -\frac{\rho_l k_l g}{\gamma_l} \vec{\nabla} (\psi - z) \quad (\text{II.4})$$

En posant :

$$K_l = \frac{k_l \cdot g}{\gamma_l} \text{ (conductivité hydraulique [m.s}^{-1}\text{)]}, \text{ on obtient :} \quad (\text{II.5})$$

$$\vec{J}_l = -\rho_l K_l \vec{\nabla} \psi + \rho_l K_l \vec{k} \quad (\text{II.6})$$

\vec{k} est un vecteur unitaire dirigé vers le bas.

Si, au lieu de la succion capillaire, on préfère utiliser la teneur en eau volumique θ comme variable d'état et en développant l'expression précédente où ψ est une fonction de θ et de T , on obtient finalement :

$$\vec{J}_l = -\rho_l (D_{\theta l} \vec{\nabla} \theta + D_{Tl} \vec{\nabla} T) + \rho_l K_l \vec{k} \quad (\text{II.7})$$

où $D_{\theta l}$ ($\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$) et D_{Tl} ($\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$) représentent les coefficients de diffusion de l'eau liquide sous l'effet d'un gradient de teneur en eau et d'un gradient de température, respectivement. Ces diffusivités hydriques sont reliées à la conductivité hydraulique par :

$$D_{\theta l} = K_l \left(\frac{\partial \psi}{\partial \theta} \right)_T \quad (\text{II.8})$$

$$D_{Tl} = K_l \left(\frac{\partial \psi}{\partial T} \right)_\theta \quad (\text{II.9})$$

II.2.2 Mouvement de vapeur d'eau

Le flux de masse en phase vapeur est un processus diffusionnel régi par la loi de Fick :

$$\vec{J}_v = -\alpha a D_{vap} \frac{P}{P - P_v} \vec{\nabla} \rho_v \quad (\text{II.10})$$

avec P la pression totale, P_v la pression partielle de la vapeur d'eau, ρ_v sa masse volumique, a la teneur volumique en phase gazeuse, D_{vap} le coefficient de diffusion de la

vapeur d'eau dans l'air et α un facteur sans dimension qui traduit l'influence géométrique du milieu poreux sur la diffusion de la vapeur.

En considérant que la vapeur est un gaz parfait, l'expression (II.10) peut se mettre sous la forme :

$$\vec{J}_v = -\alpha a D_{vap} \frac{P}{P-P_v} \frac{M_v}{RT} \vec{\nabla} P_v \quad (\text{II.11})$$

où M_v masse molaire de l'eau et R constante des gaz parfaits.

$$\text{or : } P_v = \varphi P_{vs}(T) \quad (\text{II.12})$$

on obtient donc:

$$\vec{J}_v = -\alpha a D_{vap} \frac{P}{P-P_v} \frac{M_v}{RT} \left[P_{vs} \left(\frac{\partial \varphi}{\partial \psi} \right)_T \vec{\nabla} \psi + P_{vs} \left(\frac{\partial \varphi}{\partial T} \right)_\psi \vec{\nabla} T + \varphi \frac{dP_{vs}}{dT} \vec{\nabla} T \right] \quad (\text{II.13})$$

$$\text{Soit : } K_v = \alpha a D_{vap} \frac{P}{P-P_v} \frac{M_v}{RT} \frac{P_{vs}}{\rho_l} \left(\frac{\partial \varphi}{\partial \psi} \right)_T \quad (\text{II.14})$$

la conductivité de la vapeur d'eau sous l'effet d'un gradient de succion capillaire (m.s^{-1})

$$\text{et : } D_{Tv} = \alpha a D_{vap} \frac{P}{P-P_v} \frac{M_v}{RT} \frac{1}{\rho_l} \left[\varphi \frac{dP_{vs}}{dT} + P_{vs} \left(\frac{\partial \varphi}{\partial T} \right)_\psi \right] \quad (\text{II.15})$$

la diffusivité de la vapeur d'eau sous l'effet d'un gradient de température ($\text{m}^2.\text{s}^{-1}.\text{K}^{-1}$).

L'expression devient donc :

$$\vec{J}_v = -\rho_l (K_v \vec{\nabla} \psi + D_{Tv} \vec{\nabla} T) \quad (\text{II.16})$$

Si de plus, on retient l'hypothèse de l'équilibre local entre l'eau liquide et sa vapeur, on peut appliquer la loi de Kelvin :

$$\psi = \frac{RT}{gM_v} \ln \varphi \quad (\text{II.17})$$

Si on remplace ψ par sa valeur dans les equations (II.14) et (II.15), on obtient :

$$K_v = \alpha a D_{vap} \frac{P}{P-P_v} \left(\frac{M_v}{RT} \right)^2 \frac{1}{\rho_l} P_{vs} g \varphi \quad (\text{II.18})$$

et :

$$D_{Tv} = \alpha a D_{vap} \frac{P}{P-P_v} \frac{M_v}{RT} \frac{1}{\rho_l} \varphi \left[\frac{dP_{vs}}{dT} - P_{vs} \frac{\psi g M_v}{RT^2} \right] \quad (\text{II.19})$$

Le flux \vec{J}_v sera donc égale à :

$$\vec{J}_v = -\alpha a D_{vap} \frac{P}{P-P_v} \frac{M_v}{RT} \left[\frac{M_v}{RT} P_{vs} g \varphi \vec{\nabla} \psi + \varphi \left(\frac{dP_{vs}}{dT} - P_{vs} \frac{\psi g M_v}{RT^2} \right) \vec{\nabla} T \right] \quad (\text{II.20})$$

Si on choisit d'exprimer le flux de vapeur en fonction des gradients de teneur en eau et de température, on écrit :

$$\vec{J}_v = -\alpha a D_{vap} \frac{P}{P-P_v} \frac{M_v}{RT} \left[\frac{M_v}{RT} P_{vs} g \varphi \left(\frac{\partial \psi}{\partial \varphi} \right)_T \left(\frac{\partial \varphi}{\partial \theta} \right)_T \vec{\nabla} \theta + \varphi \left(\frac{dP_{vs}}{dT} - P_{vs} \frac{\psi g M_v}{RT^2} \right) \vec{\nabla} T \right] \quad (\text{II.21})$$

En se référant à l'équation (II.17), on peut écrire :

$$\left(\frac{\partial \psi}{\partial \varphi} \right)_T = \frac{RT}{g \varphi M_v} \quad (\text{II.22})$$

$$\left(\frac{\partial \varphi}{\partial T} \right)_\theta = -\frac{\psi g M_v}{RT^2} \exp \left(\frac{\psi g M_v}{RT} \right) = -\frac{\psi g M_v}{RT^2} \varphi \quad (\text{II.23})$$

En remplaçant ces deux expressions dans l'équation (II.21), on obtient :

$$\vec{J}_v = -\alpha a D_{vap} \frac{P}{P-P_v} \frac{M_v}{RT} \left[P_{vs} \left(\frac{\partial \varphi}{\partial \theta} \right)_T \vec{\nabla} \theta + \varphi \frac{dP_{vs}}{dT} \vec{\nabla} T + P_{vs} \left(\frac{\partial \varphi}{\partial T} \right)_\theta \vec{\nabla} T \right] \quad (\text{II.24})$$

L'expression finale du flux de vapeur peut se mettre alors sous la forme :

$$\vec{J}_v = -\rho_l (D_{\theta v} \vec{\nabla} \theta + D_{Tv} \vec{\nabla} T) \quad (\text{II.25})$$

avec

$$D_{\theta v} = \alpha a D_{vap} \frac{P}{P-P_v} \frac{M_v P_{vs}}{RT \rho_l} \left(\frac{\partial \varphi}{\partial \theta} \right)_T \quad (\text{II.26})$$

diffusivité de la vapeur d'eau sous l'effet d'un gradient de teneur en eau

et

$$D_{Tv} = \alpha a D_{vap} \frac{P}{P-P_v} \frac{M_v}{RT \rho_l} \left[\varphi \frac{dP_{vs}}{dT} + P_{vs} \left(\frac{\partial \varphi}{\partial T} \right)_\theta \right] \quad (\text{II.27})$$

diffusivité de la vapeur d'eau sous l'effet d'un gradient de température.

II.3 Equation de conservation d'énergie

L'expression de la conservation d'énergie est donnée par la loi suivante :

$$\frac{\partial}{\partial t} [\rho_0 (h_s + h_l w_l + h_v w_v)] = -\vec{\nabla} \cdot \vec{J}_q \quad (\text{II.28})$$

avec \vec{J}_q densité de flux de chaleur et h_s , h_l et h_v enthalpies massiques de la phase solide, de l'eau liquide et de la vapeur d'eau, respectivement.

Dans un matériau poreux partiellement saturé en eau, le transfert de chaleur peut avoir lieu sous trois formes : transfert purement conductif (loi de Fourier), transfert convectif de chaleur sensible par les flux de liquide et de vapeur et transfert de chaleur latente. D'une manière générale, en tenant compte de tous ces phénomènes, \vec{J}_q s'exprime donc par :

$$\vec{J}_q = -\lambda_0 \vec{\nabla} T + h_l (\vec{J}_{lc} + \vec{J}_{lg}) + h_v \vec{J}_v \quad (\text{II.29})$$

avec λ_0 conductivité thermique pure du milieu.

En remplaçant \vec{J}_v par l'expression donnée par (II.25) dans cette equation, on obtient :

$$\vec{J}_q = -(\lambda_0 + \rho_l D_{Tv} h_v) \vec{\nabla} T - \rho_l h_v D_{\theta v} \vec{\nabla} \theta + h_l (\vec{J}_{lc} + \vec{J}_{lg}) \quad (\text{II.30})$$

A une température T donnée, et par rapport à une température de référence T_0 :

$$h_l = c_l (T - T_0) \quad (\text{II.31})$$

$$h_v = h_l + L_v = c_l (T - T_0) + L_v \quad (\text{II.32})$$

avec c_l capacité thermique massique de l'eau liquide.

Une analyse d'ordres de grandeur montre que l'on peut généralement négliger le transport convectif de chaleur sensible par rapport aux autres termes (Crausse, 1996). En tenant compte de cette hypothèse, l'expression du flux de chaleur se réduit alors à :

$$\vec{J}_q = -(\lambda_0 + \rho_l L_v D_{Tv}) \vec{\nabla} T - \rho_l L_v D_{\theta v} \vec{\nabla} \theta \quad (\text{II.33})$$

II.4 Formulations mathématiques finales

Si on remplace les expressions de \vec{J}_l (II.7) et \vec{J}_v (II.25) dans l'équation de conservation de masse (II.1), on obtient :

$$\frac{\partial}{\partial t} [\rho_0 (w_l + w_v)] = \vec{\nabla} \cdot [\rho_l (D_{\theta l} + D_{\theta v}) \vec{\nabla} \theta + \rho_l (D_{Tl} + D_{Tv}) \vec{\nabla} T - \rho_l K_l \vec{k}] \quad (\text{II.34})$$

Sachant que le flux \vec{J}_{lg} de l'eau liquide sous l'effet de la pesanteur est négligeable devant le flux massique d'eau liquide \vec{J}_{lc} et que :

$$\theta = \frac{\rho_0}{\rho_l} \cdot w \quad (\text{II.35})$$

L'expression de conservation de masse peut se mettre alors sous la forme :

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = \vec{\nabla} \cdot [(D_{\theta l} + D_{\theta v}) \vec{\nabla} \theta + (D_{Tl} + D_{Tv}) \vec{\nabla} T] \quad (\text{II.36})$$

Si on se réfère aux équations (II.28) et (II.33), et si on considère que :

$$c^* = c_s + c_l w_l + c_v w_v \quad (\text{II.37})$$

où c_s et c_v capacités thermiques massiques du solide et de la vapeur d'eau, respectivement, l'équation de conservation d'énergie conduit à :

$$\rho_0 c^* \frac{\partial T}{\partial t} = \vec{\nabla} \cdot [(\lambda_0 + \rho_l L_v D_{Tv}) \vec{\nabla} T + \rho_l L_v D_{\theta v} \vec{\nabla} \theta] \quad (\text{II.38})$$

Mais si au lieu de raisonner en terme de teneur en humidité volumique θ , on raisonne en terme de saturation, le système d'équations s'écrit, dans ce cas alors :

$$\left[\begin{array}{l} \rho_0 c^* \frac{\partial T}{\partial t} = \vec{\nabla} \cdot (\lambda_0 \vec{\nabla} T) + \vec{\nabla} \cdot [\rho_l L_v D_{Tv}(S, T) \vec{\nabla} T] + \vec{\nabla} \cdot [\rho_l L_v \varepsilon D_{\theta v}(S, T) \vec{\nabla} S] \\ \varepsilon \frac{\partial S}{\partial t} = \vec{\nabla} \cdot [\varepsilon D_{\theta l}(S, T) \vec{\nabla} S] + \vec{\nabla} \cdot [\varepsilon D_{\theta v}(S, T) \vec{\nabla} S] + \vec{\nabla} \cdot [D_{Tl}(S, T) \vec{\nabla} T] + \vec{\nabla} \cdot [D_{Tv}(S, T) \vec{\nabla} T] \end{array} \right. \quad \begin{array}{l} \text{(II.39)} \\ \text{(II.40)} \end{array}$$

On aura remarqué que, suivant l'équation, nous considérons soit la teneur volumique θ , soit la teneur en eau massique w , soit encore le degré de saturation S . Ces trois variables sont reliées par la relation (I.2). Nous utiliserons donc, suivant le cas, l'une ou l'autre de celles-ci. Par contre, tous les résultats de simulation sont présentés en fonction du degré de saturation S .

II.5 Conditions aux limites

La figure II.1 montre la schématisation des conditions aux limites d'une paroi soumise à des flux de chaleur et de masse de part et d'autre.

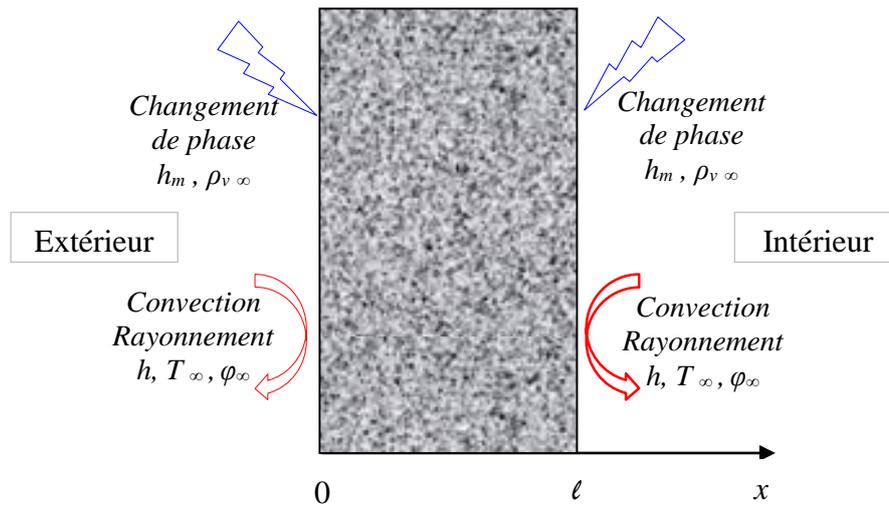


Figure II.1. Schématisation des conditions aux limites

Dans le cas d'un transfert monodimensionnel, les conditions aux limites peuvent être écrites de la manière suivante :

- **Flux de chaleur à la surface :**

$$-\left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x}\right)_{x=0} - (L_v j_v)_{x=0} = h(T_\infty - T_{x=0}) + L_v F_m \quad \text{(II.41)}$$

avec ΔT différence de température entre l'air et la surface de la paroi, h coefficient de transfert de chaleur (par convection et par rayonnement) et F_m flux de masse à la surface :

$$F_m = h_m (\rho_{v,\infty} - \rho_{v,x=0}) \quad (\text{II.42})$$

où h_m coefficient de transfert de masse et ρ_v masse volumique de la vapeur d'eau. Le flux F_m peut, aussi, être calculé de la manière suivante (Le Charpentier, 2002):

$$F_m = h_m \frac{P_t M_v}{RT_{film}} \ln \left(\frac{P_t - P_{v,\infty}}{P_t - P_{v,surf}} \right) \quad (\text{II.43})$$

avec P_t pression totale de la phase gazeuse.

- **Flux de masse à la surface :**

$$-\left(\varepsilon D_\theta \frac{\partial S}{\partial x} + D_T \frac{\partial T}{\partial x} \right)_{x=0} = \frac{h_m}{\rho_l} (\rho_{v,\infty} - \rho_{v,x=0}) \quad (\text{II.44})$$

Les mêmes équations seront appliquées à l'autre limite, c'est-à-dire à $x=1$.

- **A la surface de la paroi :**

La vapeur d'eau est assimilée à un gaz parfait. Sa masse volumique à la surface du matériau peut être donc calculée par la relation suivante :

$$\rho_{v,surf} = \frac{P_{v,surf} \cdot M_v}{RT} \quad (\text{II.45})$$

$$P_{v,surf} = \varphi \cdot P_{vs} \quad (\text{II.46})$$

Dans la bibliographie, il existe plusieurs expressions qui déterminent la pression de vapeur saturante en fonction de la température. Dans le présent travail, nous avons utilisé celle donnée par Mermoud (2006) et Billard (2003):

$$P_{vs} = 611 \cdot \exp \left(\frac{17.27 T}{T+237.3} \right) \quad T \text{ en } [^\circ\text{C}] \quad (\text{II.47})$$

- **Dans l'air ambiant :**

$$\varphi_{air} = \frac{P_v}{P_{vs}} = \frac{\rho_v RT / M_v}{P_{vs}} \quad (\text{II.48})$$

$$\text{d'où :} \quad \rho_v = \varphi_{air} \frac{P_{vs} M_v}{RT} \quad (\text{II.49})$$

φ_{air} : humidité relative de l'air.

II.6 Equations à l'interface de deux couches

En général, les parois de construction sont composées de plusieurs couches. L'investigation du transfert de l'humidité présume la connaissance du phénomène qui se produit entre les couches. On considère généralement trois types de configurations (tableau II.1) :

- a) Continuité hydraulique : lorsqu'il y a une interpénétration des couches poreuses en contact.
- b) Contact naturel : quand il y a contact mais sans interpénétration des couches.
- c) Lamme d'air entre les couches.

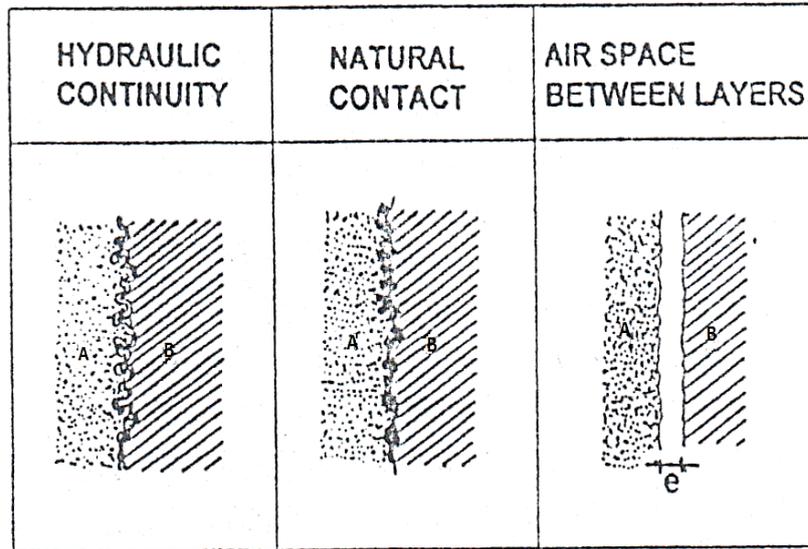


Tableau II.1 Types de contact entre les couches d'une paroi de construction (De Freitas, 1996)

Dans la présente étude, on considère qu'il y a une interpénétration des couches poreuses et on néglige les résistances de contact thermique et hydraulique. Donc, on se situe dans le premier cas où une continuité hydraulique est considérée.

On peut donc écrire, à l'interface de deux matériaux A et B en contact, les relations suivantes (De Freitas, 1996) :

$$(T)_A = (T)_B \quad (\text{II.50})$$

$$(P_c)_A = (P_c)_B \quad (\text{II.51})$$

$$\lambda_A \left. \frac{\partial T}{\partial x} \right|_A = \lambda_B \left. \frac{\partial T}{\partial x} \right|_B \quad (\text{II.52})$$

$$\rho_A \left(D_{\theta_A} \left. \frac{\partial w}{\partial x} \right|_A + D_{T_A} \left. \frac{\partial T}{\partial x} \right|_A \right) = \rho_B \left(D_{\theta_B} \left. \frac{\partial w}{\partial x} \right|_B + D_{T_B} \left. \frac{\partial T}{\partial x} \right|_B \right) \quad (\text{II.53})$$

$$w_A = w_B \cdot R(P_c) \quad (\text{II.54})$$

avec $R(P_c)$ une fonction qui peut être déterminée à partir des courbes de pression capillaire des deux matériaux, en fonction de la teneur en eau (figure II.2).

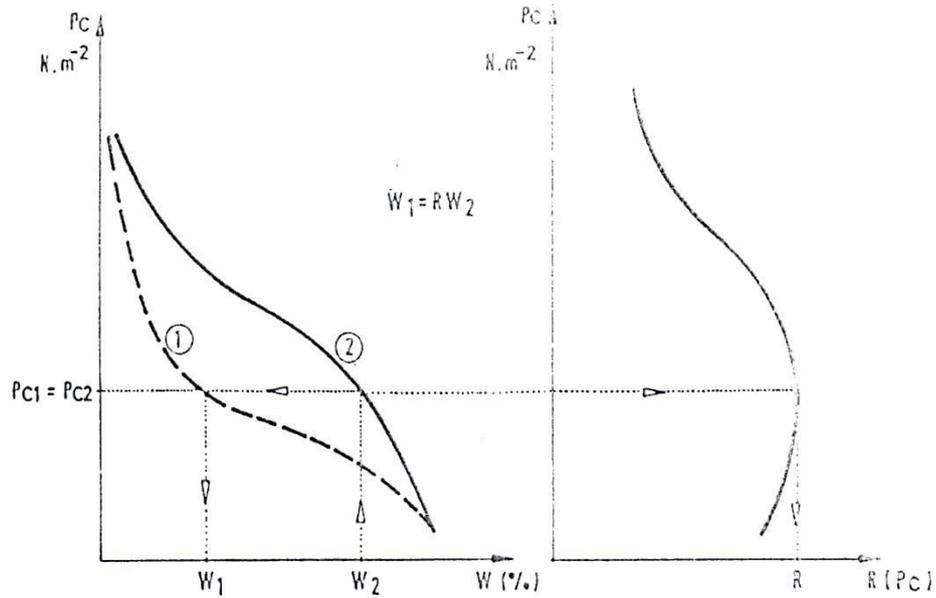


Figure II.2 Principe de calcul de la relation $R(P_c)$ (De Freitas, 1996)

En partant de l'équation (II.51) et en appliquant la loi de Kelvin, on aboutit à :

$$\frac{\rho_l R T_A}{M} \ln(\varphi)_A = \frac{\rho_l R T_B}{M} \ln(\varphi)_B \quad (\text{II.55})$$

D'où :

$$(\varphi)_A = (\varphi)_B \quad (\text{II.56})$$

Ce qui veut dire qu'on a, à l'interface des deux couches, une équivalence de l'activité (ou humidité relative).

En partant de la relation (II.56), Mendes et Philippi (2005) ont abouti à l'expression suivante :

$$\theta_B(I) = C_1 \theta_A(I) + C_2 \quad (\text{II.57})$$

$\theta_A(I)$ et $\theta_B(I)$ sont les teneurs en eau volumiques des deux matériaux A et B à l'interface I (tableau II.1).

C_1 et C_2 sont deux coefficients. Leur détermination nécessite la connaissance des courbes de sorption des deux matériaux A et B. Le calcul de ces coefficients s'effectue de la manière suivante :

$$C_1 = \frac{\left(\frac{\partial a_w}{\partial \theta}\right)_{A,préc}}{\left(\frac{\partial a_w}{\partial \theta}\right)_{B,préc}} \quad (\text{II.58})$$

$$C_2 = \theta_{B,préc} - C_1 \theta_{A,préc} \quad (\text{II.59})$$

« préc » veut dire : au temps précédent.

II.7 Coefficients de transferts superficiels

Le coefficient de transfert de masse peut être déterminé de deux manières : en utilisant les différentes corrélations ou à partir du bilan massique écrit au niveau de l'échantillon utilisé dans les essais de séchage convectif. Les détails de cette méthode sont décrits au chapitre suivant.

Le coefficient de transfert de chaleur h représente la somme des coefficients d'échange par convection (h_c) et par rayonnement (h_r). Le coefficient h_c est tributaire du type de convection et de la nature de l'écoulement de l'air au voisinage de la surface du produit.

En s'appuyant sur les corrélations, h_c peut être déterminé de la manière suivante (Lienhard, 2005) et (Jannot, 2003):

$$\bar{h}_c = \frac{\bar{Nu} \lambda}{L} \quad (\text{II.60})$$

$$Pr = \frac{\gamma}{a} = \frac{\mu c_p}{\lambda} \quad (\text{II.61})$$

Par analogie avec le transfert de chaleur, le coefficient de transfert de masse h_m peut être calculé en utilisant les corrélations suivantes :

$$\bar{h}_m = \frac{\bar{Sh} D_{vap}}{L} \quad (\text{II.62})$$

$$Sc = \frac{\gamma}{D_{vap}} \quad (\text{II.63})$$

- En convection forcée, on calcule le nombre de Reynolds :

$$Re_L = \frac{U \cdot L}{\nu} \quad (\text{II.64})$$

Avec ν , λ , a , c_p , μ : caractéristiques de l'air à la température du film (ν viscosité cinématique, μ viscosité dynamique, a diffusivité thermique et λ conductivité thermique).

D'après Giat et Grouhel (1988) :

Régime laminaire : Plaque plane : $Re < 3.10^5$

Pour le transfert de chaleur : [Domaine de validité : $0.5 \leq Pr \leq 50$]

$$\bar{Nu} = 0.660 Pr^{1/3} Re_L^{1/2} \quad (\text{II.65})$$

Pour le transfert de masse : [Domaine de validité : $0.5 \leq Sc \leq 50$]

$$\bar{Sh} = 0.660 Sc^{1/3} Re_L^{1/2} \quad (\text{II.66})$$

Régime turbulent : $Re > 3.10^5$

Pour le transfert de chaleur : [Domaine de validité : $0.5 \leq Pr \leq 50$]

$$\bar{Nu} = 0.037 Pr^{1/3} Re_L^{0.8} \quad (\text{II.67})$$

Pour le transfert de masse : [Domaine de validité : $0.5 \leq Sc \leq 50$]

$$\bar{Sh} = 0.037 Sc^{1/3} Re^{0.8} \quad (\text{II.68})$$

- En convection naturelle, c'est plutôt le nombre de Grashof qui est calculé :

Pour le transfert de chaleur :

$$Gr = \frac{g\beta\Delta TL^3}{\nu^2} \quad (\text{II.69})$$

$$\beta = \frac{1}{T_m} \quad (\text{II.70})$$

D'après Jannot (2003):

Régime laminaire : $10^4 \leq Gr.Pr \leq 10^9$

$$\overline{Nu} = 0.59(Gr.Pr)^{0.25} \quad (\text{II.71})$$

Régime turbulent : $10^9 \leq Gr.Pr \leq 10^{13}$

$$\overline{Nu} = 0.021(Gr.Pr)^{2/5} \quad (\text{II.72})$$

Pour le transfert de masse ; et d'après Jannot (2003) et Lienhard (2005):

$$Gr_m = \frac{g\Delta\rho L^3}{\rho\nu^2} \quad (\text{II.73})$$

Régime laminaire : $10^4 \leq Gr_m.Pr \leq 10^9$

$$\overline{Sh} = 0.59(Gr_m.Sc)^{0.25} \quad (\text{II.74})$$

Régime turbulent : $10^9 \leq Gr_m.Pr \leq 10^{13}$

$$\overline{Sh} = 0.021(Gr_m.Sc)^{2/5} \quad (\text{II.75})$$

➤ Coefficient de transfert de chaleur par rayonnement

Dans le cas d'un échange radiatif entre une surface assimilée à un corps gris et une surface noire, la densité de chaleur échangée par rayonnement est calculée par la relation suivante (Lienhard, 2005) et (Jannot, 2003):

$$q_r = \varepsilon\sigma(T_s^4 - T_a^4) \quad (\text{II.76})$$

Où σ constante de Stephan Boltzman ($\sigma=5.67 \times 10^{-8} \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-4}$),

ε coefficient d'émission de la surface, pour le béton : $\varepsilon=0.92$ (Guillevic, 1999),

T_s température de la surface du corps et T_a température ambiante.

Après linéarisation, on peut avoir :

$$q_r = h_r(T_s - T_a) \text{ avec } h_r = 4\varepsilon\sigma T_m^3 \quad (\text{II.77})$$

$$T_m: \text{température moyenne, } T_m = \frac{T_a + T_s}{2} \quad (\text{II.78})$$

II.8 Conclusion

Dans cette partie, nous avons développé les équations décrivant le modèle retenu et abouti aux formulations mathématiques finales. De même, les équations à l'interface d'échange entre deux milieux poreux en contact ont été définies. Pour la suite du travail, nous allons considérer qu'il y a une interpénétration des couches poreuses (continuité hydraulique).

CHAPITRE III:

ETUDES EXPERIMENTALES

CONFRONTATION SIMULATION /

EXPERIENCE

Le but principal de ce chapitre est de présenter les travaux expérimentaux réalisés dans le cadre de cette thèse et de confronter les résultats de mesures à ceux obtenus par simulation numérique. Il est consacré dans un premier temps à la présentation de la composition et de la préparation des divers échantillons des matériaux retenus dans le programme expérimental. Dans un second temps, nous nous intéressons à l'étude des cinétiques de séchage, à partir desquelles nous estimons le coefficient de diffusion massique. Puis, nous entamons la caractérisation de ces matériaux. La conductivité, la diffusivité thermique, et la chaleur massique sont les propriétés thermophysiques les plus importantes à prendre en compte pour le choix d'un matériau d'isolation thermique. Dans la plupart des cas, c'est la conductivité thermique que l'on mesure, la diffusivité est obtenue par déduction. Ensuite, nous passons à la détermination des courbes d'isothermes de sorption. Nous terminons la partie expérimentale par l'étude du comportement thermohydrrique de blocs de matériaux lorsqu'ils sont soumis à des variations de température et d'humidité relative. Enfin, nous validons les résultats par confrontation expérience/simulation numérique.

Dans le présent travail, deux matériaux de construction sont étudiés : le mortier de ciment et le béton chargé de billes de polystyrène. Le mortier de ciment sert comme matériau de référence. Il semble intéressant de tester la fiabilité du code de calcul sur un produit familier avant de se pencher sur d'autres matériaux. Pour cette raison, la simulation est appliquée, tout d'abord, au mortier de ciment dont les propriétés sont bien connues (Chikhi et al., 2014), (Chikhi et al., 2016a) et (Chikhi et al., 2016b). Une fois que le modèle de connaissance est validé sur ce matériau, il sera appliqué au béton chargé de billes de polystyrène. En plus du caractère isolant de ce dernier matériau, il permet de valoriser et de recycler un déchet domestique et industriel qui est le polystyrène.

III.1. Matériaux étudiés

III.1.1. Mortier de ciment

Le mortier de ciment est un matériau de construction composé d'un mélange de sable et une quantité spécifiée d'eau / ciment (Wang et al., 2012), (Bouras et al., 2012), (Aamer et Bhutta, 2010), (Wang et al., 2010), (Xu et Zhu, 2009) et (Wang et al., 2008). Le pourcentage des ingrédients du mortier de ciment varie légèrement en fonction de sa destination. Il peut être utilisé pour plusieurs applications.

Le mortier a été utilisé pendant des siècles comme un moyen d'adhésion entre briques ou blocs de béton. Il continue d'être utilisé dans de nombreux types de construction. Le mortier de ciment est aussi un excellent moyen pour créer une surface lisse aux murs faits de briques et d'autres formes de maçonnerie. Il est appliqué à l'aide d'une truelle puis lissé en position. Souvent, il est appliqué en couches, ce qui permet de réaliser progressivement un revêtement qui adhère bien à la surface du mur. Le mortier peut être teinté avant son application comme il peut être peint ultérieurement.

III.1.2. Béton de polystyrène

Pour réduire la consommation énergétique dans le domaine de la construction et les problèmes environnementaux liés au recyclage des déchets industriels et domestiques, il est nécessaire de développer de nouvelles solutions pour l'avenir. Ces solutions passent par l'amélioration des matériaux de construction existants. L'introduction de matériaux « déchets » tel que le polystyrène semble une solution intéressante. Les propriétés thermiques de ces matériaux permettent par rapport à un béton classique d'alléger le produit de base, de proposer une meilleure isolation, de diminuer l'inertie thermique, de recycler certains déchets et de réduire le dégagement de CO₂ dû à la combustion pour le chauffage des bâtiments.

A titre indicatif, des fabricants d'emballages de PSE (Polystyrène Expandé) français se sont regroupés au sein d'ECO-PSE en 1993 afin, notamment, d'organiser et de développer des filières pérennes de valorisation et de recyclage des emballages professionnels. En 2010, en France, plus de 12 000 tonnes d'emballages de PSE ont été recyclées, pour une consommation nationale évaluée à 40 200 tonnes, soit un taux de recyclage proche de 30 %. 85 % du PSE collecté est recyclé, après compactage et extrusion, en granulés de polystyrène qui serviront à la fabrication de produits manufacturés en PS (cintres, boîtiers de CD...). Les 15 % restants permettent de recycler le PSE sous sa forme expansée (emballages, blocs et plaques PSE, allègement de sols et de bétons) [ECO-PSE].

Le polystyrène (sigle PS) est issu de la pétrochimie. Il est le polymère de formule - (CH₂-CH(Ph))_n-, il est obtenu par polymérisation du styrène (figure III.1); la réaction se produit dans un autoclave.

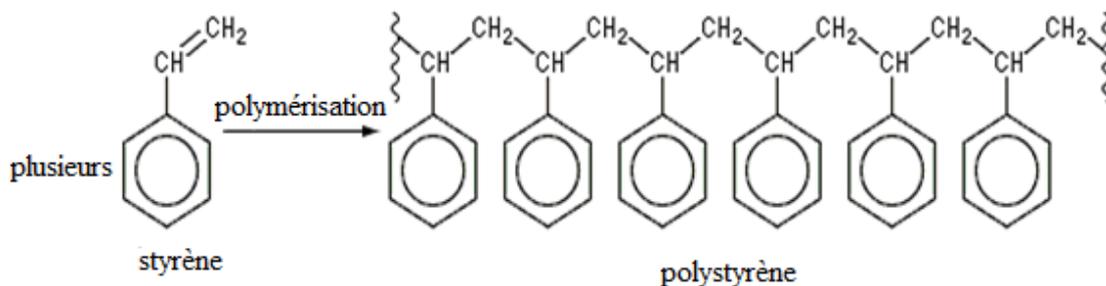


Figure III.1. Composition chimique du polystyrène

Le polystyrène expansé (PSE) est obtenu par mélange d'un gaz et de PS cristal. Avant les préoccupations pour la couche d'ozone, on utilisait le fréon, un gaz CFC (chlorofluorocarbone), remplacé depuis les années 1990 par du butane ou du pentane. Des transformateurs introduisent les perles de PS cristal dans des préexpandeurs. Sous l'action de la température et de la pression de vapeur d'eau, le gaz d'expansion les fait gonfler jusqu'à 50 fois leur volume initial. Les perles, expansées et stabilisées, sont ensuite introduites dans des moules en forme de blocs pour une découpe ultérieure en panneaux ou

directement à la forme de la pièce finie. Là, à nouveau sous l'effet de la température et de la pression de vapeur d'eau, les perles expansées s'agglomèrent en une pièce moulée.

Le mélange sous forme de plaques ou feuilles peut être directement extrudé pour faire des isolants de plus haute densité. On parle de polystyrène extrudé (XPS). Ces plaques ou feuilles peuvent être thermoformées.

Le PS peut également être façonné par injection (fusion à haute température) et des pièces moulées comme des gobelets transparents ou des boîtiers de DVD sont obtenues. On parle alors de PS injecté.

Les propriétés suivantes du polystyrène montrent que son ajout au béton semble être intéressant :

- Le polystyrène a une masse volumique comprise entre 10 et 30 kg/m³ (Sotehi, 2010), ce qui permet d'obtenir un béton léger.
- Il a une faible conductivité thermique (0.045 W.m⁻¹.K⁻¹),
- Il est capable d'amortir les chocs,
- Les billes de polystyrène sont hydrophobes (Yamura et Yamauchi, 1982),
- Sa mise en forme est facile (découpage,...),
- Et enfin, il est possible de le recycler.

La résistance à la compression du béton à billes de polystyrène expansé diminue lorsqu'on augmente le taux et la taille des billes (Miled et al., 2005). Par contre, l'ajout du polystyrène au béton a moins d'influence sur la résistance à la flexion (Chafi, 2005).

III.2 Composition des matériaux étudiés et préparation des échantillons

Pour cette étude, les compositions suivantes sont retenues :

Fraction massique (%)	Ciment	Sable	Eau	Polystyrène	Eau/Ciment
MP0	22,22	66,67	11,11	0,00	50
MP1	22,17	66,52	11,09	0,22	50
MP2	22,12	66,37	11,06	0,44	50
MP3	22,08	66,23	11,04	0,66	50
MP4	22,03	66,08	11,01	0,88	50

Tableau III.1 : Composition initiale des matériaux étudiés

Remarques :

- Le pourcentage massique des constituants, mentionné dans le tableau (III.1), est calculé en fonction de la masse totale de l'échantillon.
- Le polystyrène utilisé dans cette étude est expansé (des billes de granulométrie de : 1.5 à 2.5 mm).

➤ **Nomenclature des échantillons :**

Désignation	Dénomination	Pourcentage massique du polystyrène
MP0	Mortier de ciment	0%
MP1	Béton à billes de polystyrène	1%
MP2	Béton à billes de polystyrène	2%
MP3	Béton à billes de polystyrène	3%
MP4	Béton à billes de polystyrène	4%

Tableau III.2 : Nomenclature des échantillons fabriqués

Remarque : Le pourcentage massique du polystyrène, mentionné dans le tableau (III.2), est calculé en fonction de la masse du ciment.

Après mélange des différents constituants et gâchage dans un malaxeur, le mortier (MP0) et le béton (MP4) sont versés dans des moules parallélépipédiques en bois, recouvert de bakélite, de dimensions :

- 25cm de côtés et 5cm de profondeur pour le mortier ;
- 30 cm de côtés et 10cm de profondeur pour le béton à billes de polystyrène.

D'autres échantillons de dimensions plus petites (10x10x5 cm³) ont été préparés pour tous les types de matériaux cités ci-dessus. Ces plaques ont été utilisées pour la mesure de la conductivité thermique et de la masse volumique. La porosité est tirée de la bibliographie (Da Chen, 2005).

D'autres échantillons de faibles dimensions ont été aussi confectionnés afin d'être utilisés pour la détermination expérimentale des courbes de sorption.

III.3 Cinétiques de séchage des éprouvettes

Le séchage par convection consiste à mettre en contact un gaz (air) s'écoulant en régime laminaire ou turbulent autour du corps à sécher. L'eau migre de l'intérieur vers l'extérieur du produit où elle est évacuée par convection naturelle ou forcée vers le milieu ambiant.

Afin de mieux appréhender le comportement thermo-hydrique des matériaux étudiés dans ce présent travail, le suivi des cinétiques de séchage est effectué sur un échantillon monocouche en béton de polystyrène MP3, en convection naturelle et forcée, et sur un bloc en bicouche composé de mortier de ciment et de béton à billes de polystyrène.

III.3.1. Séchage en convection naturelle

Pour caractériser une opération de séchage, il est nécessaire de déterminer la variation de la masse en eau du matériau en fonction du temps. A partir de ces mesures, on trace les cinétiques de séchage. Ces courbes fournissent une analyse macroscopique du comportement hydrique du produit et l'on peut donc visualiser le déroulement du processus de séchage.

Le béton de polystyrène destiné à subir l'opération de séchage est de forme parallélépipédique avec les dimensions suivantes : $10 \times 10 \times 4 \text{ cm}^3$. L'échantillon est gardé dans son moule (une seule face d'échange avec l'air) et placé dans une enceinte climatique réglée à une température et une humidité relative de consigne de 23°C et 50% respectivement (figure III.2).

La première phase est courte au regard de la durée totale de l'opération de séchage illustrée sur la figure III.3 qui montre l'évolution, dans le temps, de la température de l'échantillon (température de surface, du milieu et du fond) et de la masse du produit.

La température moyenne initiale est de 23°C , proche de celle de l'air. Au début de l'opération de séchage on observe une augmentation de la température au sein du matériau qui atteint presque 25°C du fait de la prise du ciment (réaction exothermique). Ensuite, elle se stabilise autour de 23.7°C pour la suite du processus de séchage.

La figure III.4 montre l'évolution, en fonction du temps, du flux d'eau évaporée, il prend une valeur maximale dans la première phase de séchage, ensuite il diminue au fur et à mesure que le matériau sèche et le régime stationnaire s'établit.

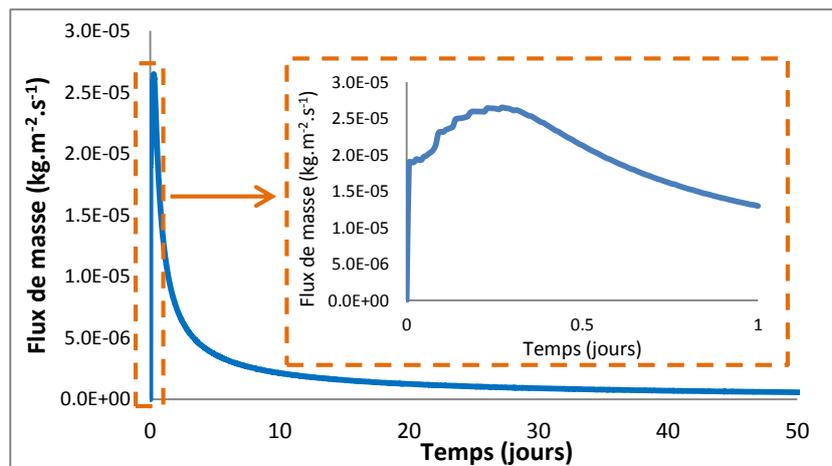
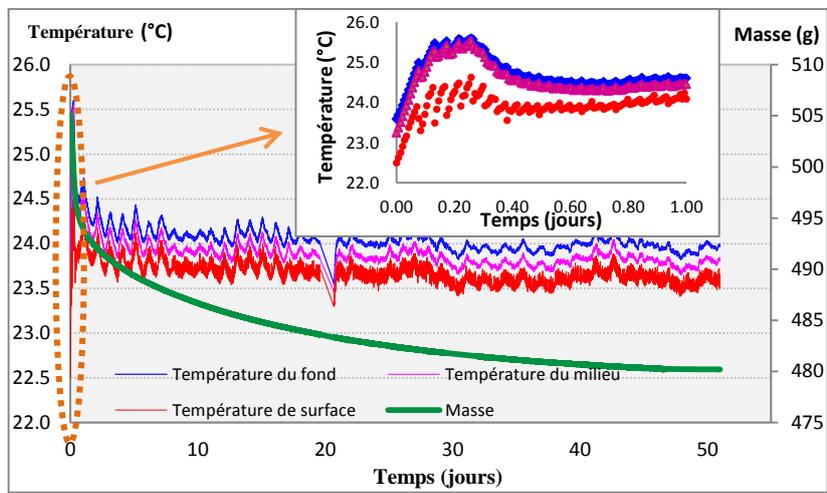
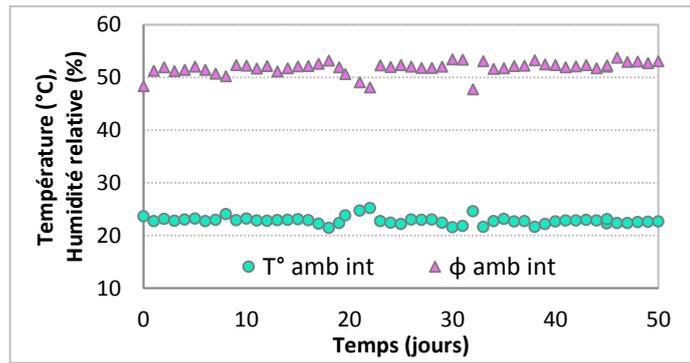
Sur la figure III.5, est reportée l'évolution de la teneur en eau moyenne en base sèche de l'échantillon. Cette grandeur est calculée selon l'équation III.1 à partir des pesées continues et de la détermination de la masse sèche après un séchage en étuve.

$$w(i) = \frac{m(i) - m_s}{m_s} \quad (\text{III.1})$$

Avec m_s masse sèche après étuvage et $m(i)$ masse de l'échantillon au temps « i » de séchage.

L'évolution du flux de masse d'eau évaporée, en fonction de la teneur en eau moyenne, est représentée sur la figure III.6.

L'examen de ces courbes permet de distinguer : une phase rapide de mise en régime, une phase de séchage à vitesse constante, une phase de ralentissement et à la fin, on atteint la teneur en eau d'équilibre soit 0.025.



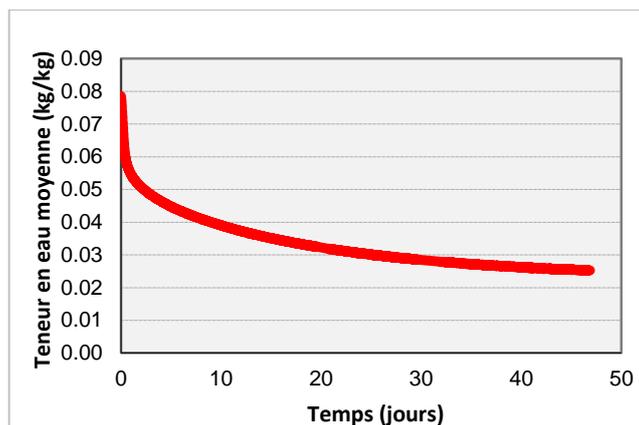


Figure III.5. Cinétique de séchage en convection naturelle

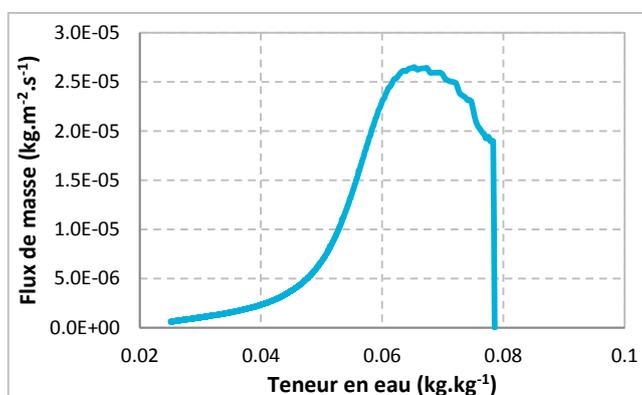


Figure III.6. Flux masse d'eau évaporée en fonction de la teneur en eau.
Séchage en convection naturelle

III.3.2. Séchage en convection forcée

III.3.2.1. Description du séchoir

Les mesures des cinétiques de séchage sont effectuées dans un séchoir du laboratoire (figure III.7). L'échantillon à sécher (béton de polystyrène MP3) est disposé dans un creuset de surface intérieure de 10x10 cm² et de 4 cm de hauteur. Le porte échantillon est posé sur un trépied reposant sur une balance de précision. Seule la face supérieure de l'éprouvette est soumise à un flux d'air. Pour assurer le flux d'air nécessaire au séchage du produit, un ventilateur centrifuge est placé à l'entrée de la gaine de soufflage. Un anémomètre permet de mesurer la vitesse de l'air soufflé ; le contrôle de cette vitesse est effectué par un régulateur qui reçoit la mesure de l'anémomètre et pilote le ventilateur. Le chauffage et la régulation de la température de l'air sont assurés par un système de chauffage relié à un régulateur, lui-même relié à un thermocouple. Dans le but d'obtenir toutes les informations nécessaires, un ensemble de capteurs a été mis en place (un hygromètre, un pyromètre et des thermocouples).

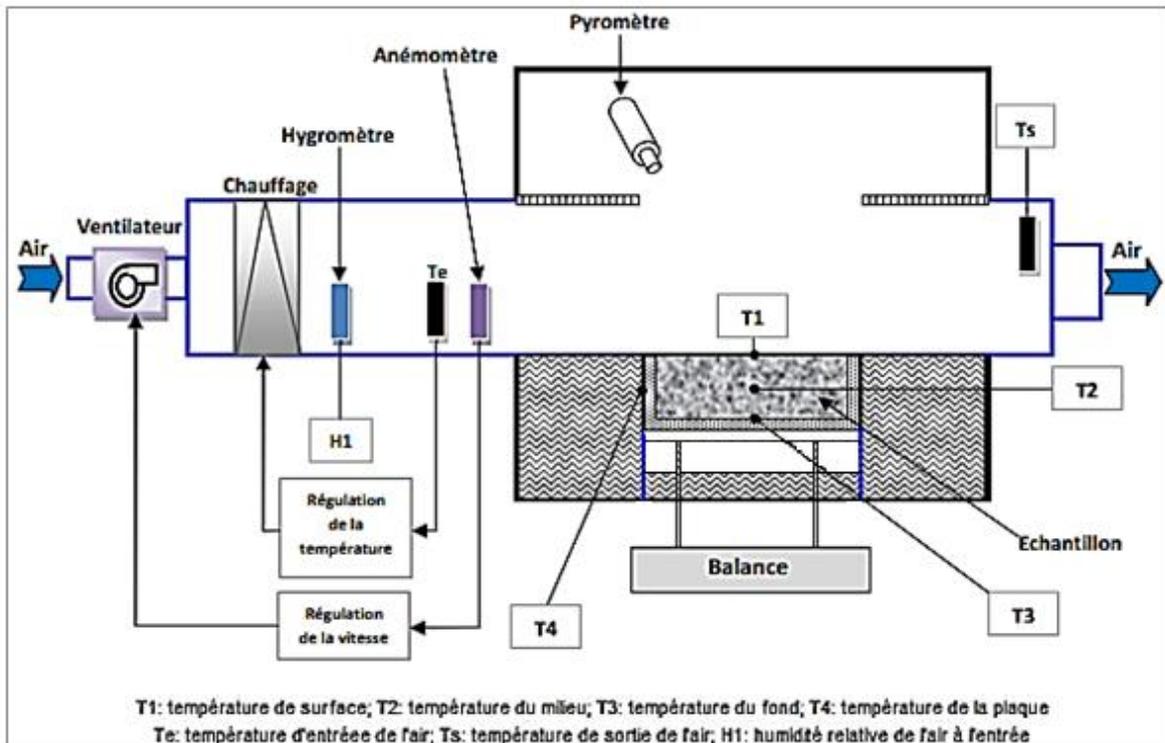


Figure III.7. Schéma de principe du dispositif de séchage en convection forcée

III.3.2.2. Résultats et discussion

La Figure III.8 montre que, durant cette expérimentation qui a duré 24 heures, la température moyenne de l'air est maintenue aux environs de 29,5°C. Sa vitesse est de 1.1 m/s. Cet essai réalisé avec des thermocouples implantés dans l'éprouvette montre de faibles gradients de température au sein du matériau.

La figure III.9 montre l'évolution du flux massique et de la teneur en eau moyenne au cours du séchage. L'évolution du flux de masse d'eau évaporée, en fonction de la teneur en eau moyenne, est représentée sur la figure III.10. L'examen des courbes, permet de distinguer trois phases :

- Une première phase de mise en régime et de séchage rapide d'une durée de 5 heures. Elle est caractérisée par une montée rapide de la température de surface suivie des températures du milieu et celle du fond. Durant cette période, une partie de la chaleur apportée contribue à élever la température et l'autre partie sert à évaporer une certaine quantité d'eau en surface.
- Une deuxième phase de séchage à vitesse constante où la température de surface se stabilise autour de 27°C.
- Une troisième phase caractérisée par une période de ralentissement. Dans cette période, on s'approche du domaine hygroscopique. L'eau migre sous forme liquide jusqu'au front d'évaporation, ensuite elle transite vers la surface externe du matériau par diffusion de vapeur à travers une couche de matière sèche.

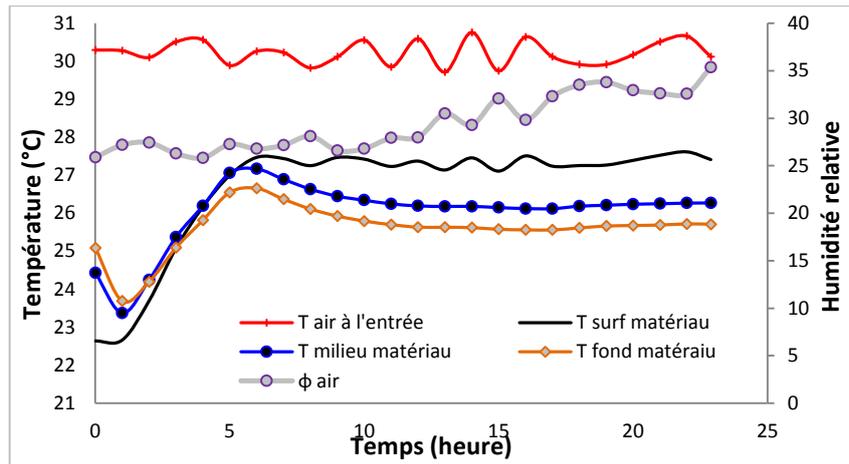


Figure III.8. Evolution de la température, au cours du séchage, en convection forcée

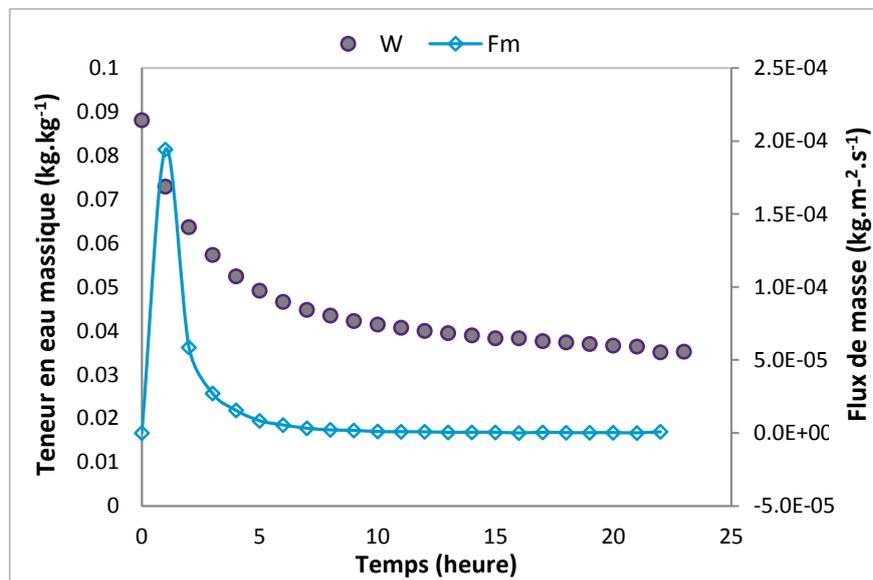


Figure III.9. Evolution de la teneur en eau et du flux massique, au cours du séchage, en convection forcée

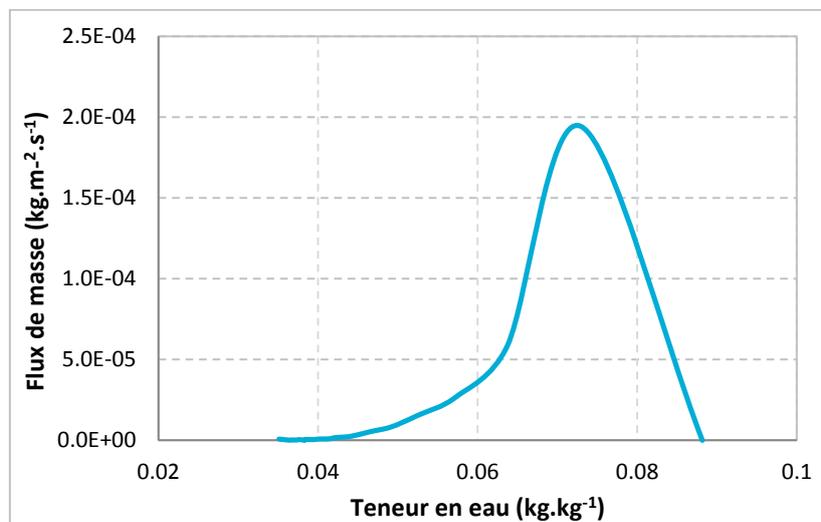


Figure III.10. Flux masse d'eau évaporée en fonction de la teneur en eau. Séchage en convection forcée

III.3.2.3. Coefficients de transfert superficiel

En partant du bilan massique, le coefficient de transfert de masse peut être calculé à partir de l'équation (II.43) :

$$h_m = \frac{F_m RT_{\text{film}}}{P_t M_v \ln\left(\frac{P_t - P_{v\infty}}{P_t - P_{v\text{surf}}}\right)} \quad (\text{III.2})$$

Le flux de masse F_m est déterminé expérimentalement.

Par analogie des transferts de chaleur et de masse (analogie de Colburn), on déduit h_c en posant (Lecharpentier, 2002):

$$\frac{h_c}{h_m \rho c_p} = \left(\frac{S_c}{P_r}\right)^{2/3} = L_e^{2/3} \quad (\text{III.3})$$

Lorsque l'hypothèse de Lewis est vérifiée, c'est-à-dire que L_e est proche de 1, le coefficient h_c se calcule par (Belarbi, 2007):

$$h_c = h_m \rho c_p \quad (\text{III.4})$$

III.3.3 Séchage d'un bloc bicouche en convection naturelle

III.3.3.1 Descriptif de l'expérimentation

Le béton à billes de polystyrène (MP4) occupe le volume jusqu'à une hauteur « i-f » de 10 cm (figures III.11 et III.12), il est laissé sécher dans son moule jusqu'à maturation totale (la face supérieure est en contact direct avec l'air).

Le béton est « sec » et alors recouvert de mortier dans le même moule pour occuper ainsi le volume restant, soit une hauteur du mortier de 4 cm. Afin de pouvoir suivre le comportement thermo-hydrique de l'ensemble au cours d'un séchage à l'air libre, des thermocouples sont disposés en surface. D'autres thermocouples et des sondes de type « Sensirion » sont également implantés à l'intérieur des deux produits. Ces capteurs qui sont reliés à une centrale d'acquisition, elle-même reliée à un micro-ordinateur, permettent de mesurer, à chaque pas de temps, la température et l'humidité relative. Le tableau III.3 donne la désignation des capteurs et leur position dans cette séquence de mesure.

Notons que cet essai est effectué au premier âge du mortier, c'est-à-dire juste après coulage du mortier de ciment sur le béton de polystyrène.

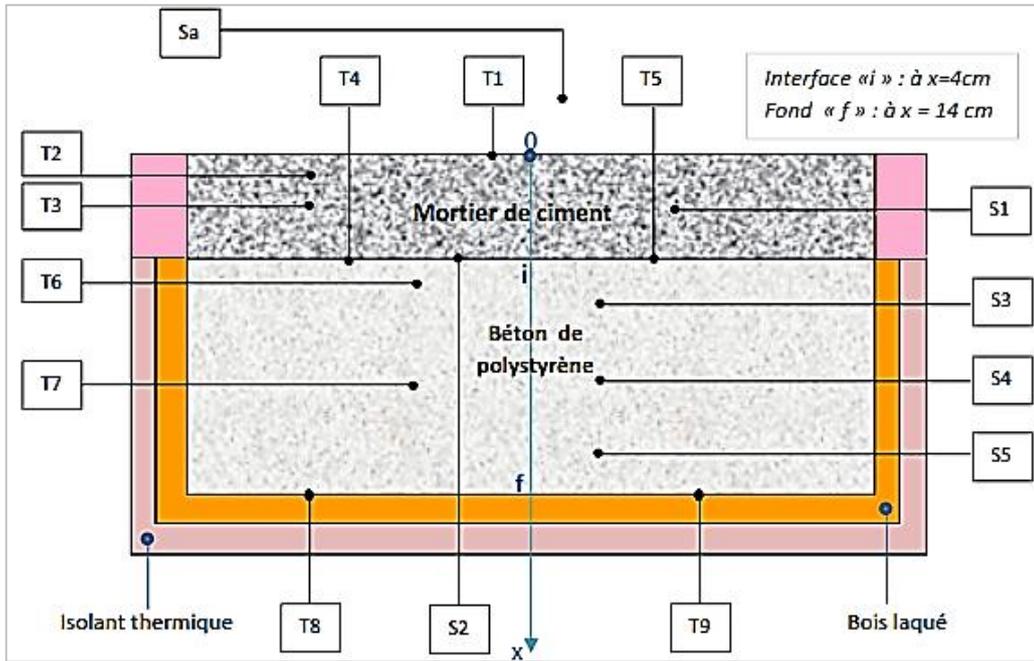


Figure III.11. Schéma du bloc bicouche. Implantation des capteurs



Figure III.12. Photos de l'échantillon avant et après coulage du mortier de ciment

Désignation	Position	Désignation	Position
T1	Surface du mortier (x=0)	T9	Au fond de l'échantillon (x=14cm)
T2	Dans le mortier (x=1cm)	S1	dans le mortier (x=2cm)
T3	Dans le mortier : à x=2cm	S2	à l'interface béton- mortier : x=4cm
T4	A l'interface mortier- béton (x=4cm)	S3	dans le béton : à x=7cm
T5	A l'interface mortier- béton (x=4cm)	S4	dans le béton : à x=9cm
T6	Noyé dans le béton : à x=5cm	S5	Noyé dans le béton : à x=12cm
T7	Noyé dans le milieu du béton : à x=9cm	Sa	Dans l'air ambiant
T8	Au fond de l'échantillon (x=14cm)		

Tableau III.3 Désignation et position des capteurs connectés au bloc bicouche

III.3.3.2 Résultats et discussion

L'examen des courbes des figures III.13 et III.14, permet de distinguer deux phases :

- Phase I : de 0 à 120 heures environ. Dans cette phase, l'humidité relative du milieu de l'enduit et du haut du béton est maximale, c'est-à-dire 100%, cela s'explique par le fait que l'eau de gâchage remplit l'espace bas du mortier et s'achemine par gravitation à la partie haute du béton. En parallèle, on constate durant cette phase, une montée de l'humidité relative au fond du béton, cela est due aussi à l'arrivée de l'eau liquide qui tombe directement dans le fond de l'échantillon.
- Phase II : à partir de 120 heures. Cette phase montre que l'échantillon (les deux matériaux) commence à sécher à une vitesse constante, cela est expliqué dans le graphe par une baisse progressive de l'humidité relative dans tous les points de l'échantillon (échange avec l'air ambiant ayant une humidité relative bien inférieure).

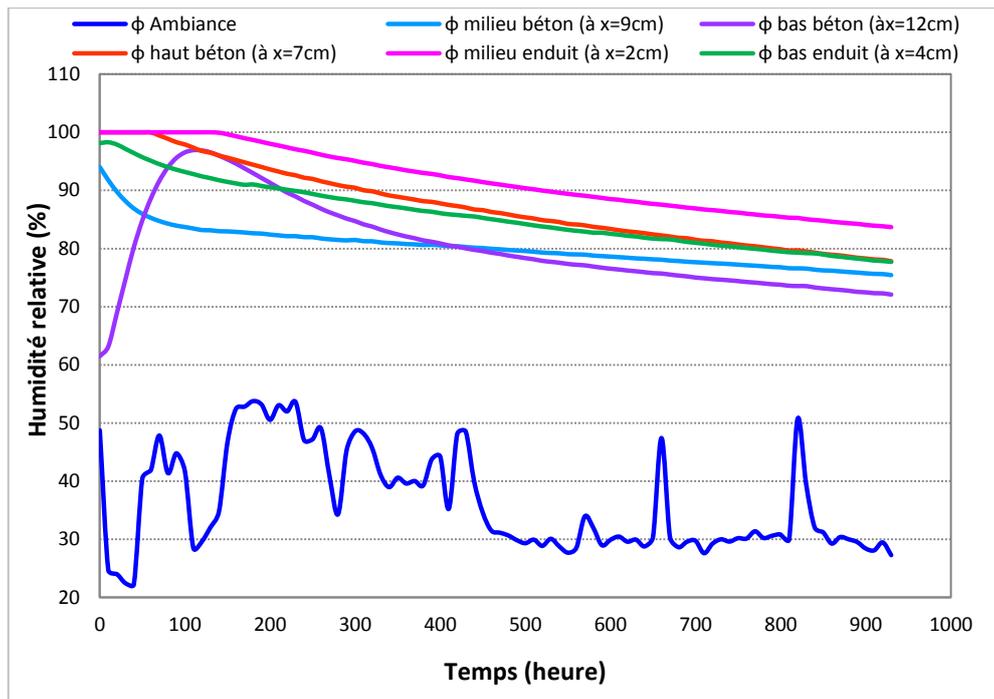


Figure III.13. Variation de l'humidité relative au cours de l'expérience

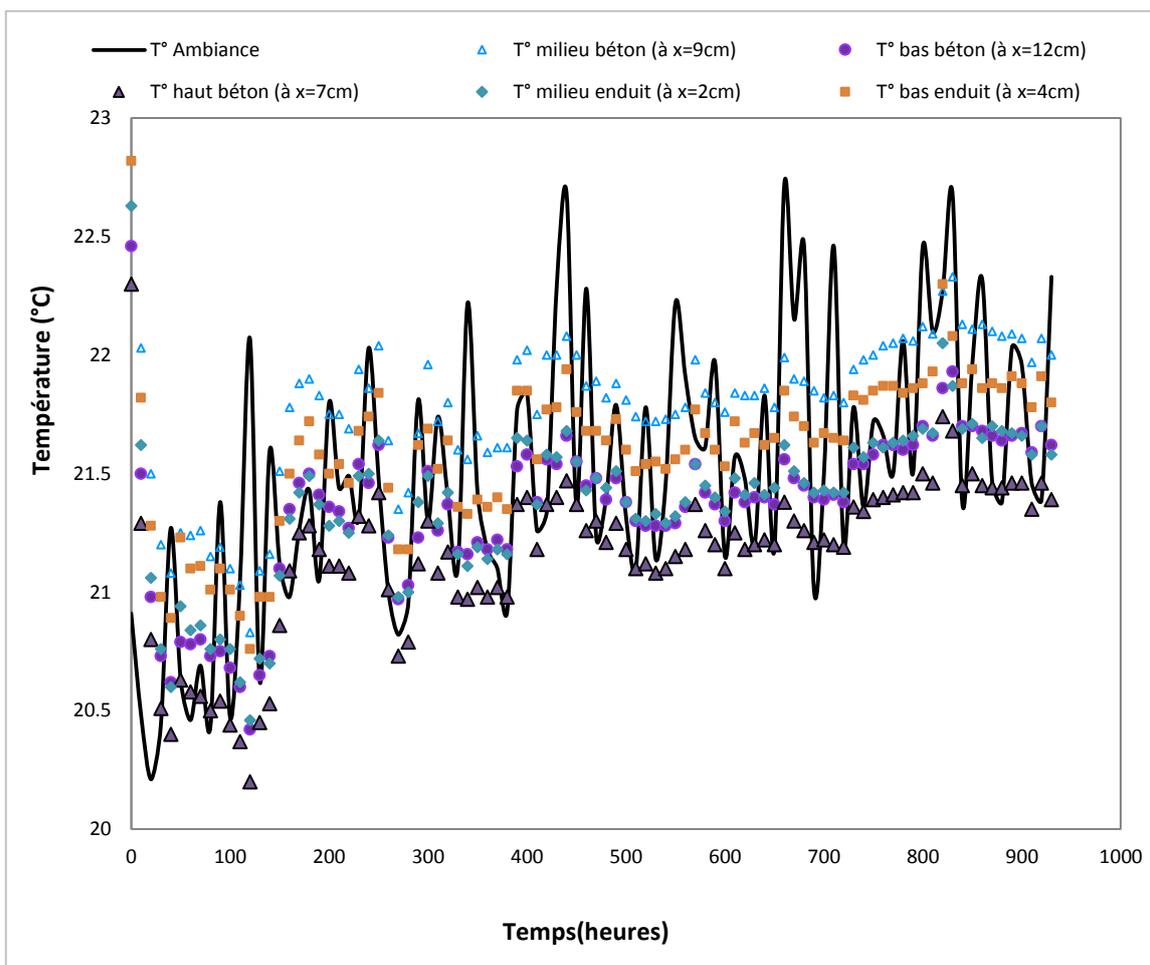


Figure III.14. Variation de la température au cours de l'expérience

III.4 Coefficients de transferts hydriques

Les transferts hydriques peuvent être représentés soit par un coefficient global appelé diffusivité hydrique ou par plusieurs coefficients relatifs à l'état de l'eau dans le milieu poreux (liquide ou vapeur) et aux gradients moteurs (température ou teneur en eau). La détermination de ces paramètres phénoménologiques est une étape cruciale et indispensable pour la modélisation des transferts thermo hydriques. Nous présentons dans cette partie une revue bibliographique des différentes méthodes employées pour déterminer ces paramètres.

III.4.1. Coefficient global de diffusion massique

La somme de la diffusivité de l'eau liquide sous l'effet d'un gradient de teneur en eau, $D_{\theta l}$, et de la diffusivité de la vapeur d'eau sous l'effet d'un gradient de teneur en eau, $D_{\theta v}$, est définie comme la diffusivité hydrique totale du matériau D_{θ} ($m^2.s^{-1}$).

$$D_{\theta} = D_{\theta l} + D_{\theta v} \quad (\text{III.5})$$

Les méthodes d'identification de la diffusivité hydrique peuvent se distinguer selon qu'elles se fondent sur des processus stationnaires, ou sur des processus transitoires. Différents protocoles expérimentaux donnent accès à ces grandeurs.

III.4.1.1. Méthodes stationnaires

Cette méthode consiste à imposer deux pressions différentes de part et d'autre des faces d'un matériau poreux. Cette différence de pression ainsi créée donne lieu à un flux massique qui se déplace du milieu le plus humide vers le milieu le moins humide. La connaissance de ce flux et du gradient de la concentration C permet de déterminer la diffusivité massique en exploitant la première loi de Fick.

$$\vec{j} = -D_{\theta} \overrightarrow{\text{grad}C} \quad (\text{III.6})$$

III.4.1.2. Méthodes transitoires

La technique la plus utilisée, en régime transitoire, est celle de la pesée successive. Elle consiste à suivre l'évolution de la teneur en eau d'un échantillon placé dans un environnement contrôlé où des perturbations isothermes sont imposées c'est-à-dire des conditions aux limites particulières au matériau initialement en équilibre.

Pour une perturbation hydrique de faible amplitude, le coefficient D_{θ} peut-être supposé constant. Si on néglige les effets de la gravité, de la température et de la pression sur le transfert de masse, et si on raisonne en terme de teneur en eau massique, l'équation (II.36) se réduit à la seconde loi de Fick:

$$\frac{\partial W}{\partial t} = D_{\theta} \nabla^2 W \quad (\text{III.7})$$

En fonction des conditions aux limites et initiales, il existe plusieurs méthodes analytiques et numériques de résolution de cette équation aux dérivées partielles.

En négligeant les résistances au transfert de masse externe, en faisant l'hypothèse d'une plaque infinie d'épaisseur e et en introduisant une teneur en eau normalisée exprimée par la relation :

$$W^* = \frac{W - W_{eq}}{W_0 - W_{eq}} \quad (\text{III.8})$$

Avec W_{eq} la teneur en eau en équilibre.

L'équation (II.36) se réécrit dans le cas monodimensionnel :

$$\frac{\partial W^*}{\partial t} = D_\theta \frac{\partial^2 W^*}{\partial x^2} \quad (\text{III.9})$$

La solution analytique obtenue par Crank (1975) est :

$$W^* = \frac{8}{\pi^2} \sum_{n=0}^{\infty} \frac{1}{(2n+1)^2} \exp \left[-(2n-1)^2 \cdot \frac{\pi^2 D_\theta t}{4e^2} \right] \quad (\text{III.10})$$

Pour un séchage suffisamment long ($\frac{D_\theta t}{e^2} > 0.1$), la solution prend le premier terme de la série, le coefficient de diffusion s'écrit alors :

$$D_\theta = -\frac{4e^2}{\pi^2 t} \ln \left(\frac{\pi^2 \cdot W^*}{8} \right) \quad (\text{III.11})$$

Le coefficient de diffusion peut être évalué par deux méthodes :

- La première consiste à déterminer, à partir de la courbe expérimentale de l'évolution de la teneur en eau, le temps pour lequel la teneur en eau diminue de moitié. Cette méthode est appelée : méthode de demi-montée. Ainsi, le coefficient de diffusion massique peut s'exprimer par (Crank, 1975):

$$D = \frac{e^2}{t_{0.5}} \cdot \frac{\ln(16/\pi^2)}{\pi^2} \approx 0.049 \cdot \frac{e^2}{t_{0.5}} \quad (\text{III.12})$$

- La deuxième méthode consiste à exploiter l'intégralité de la courbe de séchage. Le coefficient de diffusion massique peut être ainsi calculé à partir de la pente de la courbe :

$$\ln \left(\frac{\pi^2 W^*}{8} \right) = fct(t), \text{ donnée par l'équation : } D_\theta = \frac{4e^2}{\pi^2} \times \text{Pente} \quad (\text{III.13})$$

Ainsi, à partir de la courbe de la cinétique de séchage (figure III.9), en combinaison avec la solution analytique de la seconde loi de Fick, nous estimons le coefficient de diffusion massique global illustré sur la figure III.15.

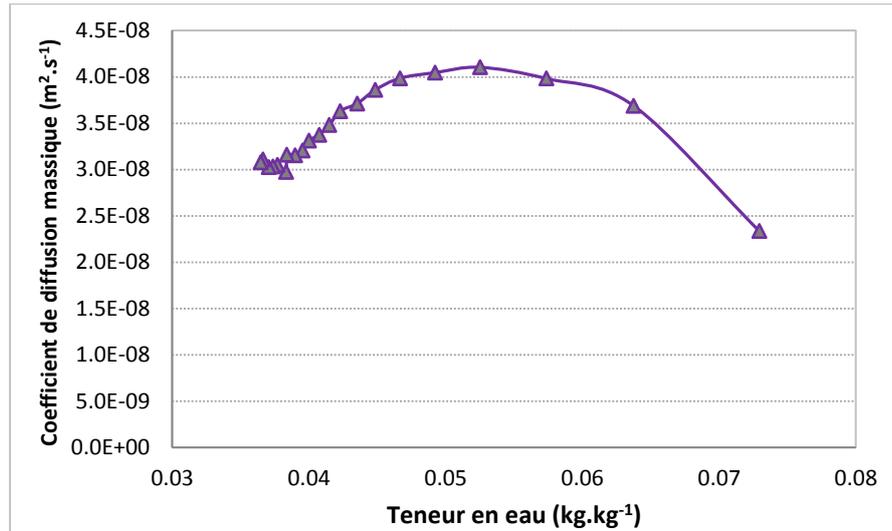


Figure III.15. Evolution du coefficient de diffusion global lors de l'essai de séchage du béton de polystyrène

III.4.2. Coefficients de diffusion en phase liquide et en phase gazeuse

Le modèle de Philip et De-Vries retenu, dans cette étude, pour décrire les transferts couplés de chaleur et de masse dans les milieux capillaro-poreux hygroscopiques, fait intervenir quatre coefficients de transfert hydrique (équations II.8, II.9, II.26 et II.27). La détermination de ces coefficients nécessite la connaissance des isothermes de sorption, des propriétés capillaires, des perméabilités intrinsèques et relatives de chaque phase.

Belhamri (1992), dans son étude des transferts de chaleur et de masse à l'interface d'un milieu poreux au cours du séchage, utilise les équations (III.14 et III.15) pour présenter les coefficients de diffusion, de l'eau liquide et de la vapeur d'eau sous l'effet d'un gradient de teneur en eau, en fonction de la pression capillaire et de la saturation .

$$D_{\theta l} = \frac{k.k_{rl}}{\varepsilon.\mu_l} \left(\frac{-\partial P_c}{\partial S} \right) \quad (III.14)$$

$$D_{\theta v} = \frac{D_{eff} M_v P_{vs}}{\rho_l R T \varepsilon} \left(\frac{\partial f}{\partial S} \right) \quad (III.15)$$

Avec k perméabilité intrinsèque, k_{rl} perméabilité relative, μ_l viscosité dynamique de l'eau liquide, D_{eff} coefficient de diffusion effectif et f une fonction qui dépend de la pression capillaire et de la température, ils sont déterminés de la manière suivante (Belhamri, 1992):

$$D_{eff} = D_{vap} (1 - S^2) [\varepsilon (1 - S)]^{4/3} \quad (III.16)$$

$$f = \exp \left(- \frac{P_c M}{\rho_l R T} \right) \quad (III.17)$$

Afin de contourner la difficulté des mesures de perméabilités relatives, plusieurs auteurs ont proposé des relations empiriques en les exprimant en fonction de la saturation. Les perméabilités relatives peuvent être obtenues en exploitant les isothermes de sorption déterminées expérimentalement.

Laghcha et Billard ont travaillé sur des matériaux de construction à base de ciment. Ils

ont utilisé les expressions (III.18) et III.19) pour exprimer l'évolution, de la perméabilité relative au liquide et de la pression capillaire, en fonction de la saturation (Billard, 2003) et (Laghcha, 2006):

$$k_{rl} = \sqrt{S} \left[1 - \left(1 - S^{1/m} \right)^m \right]^2 ; \quad m = 1/2.27 \quad (\text{III.18})$$

$$P_c = a(S^{-2.27} - 1)^{(1-m)} ; \quad a = 20.45 \cdot 10^6 \quad (\text{III.19})$$

Les coefficients m et a sont déterminés expérimentalement.

Le degré de saturation est proportionnel à la perméabilité relative et inversement proportionnel à la pression capillaire.

L'application de la loi empirique du coefficient de diffusion massique effectif (III.16) nous amène à la figure (III.16). Pour les faibles degrés de saturation, la valeur de ce coefficient est plus élevée pour le béton de polystyrène que pour le mortier de ciment. Lorsque le degré de saturation augmente les valeurs diminuent et convergent vers zéro.

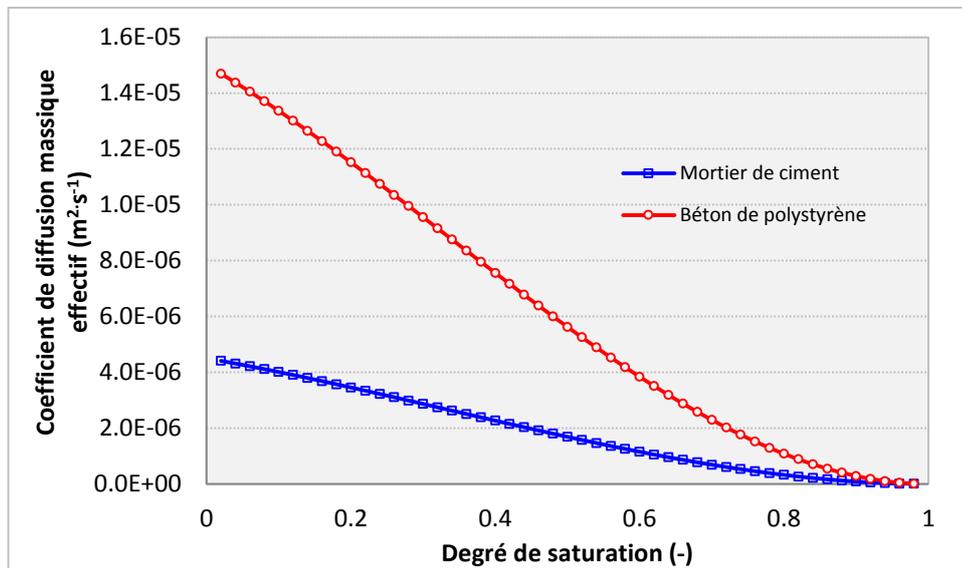


Figure III.16. Variation du coefficient de diffusion massique effectif, en fonction du degré de saturation, du mortier de ciment et du béton de polystyrène, pour une température de 20°C

Les figures (III.17) et (III.18) montrent l'influence du degré de saturation sur le coefficient de diffusion massique, dû au gradient de la teneur en eau, pour le mortier de ciment. La discontinuité observée aux faibles teneurs en eau est due essentiellement aux difficultés de mesure des paramètres hydriques dans ce domaine. Le coefficient de diffusion en phase vapeur est dominant jusqu'à un degré de saturation de 0.6 ; ensuite, le coefficient $D_{\theta l}$ prend la relève pour atteindre une valeur maximale de $1.8 \cdot 10^{-9} \text{ m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ à un degré de saturation proche de 1. Des résultats similaires ont été reportés par Crausse (1996) - figure III.19.

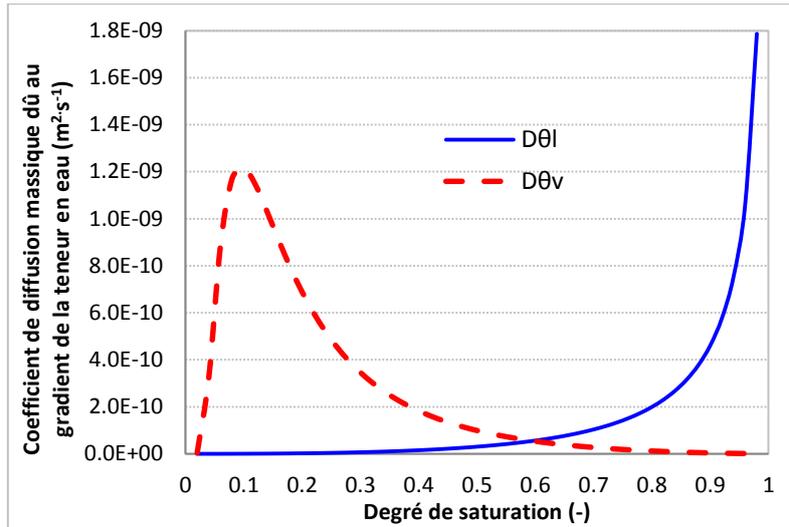


Figure III.17. Variation des coefficients de diffusion (liquide et vapeur) du mortier de ciment, pour une température de 20°C (formules (III.14 et III.15))

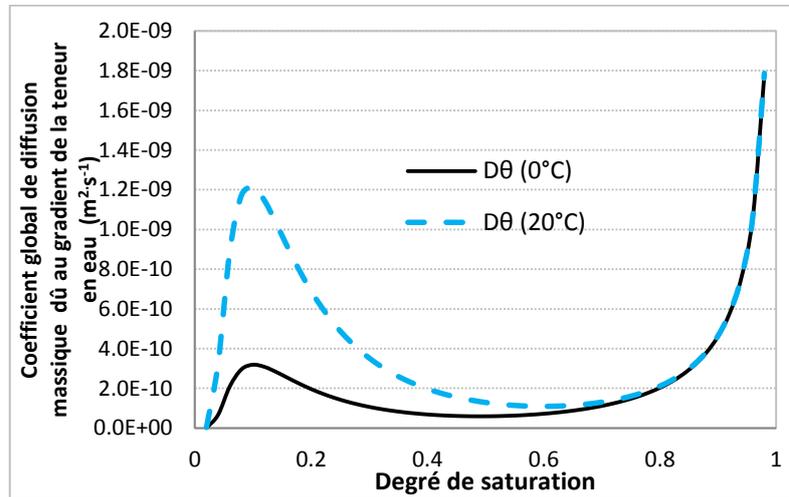


Figure III.18. Variation du coefficient global de diffusion, du mortier de ciment, pour deux températures

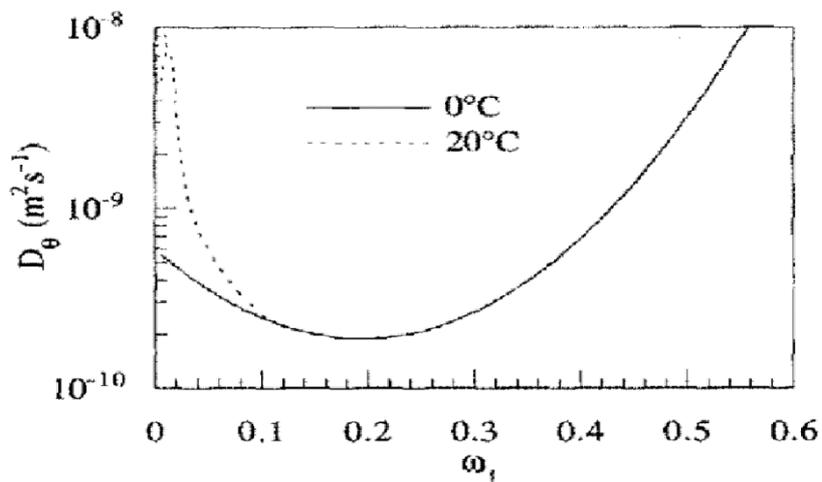


Figure III.19. Variation du coefficient global de diffusion, du béton cellulaire, pour deux températures Crausse (1996)

Les mêmes formules empiriques (III.5, III.14 et III.15) sont appliquées pour le béton de polystyrène. Les figures (III.20) et (III.21) reproduisent les variations des coefficients de diffusion pour ce matériau.

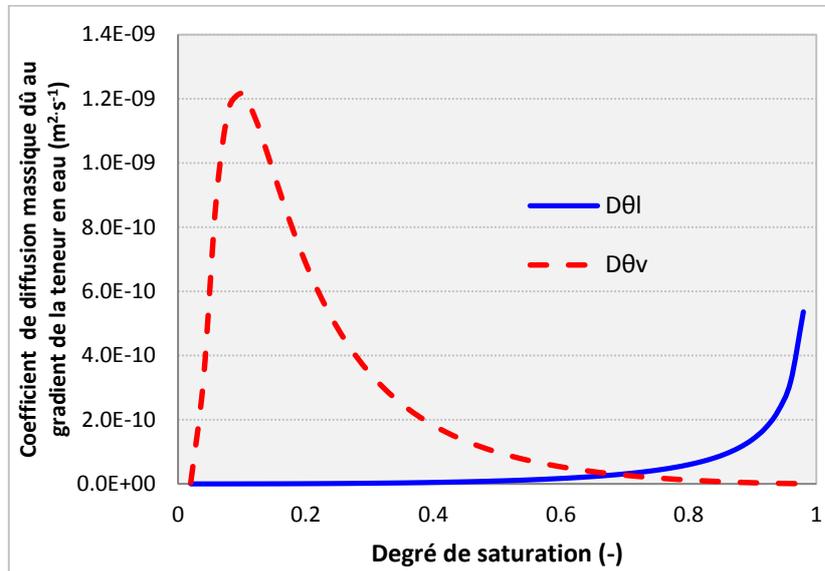


Figure III.20. Variation des coefficients de diffusion (liquide et vapeur), du béton de polystyrène, pour une température de 20°C.

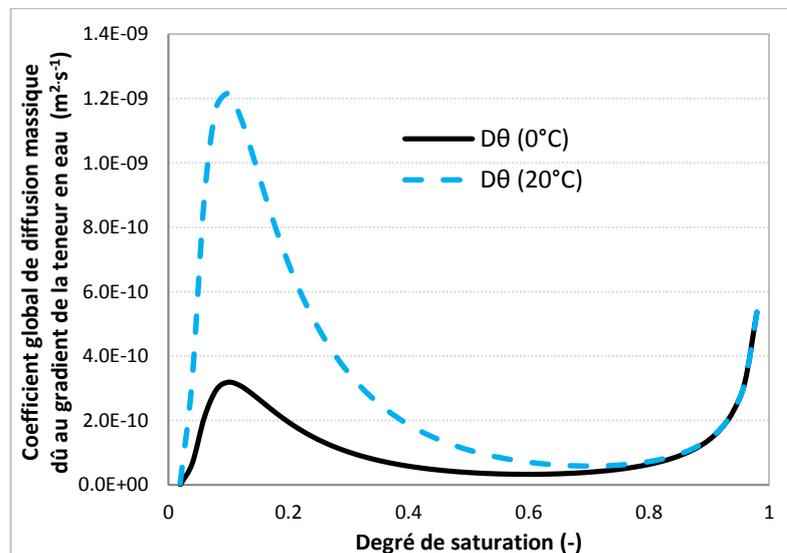


Figure III.21. Variation du coefficient global de diffusion, du béton de polystyrène, pour deux températures.

Une comparaison entre le coefficient global de diffusion du béton de polystyrène et de celui du mortier de ciment est illustrée sur la figure (III.22). A faible degré de saturation (jusqu'à la valeur de 0.6), ces coefficients coïncident ; mais au-delà de cette valeur, ils divergent. En se référant aux figures précédentes (III.17, III.18, III.20 et III.21), on peut conclure que la différence observée est due au terme $D_{\theta l}$ (coefficient de diffusion de l'eau

liquide) qui ne prend pas les mêmes valeurs pour les deux produits. Cela s'explique par le fait que ce coefficient dépend essentiellement de la pression capillaire et que cette dernière est plus importante pour le mortier de ciment car il comporte des pores de diamètres plus faibles que ceux du béton de polystyrène. Le coefficient $D_{\theta v}$ (coefficient de diffusion de la vapeur d'eau) dépend, lui aussi, de la pression capillaire; mais, en même temps, il dépend du coefficient de diffusion effectif D_{eff} qui, lui-même, dépend de la porosité ; et celle-ci est plus importante pour le béton de polystyrène, d'où une compensation de la valeur de $D_{\theta v}$.

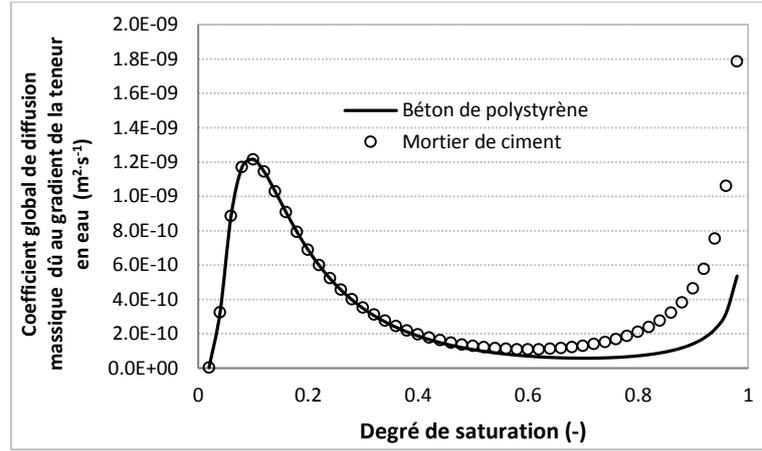


Figure III.22. Variation du coefficient global de diffusion, du mortier de ciment et du béton de polystyrène, pour une température de 20°C

III.4.3 Coefficient de diffusion massique dû au gradient de la température

D_T est la somme du coefficient de transfert de l'eau liquide et de celui de la vapeur d'eau sous l'effet d'un gradient de température :

$$D_T = D_{Tl} + D_{Tv} \quad (III.20)$$

D_{Tl} et D_{Tv} sont calculés à partir des expressions suivantes (Salagnac et al., 2004):

✓ Coefficient de transfert de l'eau liquide:

$$D_{Tl} = \rho_l \frac{k_{krl}}{\mu_l} \left(-\frac{\partial P_c}{\partial T} \right) \quad (III.21)$$

Lorsqu'on raisonne en terme de saturation au lieu de teneur en eau, c'est-à-dire que la pression capillaire est calculée en fonction du degré de saturation « S », le terme ρ_l n'apparaît plus dans l'équation (III.21).

La pression capillaire est reliée à la température et à l'humidité relative (ou activité) par la relation de Kelvin (Billard, 2003):

$$-P_c = \frac{RT\rho_l}{M} \ln(\varphi) \quad (III.22)$$

✓ Coefficient de transfert de la vapeur d'eau:

$$D_{Tv} = D_{eff} \left(\frac{M_a M_v}{MRT} \right) \frac{\partial P_v}{\partial T} \quad (III.23)$$

La pression de vapeur est calculée à partir de l'expression suivante :

$$P_v = \varphi P_{vsat} \quad (III.24)$$

Les figures (III.23) et (III.24) montrent que le coefficient de diffusion massique sous l'effet d'un gradient de température, en phase vapeur, est prépondérant pour les deux

matériaux. Il varie aux alentours de 10^{-10} et 10^{-9} . Le coefficient de diffusion, en phase liquide, est de l'ordre de 10^{-13} et 10^{-12} . Ce qui conduit certains auteurs à le négliger dans leur calcul. On verra dans le chapitre IV la sensibilité de ce paramètre au comportement thermo-hydrigue des parois de construction.

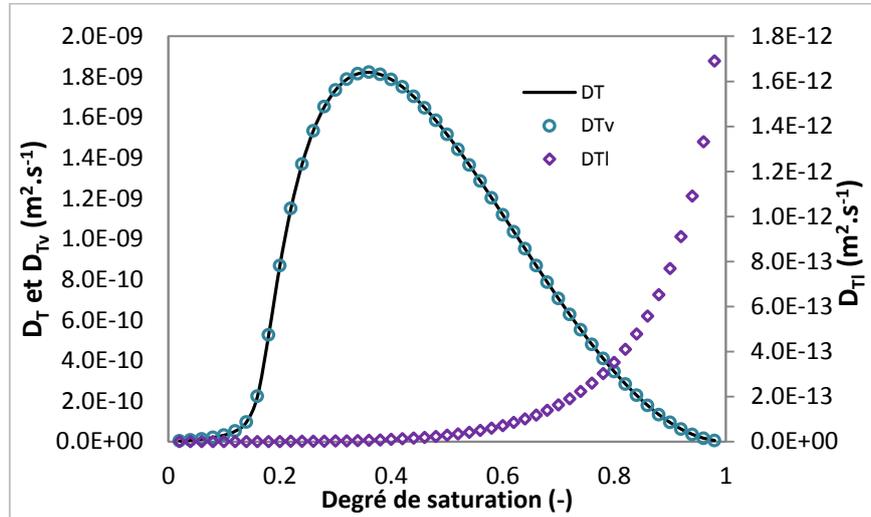


Figure III.23. Coefficients de diffusion massique du mortier de ciment, pour une température de 20°C .

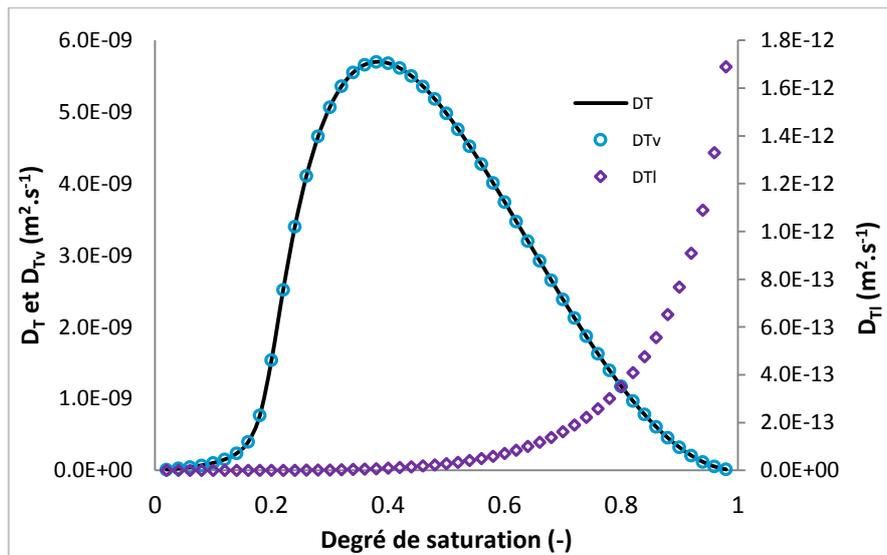


Figure III.24. Coefficients de diffusion massique, du béton de polystyrène, pour une température de 20°C .

III.5 Mesure des propriétés thermophysiques

La connaissance des propriétés thermophysiques des matériaux utilisés dans la construction et leur comportement en présence d'eau, permet une approche plus précise des échanges d'énergie et de masse qui s'établissent entre une ambiance extérieure naturelle et une ambiance intérieure contrôlée.

III.5.1. Masse volumique

Comme pour tous les bétons et mortiers, la masse volumique dépend de plusieurs facteurs tels que la proportion d'agrégats et de ciment, le rapport initial Eau / Ciment, le mode de préparation, la température et l'humidité des échantillons, etc (Kim et al., 2003).

L'influence de l'incorporation, des billes de polystyrène sur la masse volumique du béton est illustrée sur la figure III.25. Il apparaît clairement que la masse volumique du béton allégé décroît avec l'augmentation du pourcentage de billes. La masse volumique du mortier de ciment MP0 (0% de polystyrène) est de 2200 kg/m³, alors que celle du béton MP4 (4% de polystyrène) est de 1220 kg/m³, ce qui correspond à une diminution de 44.5%. La diminution n'est pas linéaire, elle suit une courbe parabolique.

Le béton léger obtenu présente, en plus de l'isolation thermique, l'avantage de réduire le poids des bâtiments. Les pièces de bétons sont donc plus légères, ce qui réduit considérablement la dimension, donc le poids des fondations. De plus, on note une augmentation de la productivité sur le chantier en raison du faible poids du matériau, les pièces de béton léger sont plus faciles à manipuler et à déplacer, en raison de leur relative légèreté. Il est aussi possible de faire des économies sur les quantités de ciment par rapport au béton ordinaire.

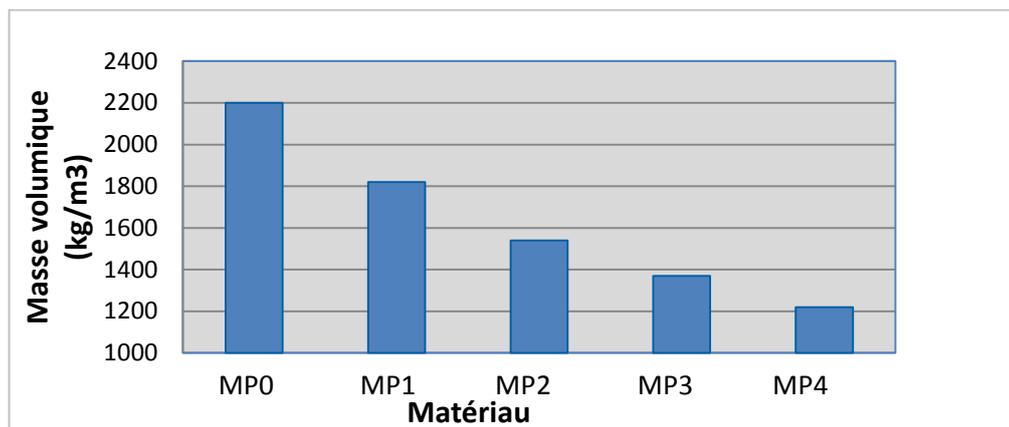


Figure III.25. Variation de la masse volumique du béton en fonction du type de béton de polystyrène.

III.5.2. Conductivité thermique

III.5.2.1. méthode de mesure

Il existe deux grands groupes de méthodes: les méthodes en régime permanent et les méthodes en régime variable. Dans notre étude, la méthode utilisée est celle de la plaque chaude gardée. Il s'agit d'un banc de mesure en régime stationnaire mis en place au LIMATB.

Le dispositif expérimental est composé (Figure III.26):

- d'une plaque froide et d'une garde arrière (de 13 cm de côté) usinées dans du cuivre massif pour assurer une bonne homogénéité des températures,
- d'un élément chauffant,
- d'une isolation entre l'élément chauffant et la garde arrière,

- et d'une garde latérale qui entoure l'échantillon afin de limiter les effets de bord.

La température de la plaque froide (T_F) et celle de la garde arrière (T_G) sont maîtrisées par la circulation de fluide thermostaté. La forte capacité thermique de ces éléments rend les fluctuations de température liées à la régulation non détectables. La régulation ajuste la puissance dissipée dans l'élément chauffant de façon à équilibrer la température de celui-ci (T_C) avec celle mesurée sur la garde latérale (T_L). Les températures T_F , T_C et T_G sont mesurées au centre et sur les bords de l'échantillon. La température T_L est mesurée en deux points.

Le flux dissipé par l'élément chauffant est obtenu à partir des mesures de tension et d'intensité à ses bornes. Ce flux traverse d'une part l'échantillon (J_{qe}) et d'autre part l'isolant (J_{qi}).

Les mesures des températures T_C et T_G permettent donc d'évaluer le flux J_{qi} . La mesure de T_L permet d'évaluer les effets de bord.

La conductivité, mesurée en régime permanent, a pour expression :

$$\lambda = \frac{J_{qe} \cdot e}{(T_C - T_F)S} \quad (\text{III.25})$$

Avec J_{qe} flux traversant l'échantillon (W), e épaisseur de l'échantillon (m), T_C et T_F températures de l'élément chauffant et de la plaque froide simultanément (K) et S surface d'échange (m^2).



Figure III.26. Coupe et photos de la plaque chaude gardée

III.5.2.2 Résultats

Les mesures sont effectuées sur des échantillons dans les conditions naturelles de température, de pression et d'humidité de la salle de mesure.

Influence de la masse volumique

La conductivité thermique apparente croit avec la masse volumique apparente du matériau (tableau III.4). Elle représente la conductivité équivalente des trois phases (solide, liquide et gaz) qui forment le matériau poreux. Plus le matériau est dense, moins il y a des pores, donc moins d'air à l'intérieur du matériau, on sait que ce dernier possède une conductivité thermique inférieure à celle de la matrice solide. Or, plus le matériau est

compact, plus il comporte des particules élémentaires solides susceptibles de transporter de l'énergie thermique par conduction.

Il est à signaler que la variation de la conductivité thermique en fonction de la masse volumique n'est pas linéaire, elle suit plutôt une corrélation parabolique. Ce résultat est justifié par l'étude de Boutin (1996) qui montre par homogénéisation que la dépendance entre λ et ρ n'est pas linéaire mais curviligne.

Désignation	MP0	MP1	MP2	MP3	MP4
Masse volumique (kg.m ⁻³)	2200	1820	1540	1370	1220
Conductivité thermique (W.m ⁻¹ .K ⁻¹)	1.6	1.55	1.34	1.18	0.93

Tableau III.4. Conductivité thermique des matériaux étudiés.

La variation de la conductivité thermique du béton en fonction du pourcentage de polystyrène est représentée sur la figure III.27. La conductivité thermique évolue en sens inverse du dosage en billes de polystyrène, ceci se justifie par le fait que le polystyrène est un matériau isolant et que sa conductivité thermique est très faible (0.045 W.m⁻¹.K⁻¹) comparativement à celle du ciment et du sable. Ainsi pour un volume donné, en augmentant le pourcentage massique de ce matériau dans le béton, on rend par conséquent ce dernier plus isolant thermiquement.

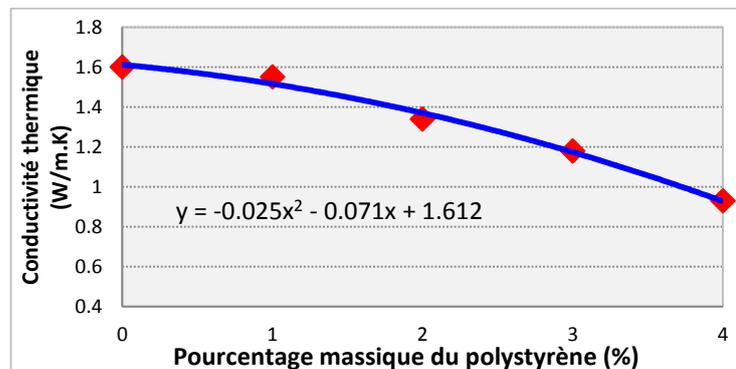


Figure III.27. Variation de la conductivité thermique en fonction du pourcentage massique de polystyrène (température moyenne de 33.2°C).

Influence de la température

Des tests ont été effectués sur deux types de béton à billes de polystyrène (MP3 et MP4). Sur le tableau III.5, sont reportés les résultats de mesure de la conductivité thermique apparente moyenne pour deux températures différentes : 20°C et 30°C. La figure montre que la conductivité thermique apparente évolue en fonction de la température. Ce phénomène a été observé aussi par Goual et al. (2002) qui ont mesuré la

conductivité thermique des bétons argileux à base de ciment. Nous pouvons interpréter le comportement thermique de nos matériaux en se référant à leur étude ; ils ont observé que la conductivité thermique varie peu pour des températures inférieures à 20°C et qu'elle commence à croître au-delà de cette température. Ce phénomène est d'autant plus observé que le degré de porosité est important. Pour argumenter leur résultat, ils ont étudié l'évolution, en fonction de la température, de la conductivité thermique de l'air humide, ils ont constaté que cette dernière commence, elle aussi, à croître à partir de 20°C. Et comme le béton à billes de polystyrène présente un taux de porosité important et que les pores sont remplis d'air humide, l'évolution de sa conductivité thermique en fonction de la température est donc justifiée.

Température (°C)	MP3	MP4
20	0.84	0.63
30	1.18	0.93

Tableau III.5. Conductivité thermique en fonction de la température

III.6 Détermination expérimentale des courbes de sorption

La détermination des isothermes de sorption constitue une étape nécessaire dans toute étude du comportement thermo-hydrigue de matériaux. Leur connaissance est indispensable pour mieux appréhender les problèmes liés à la modélisation.

III.6.1 Principe de la mesure

L'isotherme de sorption représente l'interaction de l'eau avec le surface solide. La méthodologie expérimentale consiste à déterminer la teneur en eau des échantillons de mortier et de béton durcis, à l'équilibre avec un milieu régulé en température et humidité relative, cette méthode est appelée : méthode gravimétrique statique. La régulation des différentes humidités relatives repose sur le principe de solutions salines saturées. L'une des caractéristiques des solutions salines est que l'humidité relative ainsi générée ne varie que faiblement avec la température; c'est la raison pour laquelle très souvent ces solutions sont utilisées comme points fixes d'humidité relative.

Les échantillons sont entreposés dans un dessiccateur fermé hermétiquement et contenant des solutions salines (figure III.28) qui permettent d'obtenir de façon précise les valeurs de l'humidité relative régnant dans le dessiccateur. Les isothermes de sorption sont déterminées en calculant la teneur en eau des échantillons à plusieurs paliers successifs d'humidité relative ambiante croissante. Les mesures sont effectuées lorsque l'équilibre hydrique est atteint entre les échantillons et l'ambiance à laquelle ils sont exposés. Les échantillons sont tirés du dessiccateur pendant quelques secondes et pesés par une balance de précision. Selon le Projet de la Norme Européenne prEN ISO 12571 portant sur la détermination des courbes de sorption hygroscopique, la masse est considérée stable

lorsque la variation de masse entre trois pesées consécutives effectuées à 24 heures d'intervalle est inférieure à 0,1 % de la masse totale.

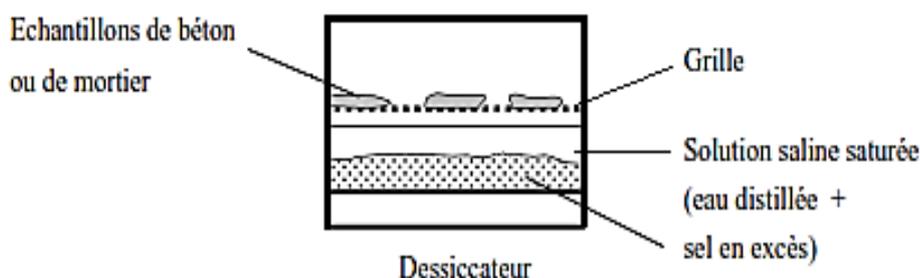


Figure III.28. Schéma de principe d'un dessiccateur.

III.6.2 Cinétiques d'adsorption

La figure III.29 illustre l'allure des cinétiques d'adsorption obtenues, elle montre l'évolution de la teneur en eau avec le temps pour six échantillons de béton de polystyrène type MP3. Trois d'entre eux ont une seule face exposée à l'air, les autres faces étant recouvertes d'un film en Aluminium. Les trois autres ont cinq faces exposées au flux d'air. Pour tous les échantillons étudiés et pour les trois paliers d'humidité relative d'ambiance du dessiccateur, les résultats obtenus présentent une bonne homogénéité, l'écart est très petit entre les teneurs en eau mesurées.

Pour mieux appréhender le processus d'adsorption, la figure III.29 est éclatée en trois figures (III.30, III.31 et III.32). La première montre l'évolution de la teneur en eau des échantillons, pour une humidité relative de l'enceinte du dessiccateur variant de 23% à 43% ; la deuxième de 43% à 75% et la dernière de 75% à 97% (valeur maximale atteinte par l'expérience).

Pour une humidité relative ambiante égale à 43% (figure III.30), les cinétiques d'adsorption présentent une allure classique, elles peuvent être divisées, d'une manière générale, en deux phases principales: la première phase représente une montée rapide de la teneur en eau, relativement à la durée globale d'exposition, où l'échantillon approche très vite de la teneur en eau de l'équilibre ; la deuxième phase est plus lente durant laquelle la teneur en eau se stabilise, ce qui montre que l'équilibre est établi. Le gain en teneur en eau est de 2.5% en moyenne. Le temps d'exposition est prolongé une fois la stabilisation atteinte.

Pour la figure III.31 où l'humidité relative de l'enceinte du dessiccateur est égale à 75%, la teneur en eau augmente rapidement aussi durant la première étape (8 jours) mais, la durée de sa stabilisation, dans la deuxième étape, est beaucoup plus importante (environ 65 jours). Le gain dans ce palier, en teneur en eau, est de l'ordre de 1% seulement.

Enfin, pour le troisième palier où l'humidité relative ambiante est égale à 95% (figure (III.32), on s'approche de la saturation des échantillons. La montée de la teneur en eau devient lente dans la première phase (30 jours); ensuite, elle se stabilise dans la deuxième phase pour atteindre, ainsi, l'équilibre final. Le gain dans ce palier, en teneur en eau, est de l'ordre de 2.7 % en moyenne.

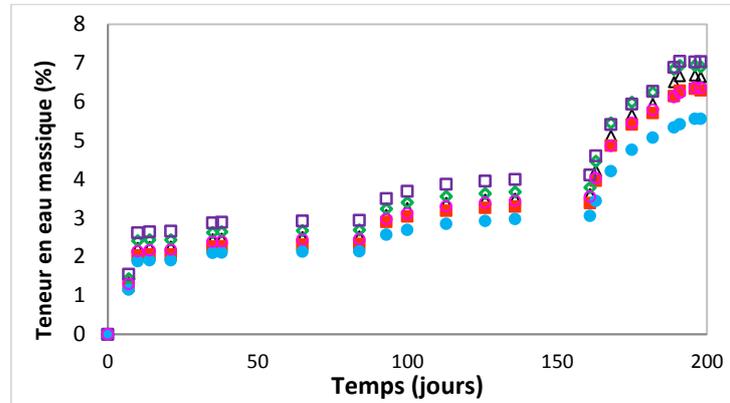


Figure III.29. Evolution globale de la teneur en eau avec le temps pour six échantillons de béton de polystyrène

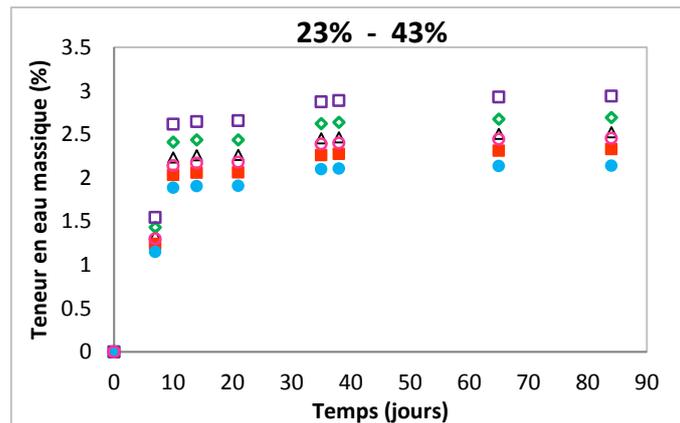


Figure III.30. Cinétique d'adsorption des échantillons de béton de polystyrène à une humidité relative ambiante de 43% après stabilisation à 23%

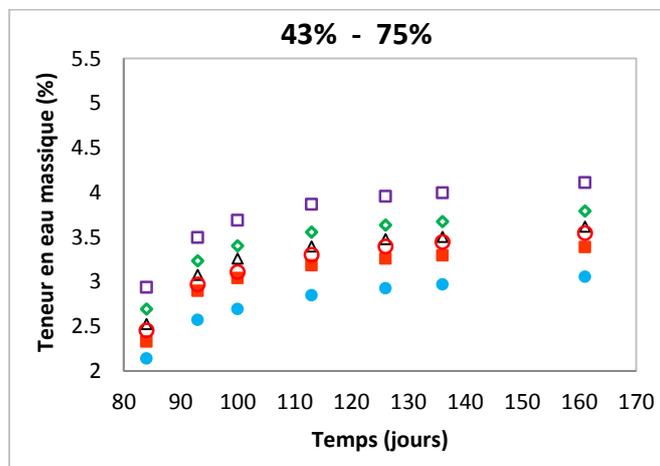


Figure III.31. Cinétique d'adsorption des échantillons de béton de polystyrène à une humidité relative ambiante de 75% après stabilisation à 43%

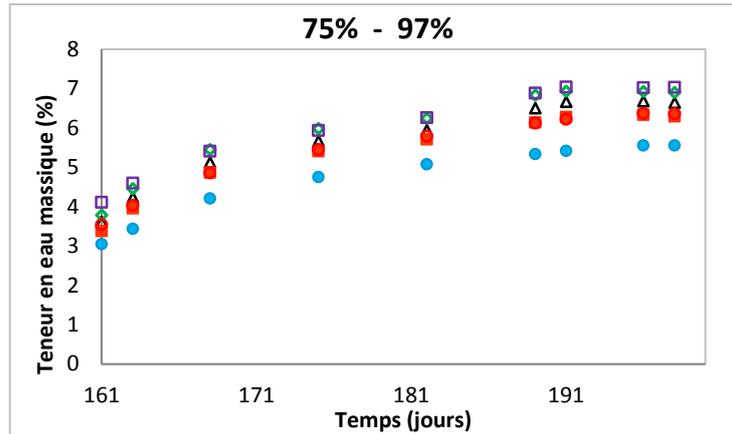


Figure III.32. Cinétique d'adsorption des échantillons de béton de polystyrène à une humidité relative ambiante de 97% après stabilisation à 75%

III.6.3. Isotherme de sorption

Les courbes de sorption des six échantillons de béton à billes de polystyrène type MP3 sont représentées sur la figure III.33. Leurs profils sont similaires. L'allure de la courbe montre que le milieu est macroporeux (Jannot, 2008). Cette isotherme est caractéristique d'une adsorption multimoléculaire : épaissement progressif de la couche adsorbée c'est-à-dire que les couches adsorbées se forment les unes sur les autres.

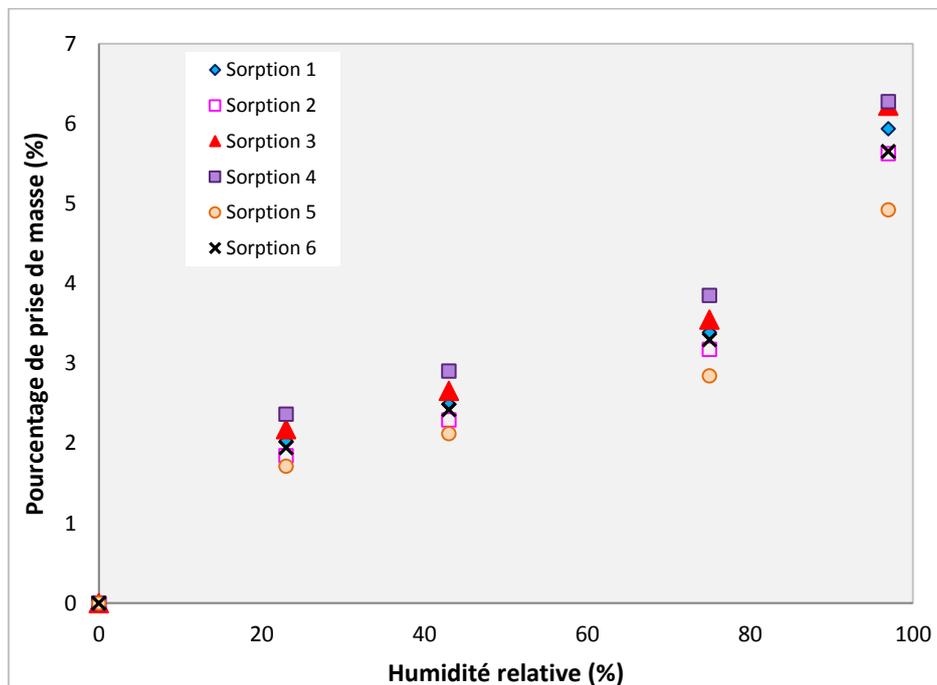


Figure III.33. Pourcentage de variation de la masse des échantillons de béton MP3

❖ Lissage de l'isotherme de sorption

Le lissage des mesures expérimentales des isothermes de sorption est effectué par les modèles GAB et BET (figure III.34), les expressions de ces deux modèles sont données par le tableau III.6 (Collet, 2004). Il est à signaler que le modèle BET décrit correctement la

sorption en multicouche pour des humidités relatives inférieures à 50%, quant au modèle de GAB, il est applicable à un domaine d'humidité relative étendu entre 5 et 95%. L'ajustement des deux modèles aux valeurs expérimentales est réalisé à l'aide de la méthode des moindres carrés.

Modèle	Equation	Paramètres
GAB	$W = \frac{W_{hyg} C K a_w}{(1 - K a_w)(1 - K a_w + C K a_w)}$	<p>W_{hyg} : teneur en eau hygroscopique.</p> <p>C : constante de Guggenheim liée à la chaleur de sorption de la monocouche.</p>
BET	$W = \frac{W_{hyg} C a_w}{(1 - a_w)(1 + (C - 1)a_w)}$	<p>K : facteur de correction des propriétés des molécules des multicouches.</p>

Tableau III.6 : Modèles des isothermes de sorption (Collet, 2004)

Sur le Tableau III.7 sont rassemblés les paramètres estimés à partir de l'isotherme de sorption du béton MP3.

Paramètres	C	W_{hyg}	K
Modèle de GAB	80.05	1.23	0.82
Modèle de BET	95.75	1.51	---

Tableau III.7 : Paramètres des modèles de GAB et de BET

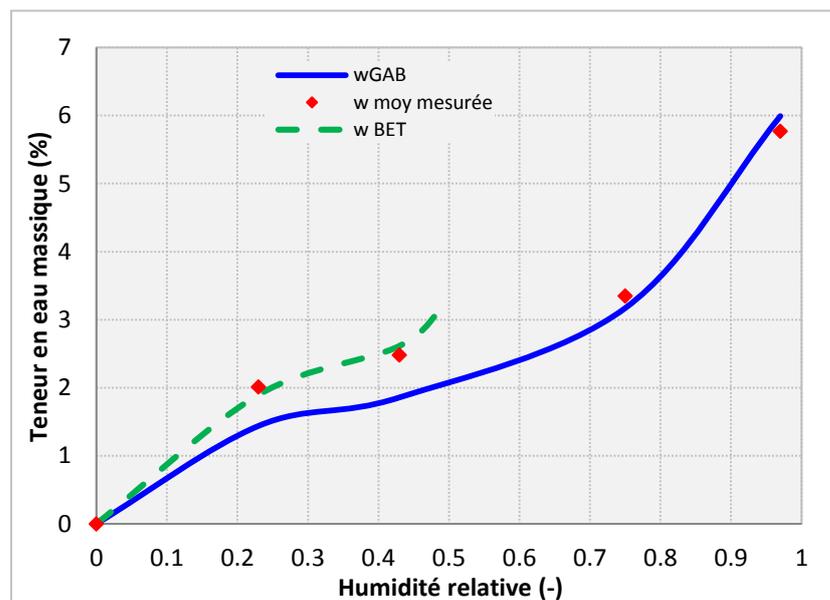


Figure III.34. Isotherme de sorption du béton à billes de polystyrène MP3

III.7 Etude expérimentale du comportement thermo-hydrigue

Dans cette partie, nous présentons des études expérimentales réalisées sur des blocs de mortier de ciment et de béton de polystyrène afin d'examiner leur comportement thermo-hydrigue, dans des conditions variables de température et d'humidité relative de l'air ambiant. Un premier cas concerne l'influence de température, ensuite l'humidité relative et enfin ces deux paramètres à la fois. La description des dispositifs expérimentaux et les résultats de mesures sont illustrés dans les paragraphes suivants.

III.7.1 Comportement vis-à-vis de la variation de la température ambiante

III.7.1.1. Description du dispositif de mesure

Un échantillon en mortier de ciment instrumenté, gardé dans son moule en bois, est isolé sur l'ensemble des faces excepté sur une face de façon à se rapprocher des conditions adiabatiques et obtenir ainsi un transfert de chaleur monodimensionnel. Ce bloc est placé en position verticale, dans une étuve pendant quelques jours pour suivre une montée en température de 40°C, puis une phase de refroidissement à température ambiante par une ouverture de la porte du four. Des capteurs de température et d'humidité, placés à l'intérieur et sur les différentes faces de l'échantillon ainsi que dans le four, sont reliés à une centrale d'acquisition, elle-même reliée à un ordinateur (figure III.35 et III.36).

La mesure des températures « T2 à T6 » est assurée par des thermocouples collés au moule en bois ; T1, par un thermocouple gainé inséré dans le matériau pendant le coulage ; celle de la face non isolée (Tp), par un pyromètre. La température de l'air à l'intérieur de l'étuve est mesurée par des thermocouples gainés répartis dans le milieu ambiant de l'étuve. Un capteur (Sa) de type « Sensirion » est utilisé pour mesurer la température Ta et l'humidité relative Ha de l'air dans le four.

L'utilisation d'un ventilateur à l'intérieur de l'étuve permet d'assurer un transfert de chaleur par convection forcée et une homogénéisation de l'air chauffé.

Le Tableau III.8 donne la désignation des capteurs, leur position et les paramètres mesurés.

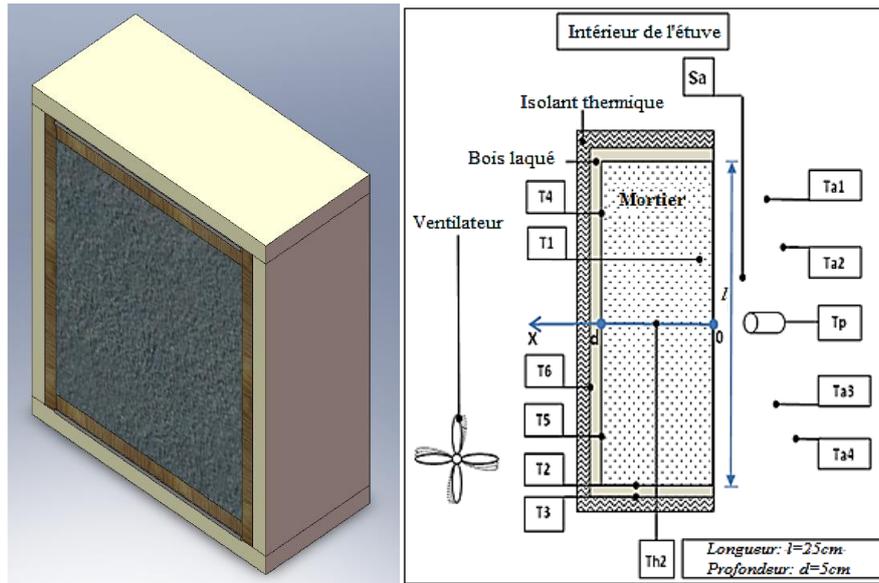


Figure III.35. Schéma de principe du dispositif de mesure



Figure III.36. Photo du dispositif expérimental

Désignation	Capteur connecté	Mesure	Position
T1	Thermocouple (K)	Température [°C]	Noyé dans le mortier à $x=1$ cm
T2	Thermocouple (K)	Température [°C]	Position latérale: interface mortier-bois
T3	Thermocouple (K)	Température [°C]	Position latérale: interface bois-isolant
T4	Thermocouple (K)	Température [°C]	Au fond: interface mortier-bois (à $x=5$ cm)
T5	Thermocouple (K)	Température [°C]	Au fond: interface mortier-bois (à $x=5$ cm)
T6	Thermocouple (K)	Température [°C]	Au fond: interface bois-isolant
Th2	Thermocouple (K)	Température [°C]	Au milieu de l'échantillon (à $x=2.5$ cm)
Tp	Pyromètre	Température [°C]	A la surface de l'échantillon (à $x=0$)
Ta1	Thermocouple (K)	Température [°C]	Dans l'air ambiant de l'étuve
Ta2	Thermocouple (K)	Température [°C]	Dans l'air ambiant de l'étuve
Ta3	Thermocouple (K)	Température [°C]	Dans l'air ambiant de l'étuve
Ta4	Thermocouple (K)	Température [°C]	Dans l'air ambiant de l'étuve
Sa	Sonde Sensirion	Température [°C] + Humidité [%]	Dans l'air ambiant de l'étuve

Tableau III.8. Désignation et position des capteurs connectés au bloc de mortier de ciment (première expérience)

➤ **Nomenclature des capteurs**

Tous les thermocouples T_i , $i=1,2,\dots,6$, utilisés dans cette expérience sont de type « K », ils mesurent la température en °C. Leur précision de mesure est de 0.2 °C.

Toutes les sondes S_i , $i=1,2,\dots,4$ sont du type « Sensirion », elles mesurent la température en [°C] et l'humidité relative en [%]. Ces sondes combinent un capteur d'humidité et de température avec des dimensions réduites. Ces capteurs fournissent un signal de sortie numérique.

Gamme de mesure de ϕ	0 à 100%
Gamme de température	-40 à +125 ° C
Précision de mesure	(0.4 ° C) ± 3%
Longueur	19.5 mm
Largeur	5.1 mm
Hauteur	3.1 mm

Tableau III.9. Caractéristiques techniques des sondes « Sensirion »

III.7.1.2. Acquisition des données

Les thermocouples K sont reliés à une centrale d'acquisition de données et de commutation (type : Keithley 2700) qui effectue la conversion analogique-numérique des signaux. Les sondes « sensirion » sont reliées, quant à eux, à une boîte d'acquisition (type : National Instrument). Ces deux appareils sont reliés à un micro-ordinateur de type P.C. L'acquisition est gérée par le logiciel « LabVIEW » avec un temps de scrutation de 2 secondes et un pas d'enregistrement de 10 minutes (figure III.37).



Figure III.37. Chaîne d'acquisition

III.7.1.3. Analyse des mesures

Initialement, le bloc et l'ambiance intérieure de l'étuve sont à une température d'environ 20°C. Une consigne de 40°C est alors imposée dans l'enceinte, ce qui se traduit par une diminution de l'humidité relative (figure III.38). Après arrêt de l'étuve et ouverture de la porte, la température et l'humidité relative de l'air tendent vers les conditions du local.

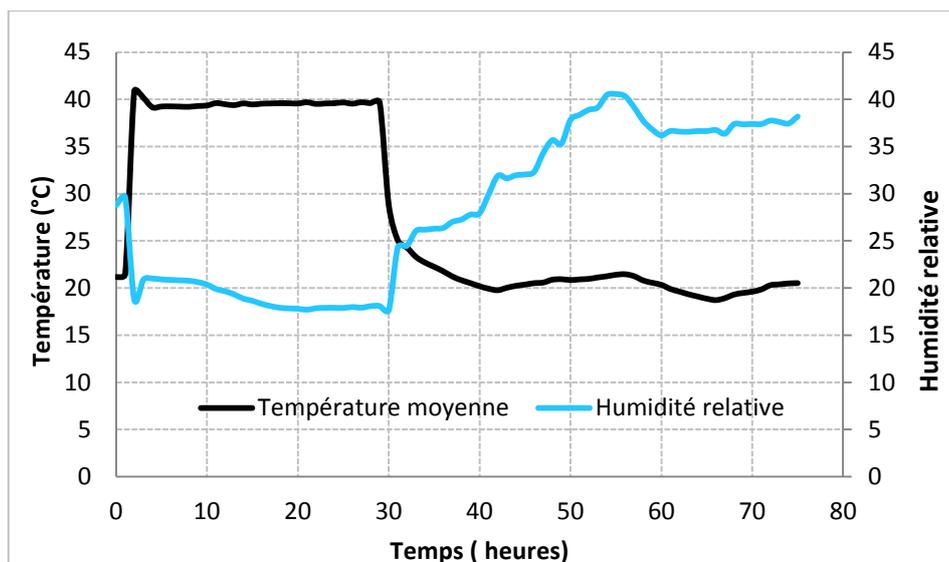


Figure III.38. Variation de la température et de l'humidité relative de l'air au cours de l'expérience

La figure III.39 montre l'évolution des températures du mortier de ciment pendant toute la durée de l'expérience. Au début du chauffage, la température de la face non isolée de l'échantillon T_p (à $x=0$), qui était initialement la plus basse, devient la plus élevée du fait qu'elle reçoit en premier l'apport de chaleur. Après environ trois heures, cette température diminue en-dessous des autres, ceci étant lié à l'évaporation de l'eau en surface de l'échantillon. Il est à noter que la température de l'air et celle du fond de l'échantillon (à $x=5\text{cm}$), représentées sur la figure III.39, sont des températures moyennes mesurées. On constate que la température de l'air dépasse légèrement la consigne de 40°C lors la montée et se stabilise ensuite à une valeur inférieure. Ce fonctionnement est lié au régulateur de l'étuve. On peut également observer que la descente en température est plus lente avec des gradients de température relevée dans l'air car on est alors en convection naturelle.

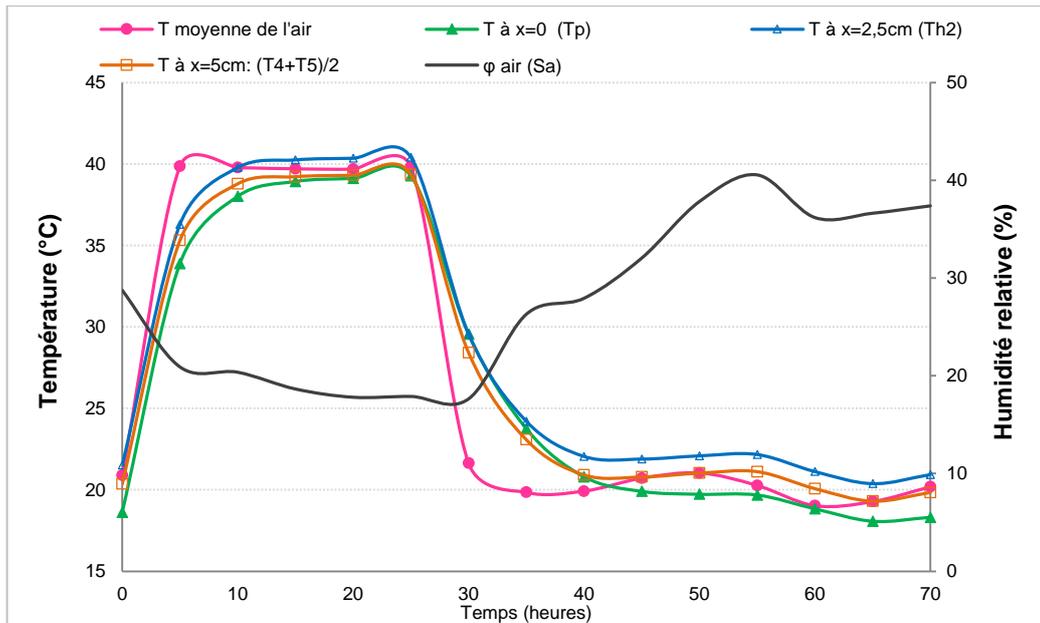


Figure III.39. Evolution de la température et de l'humidité relative

III.7.2. Comportement vis-à-vis de la température et de l'humidité relative de l'ambiance

III.7.2.1. Description du dispositif de mesure

Dans cette manipulation, le bloc de mortier de ciment et celui de béton de polystyrène sont emboîtés, à tour de rôle, en position verticale, dans un coffret à l'intérieur duquel est fixé une plaque dont la température est pilotée par un bain thermostaté. L'humidification est obtenue par injection d'eau pulvérisée dans l'air compris entre l'échangeur et la face non isolée de l'échantillon. Des capteurs de température et d'humidité, répartis sur les différents éléments du banc expérimental, sont reliés à une centrale d'acquisition, elle-même reliée à un ordinateur (figures III.40 et III.41).

La mesure des températures des différentes surfaces de l'éprouvette « T2 à T6 » est assurée par des thermocouples collés au moule en bois, celle de la face en contact direct avec l'air « T7 », par un autre collé au mortier; « T1 », par un thermocouple gainé inox inséré dans le matériau pendant le coulage. En parallèle, pour connaître la température et l'humidité à l'intérieur de l'échantillon, trois sondes « S1 à S3 » ont été insérées dans l'éprouvette à 1 cm du fond, au milieu et à 1 cm de la surface respectivement. Pour appréhender les échanges au niveau des deux faces soumises à la convection (échangeur et bloc), des mesures de température et d'humidité de l'air sont réalisées par un capteur placé dans l'espace séparant les deux faces (S4). Enfin, des thermocouples sont collés à la surface de l'échangeur, la moyenne de leurs mesures donne la température « T8 » (figure III.41, tableaux III.10 et III.11).



Figure III.40. Photo du dispositif expérimental (deuxième expérience)

La figure III.41 montre le schéma de principe du dispositif de mesure ainsi que l'implantation des capteurs.

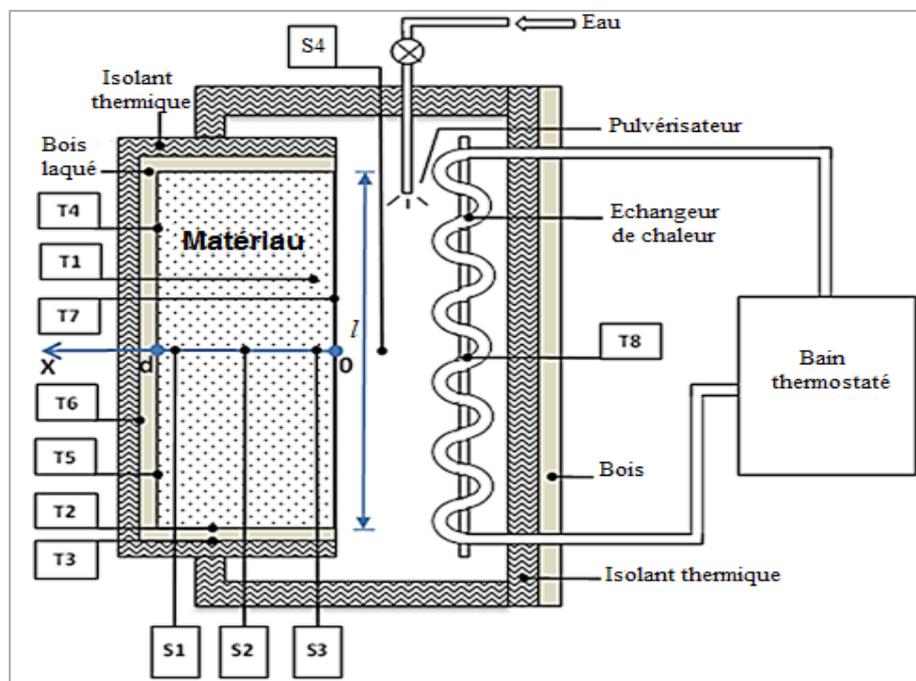


Figure III.41. Schéma de principe du dispositif de mesure. Implantation des capteurs (deuxième expérience)

La désignation des capteurs et leur position sont données par les tableaux III.10 et III.11.

Désignation	Position	Désignation	Position
T1	Noyé dans le matériau à $x= 1 \text{ cm}$	T7	A la surface de l'échantillon (à $x=0$)
T2	Position latérale: interface matériau-bois	T8	A la surface de l'échangeur de chaleur
T3	Position latérale: interface bois-isolant	S1	Noyé dans le matériau : à $x=4\text{cm}$
T4	Au fond: interface matériau-bois (à $x=5\text{cm}$)	S2	Noyé au milieu du matériau : à $x=2.5\text{cm}$
T5	Au fond: interface matériau-bois (à $x=5\text{cm}$)	S3	Noyé dans le matériau : à $x=1\text{cm}$
T6	Au fond: interface bois-isolant	S4	Dans l'air : entre l'échangeur et l'échantillon

Tableau III.10. Désignation et position des capteurs connectés au bloc de mortier de ciment (deuxième expérience)

Désignation	Position	Désignation	Position
T1	Dans le matériau à $x= 1 \text{ cm}$	T7	A la surface de l'échantillon (à $x=0$)
T2	Position latérale: interface matériau-bois	T8	A la surface de l'échangeur de chaleur
T3	Position latérale: interface bois-isolant	S1	Dans le matériau : à $x=8\text{cm}$
T4	Au fond: interface matériau-bois (à $x=10\text{cm}$)	S2	Au milieu du matériau : à $x=5\text{cm}$
T5	Au fond: interface matériau-bois (à $x=10\text{cm}$)	S3	Dans le matériau : à $x=3\text{cm}$
T6	Au fond: interface bois-isolant	S4	Dans l'air : entre l'échangeur et l'échantillon

Tableau III.11. Désignation et position des capteurs connectés au bloc de béton de polystyrène

III.7.2.2. Analyse des résultats

Les figures III.42, III.43 et III.44 présentent l'évolution de l'humidité relative et de la température pour trois séquences de mesure réalisées avec le mortier de ciment.

- La première, consiste à faire baisser la température de la plaque froide (échangeur) en imposant une température de consigne dans le bain thermostaté (pulvérisateur à l'arrêt);
- la deuxième, à humidifier l'air compris entre l'échangeur et la face non isolée du mortier par injection d'eau pulvérisée (échangeur de chaleur à l'arrêt) ;

- la dernière, à agir simultanément sur la température et l'humidité de l'air en faisant marcher l'échangeur de chaleur et le pulvérisateur à la fois.

Sur la figure (III.42.b), la température reste constante jusqu'au temps 20h. En appliquant une baisse de température dans l'échangeur de chaleur, on observe une chute de la température de l'air, suivie de la température dans les différents points de mesure. Cette chute génère une élévation de l'humidité relative de l'air puis celle de l'intérieur du matériau (à $x=1$ cm, figure III.42.a). Dans cette première séquence, la réponse de ϕ au sein du bloc est très lente à cause de ϕ de l'air qui était initialement inférieure à ϕ du matériau et en phase de descente (figure III.42.a, de 10 à 20 heures). En plus, la baisse de la température n'a pas entraîné une importante élévation de ϕ de l'air. Dans les deux autres cas où l'humidification est assurée par pulvérisation, la réponse de ϕ au sein du matériau est moins lente (figure III.43 : pulvérisation et maintien de l'échangeur de chaleur à l'arrêt) et (figure III.44 : pulvérisation plus variation de la température de l'échangeur).

Il est à signaler que les fluctuations observées du degré hygrométrique de l'air sont dues essentiellement à la difficulté de contrôle de celui-ci, surtout après la mise en marche du bain thermostaté (figure III.44).

Il est à noter aussi que le faible gradient de température entre la surface de l'échantillon et le fond (figures III.42.b, III.43.b et III.44.b) est dû à la valeur de la conductivité thermique ($1.6 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$) et à une épaisseur du bloc relativement faible (5cm). A partir des conditions de l'expérience, les dimensions et la conductivité thermique de l'échantillon, une estimation du nombre de Biot aboutit à une valeur de l'ordre de 0.18, on est donc relativement proche de l'hypothèse d'un corps mince.

L'avancement du front thermique observé, indique un temps de réponse de 5h environ (figure III.42.b). Le nombre de *Fourier* déduit des conditions expérimentales, est autour de 7. La diffusivité thermique calculée pour ce matériau dans les conditions expérimentales, est égale à $8,56 \cdot 10^{-7} \text{ m}^2/\text{s}$. En principe, la température à $x=2.5\text{cm}$ ne devrait pas être supérieure à la température en $x=5\text{cm}$; mais la différence est très petite, elle est de l'ordre de 0.2°C . L'erreur est due à l'incertitude de mesure.

En parallèle on observe une variation faible mais continue de l'humidité relative au sein de l'échantillon.

Lors de la seconde séquence de mesure, l'augmentation plus conséquente de l'humidité de l'air permet de bien visualiser le front de déplacement de l'humidité dans le matériau (figure III.43.a). La température dans le matériau suit l'évolution de la température de l'air extérieur (figure III.43.b).

Lors de la troisième séquence (figures III.44.a et III.44.b), la modification combinée des deux variables de l'air (température et humidité de l'air) permet d'observer l'avancement de fronts internes pour la température et l'humidité. Pendant les régimes transitoires, on observe des gradients de température entre les points de mesure (figure III.44.b) qui

s'annulent rapidement lorsque la température de l'échangeur (plaque) est constante. La température dans l'ensemble de l'échantillon tend à se stabiliser uniformément. Les mesures de l'humidité interne (figure III.44.a) indiquent que le matériau réagit aux fluctuations de l'humidité de l'air avec logiquement un retard qui varie en fonction du positionnement des sondes.

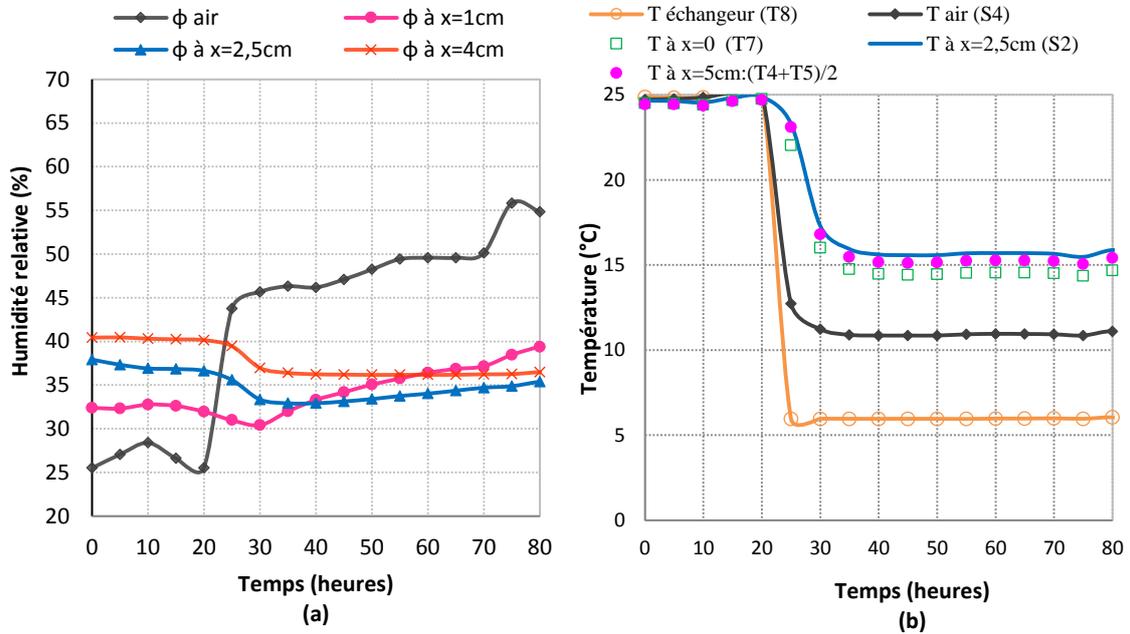


Figure III.42. Variation de la température et de l'humidité relative, au cours de la première séquence de mesure, pour le mortier de ciment

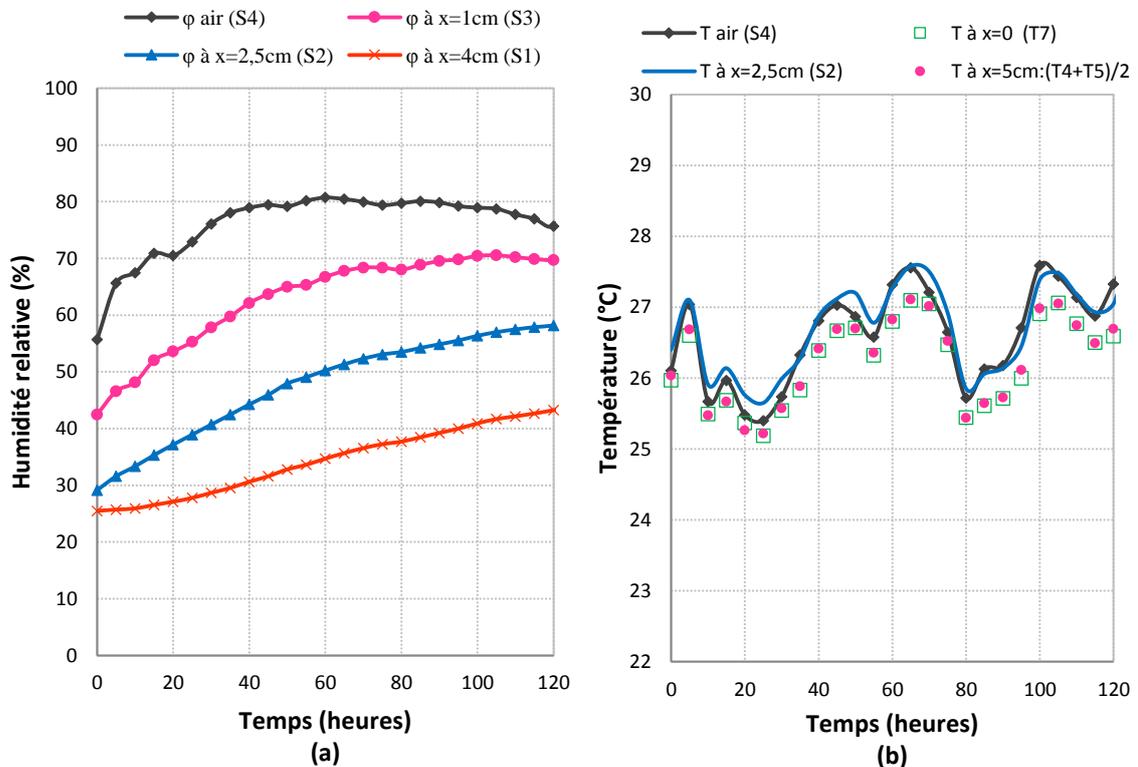


Figure III.43. Variation de la température et de l'humidité relative, au cours de la deuxième séquence de mesure, pour le mortier de ciment

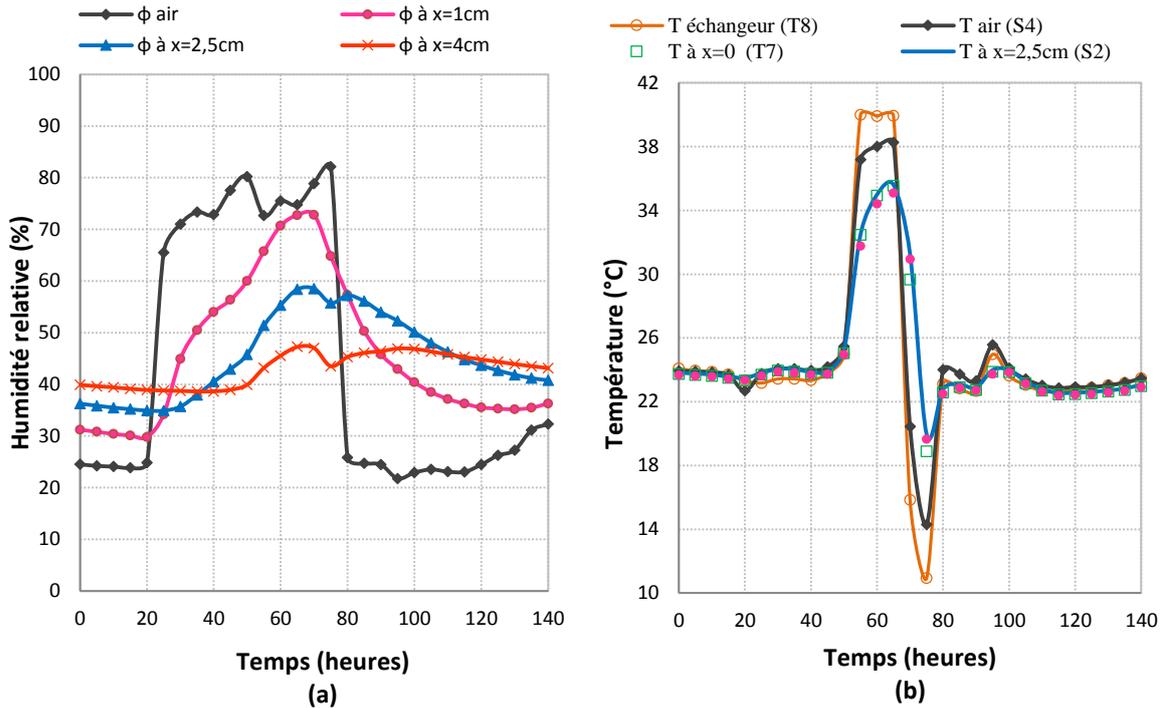
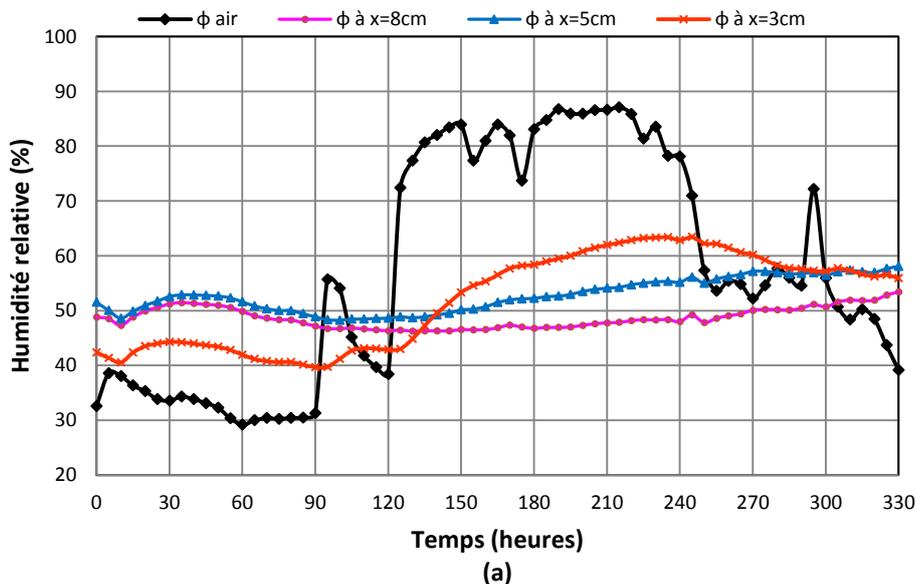


Figure III.44. Variation de la température et de l'humidité relative, au cours de la troisième séquence de mesure, pour le mortier de ciment

La figure III.45 illustre le comportement thermo-hydrigue du béton de polystyrène type MP4 soumis à des conditions variables de température et d'humidité relative de l'air ambiant.

A partir des mesures de l'humidité interne du mortier de ciment (figure III.44.a) et du béton de polystyrène (figure III.45.a), nous constatons que les deux matériaux réagissent aux fluctuations de l'humidité de l'air. Cette réaction est d'autant plus rapide quand on s'approche de la surface du matériau.



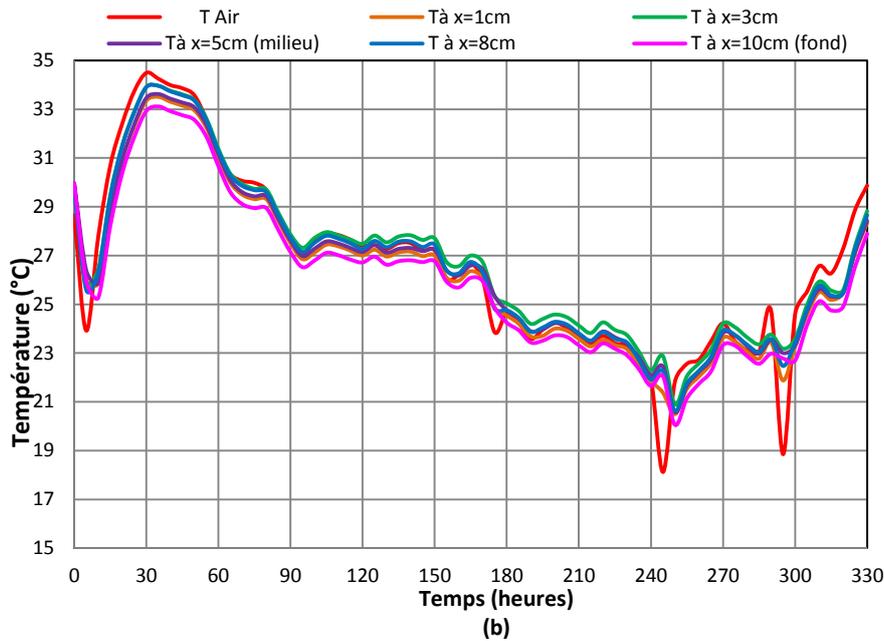


Figure III.45. Variation de l'humidité relative et de la température, au cours de la troisième séquence de mesure, pour le béton de polystyrène MP4

III.8 Confrontation simulation /expérience

Dans cette partie, nous présentons des résultats de simulation pour une paroi plane monocouche simple soumise à des variations de température et d'humidité relative de l'air ambiant. Cette étude permet de valider le modèle numérique développé par une confrontation des résultats de simulation aux expériences réalisées sur les blocs de matériaux (section III.7). Nous appliquons le modèle, dans un premier temps, au mortier de ciment qui sert de matériau de référence. Ensuite, nous passons au produit ayant un caractère isolant qui est le béton à billes de polystyrène.

Le modèle de Philip-De Vries est développé afin de prédire le comportement thermo hydrique des parois lors de sollicitations extérieures. Le système d'équations différentielles, établi au chapitre II, montre qu'il s'agit d'un modèle non linéaire et fortement couplé. Ce modèle permet la prédiction des évolutions de la température et du degré de saturation (ou teneur en eau). La discrétisation de ces équations différentielles est détaillée en annexe (A.1 - A.3) et la résolution des équations algébriques obtenues est exposée succinctement dans cette partie.

➤ Résolution des équations algébriques

Par discrétisation (voir annexe), nous avons obtenu des équations de la forme :

$$A_i F_i = B_i F_{i+1} + C_i F_{i-1} + Y_i \quad (III.26)$$

où F peut être le degré de saturation S ou la température T.

La fonction F_i dépend de deux fonctions avoisinantes F_{i+1} et F_{i-1} . Lorsqu'on regroupe ces équations, on obtient une matrice tri diagonale.

Pour la résolution, on fait appel à un algorithme appelé «algorithme de Thomas » ou TDMA (Tri Diagonal Matrix Algorithm) pour rendre la matrice en une matrice bi diagonale. Ensuite, on résout le système trouvé par la méthode d'élimination de Gauss. La non linéarité est traitée pour chaque système par un test de convergence sur chaque variable. Dans chaque boucle, les caractéristiques dépendant de la variable correspondante sont recalculées à chaque itération. Le test de convergence global réalisé sur les deux variables du système permet de traiter le couplage du système d'équations. Le cycle est répété jusqu'à ce que l'écart entre deux valeurs successives de la température et de la saturation respecte le critère de convergence global. Le modèle est programmé en langage Fortran.

A la limite : $C_1 = 0$ et $B_n = 0$

Si F_1 est donnée : $A_1=1$, $B_1=0$, $C_1=0$ et $Y_1=F_1$

En procédant par substitution en arrière où F_{n-1} est obtenue de F_n , F_{n-2} de F_{n-1} , ..., F_2 de F_3 et F_1 de F_2 , on obtient :

$$F_i = P_i F_{i+1} + Q_i \quad (\text{III.27})$$

$$F_{i-1} = P_{i-1} F_i + Q_{i-1} \quad (\text{III.28})$$

$$\text{d'où : } A_i F_i = B_i F_{i+1} + C_i (P_{i-1} F_i + Q_{i-1}) + Y_i \quad (\text{III.29})$$

Après arrangement de ces équations, on obtient :

$$P_i = \frac{B_i}{A_i - C_i P_{i-1}} \quad (\text{III.30})$$

$$Q_i = \frac{Y_i + C_i Q_{i-1}}{A_i - C_i P_{i-1}} \quad (\text{III.31})$$

➤ Conditions aux limites

Afin d'effectuer une comparaison simulation numérique/expérience, la température et l'humidité relative de l'air sont extraites des conditions réelles de l'expérience à chaque pas de temps. Dans le cadre de l'expérimentation, les conditions aux limites sont de type convectif et radiatif en surface (voir annexe : figure A.1).

➤ Interface produit –creuset

• Température

A l'interface matériau de construction - creuset (face isolée), c'est-à-dire en $x=1$, la température est imposée, c'est la moyenne des températures mesurées par les thermocouples de fond.

- **Saturation**

A cette interface (à $x=1$), la surface est supposée imperméable (bois recouvert de bakélite), le flux de masse qui la traverse est donc nul.

- **Conditions initiales**

Toujours dans le but d'effectuer une comparaison simulation numérique/expérience, les conditions initiales appliquées au modèle sont extraites des conditions réelles de l'expérience.

- **Propriétés des matériaux étudiés**

La résolution des équations de transfert de masse et de chaleur nécessite une bonne connaissance des propriétés thermo-physiques et hydriques du matériau. Les propriétés des matériaux retenus, pour l'étude de simulation du comportement thermohydrique des parois, sont regroupées sur le tableau suivant (III.12).

	Masse volumique (kg.m^{-3})	Porosité (%)	Conductivité thermique ($\text{W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$)	Chaleur spécifique ($\text{J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$)
Mortier de ciment (MP0)	2200	18.2	1.6	850
Béton de polystyrène (MP4)	1220	60	0.93	850

Tableau III.12. Propriétés des matériaux étudiés

III.8.1 Comportement vis-à-vis de la température de l'ambiance

Dans ce paragraphe, nous commençons par faire varier un seul paramètre extérieur qui est la température de l'air ambiant. Les résultats de simulation sont comparés à ceux de l'expérience décrite au paragraphe (III.7.1.1) où le bloc de mortier est mis dans une étuve. Les figures (III.46) et (III.47) montrent qu'il y a un très bon accord entre les valeurs calculées et celles mesurées. En principe, la température à $x=2.5\text{cm}$ ne devrait pas être supérieure à la température de l'air ambiant ; mais la différence est très petite, elle est de l'ordre de 0.2°C . Donc, ce n'est pas significatif. L'erreur est due à l'incertitude de mesure.

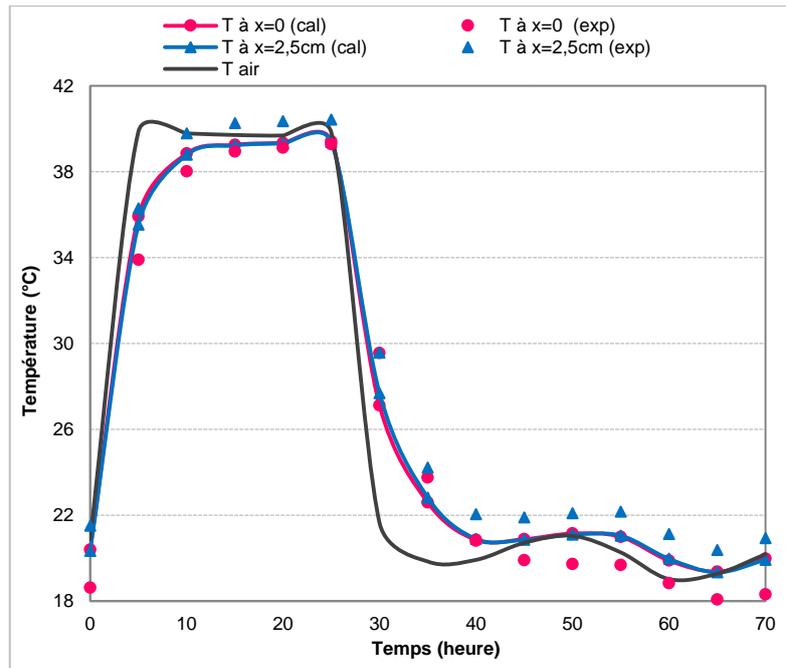


Figure III.46. Evolution de la température - Comparaison entre modèle et expérience (Mortier de ciment)

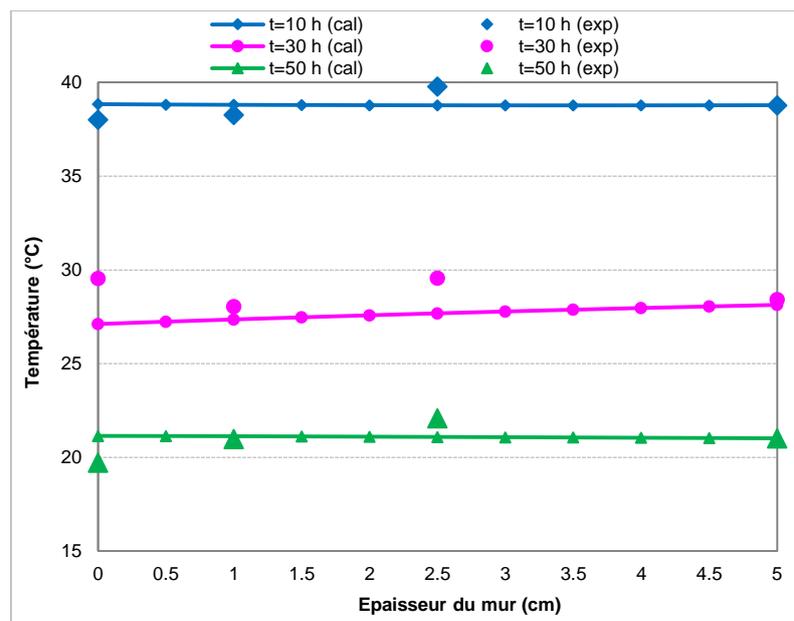


Figure III.47. Profil de la température - Comparaison entre modèle et expérience (Mortier de ciment)

III.8.2 Comportement vis-à-vis de la température et de l'humidité relative de l'ambiance

Afin de valider le modèle théorique proposé pour simuler le comportement des matériaux poreux et pour reproduire les résultats de l'expérience décrite au paragraphe (III.7.2.1), des simulations reprenant les conditions expérimentales sont réalisées. Dans tous ces cas, une face du bloc est supposée imperméable à la vapeur et à une température imposée. La première séquence consiste à faire baisser la température de l'air ambiant, la deuxième à augmenter son humidité relative et la dernière à agir simultanément sur la température et l'humidité de l'air.

- **Evolution de l'humidité relative et de la température**

Pour la courbe de sorption du mortier de ciment (non déterminée expérimentalement), on s'est référé au catalogue élaboré par l'institut Bauphysik de Fraunhofer (1991).

Les figures III.48, III.49 et III.50 montrent les évolutions de l'humidité relative et de la température de l'air ambiant et à différentes profondeurs du bloc de mortier.

Pour l'humidité relative (activité), on a une très bonne concordance lorsqu'il s'agit de faire varier un seul paramètre de l'air -température ou degré hygrométrique- (figures III.48.a et III.49.a) et une moins concordance dans le troisième cas (figure III.50.a) en particulier lors des variations rapides de la température. Ce constat semble logique, le modèle développé ne prend pas en compte l'influence de la température sur l'activité de l'eau au sein du matériau.

Pour l'évolution de la température, on a aussi une très bonne concordance entre les valeurs calculées et celles mesurées (figures III.48.b, III.49.b et III.50.b).

La figure (III.48.a) reproduit la première séquence des mesures. Elle montre un léger décalage au début du processus (avant 20h) et pour les relevés en profondeur de l'échantillon, qui est probablement, dû aux fluctuations de l'humidité relative de l'air. Néanmoins, le modèle reproduit le développement et le déplacement du front d'humidité et de température (Figure III.48.b), on peut distinguer ainsi le retard de la réponse d'environ 5h, par rapport à la variation des conditions appliquées.

Les figures III.49 et III.50 confirment les précédentes remarques, notamment la sensibilité du modèle aux variations de l'humidité de l'air extérieur. Les décalages sont observés pour les points les plus profonds de l'échantillon. Des améliorations concernant l'obtention des propriétés de transport internes, pourraient être envisagées afin d'affiner les résultats du modèle.

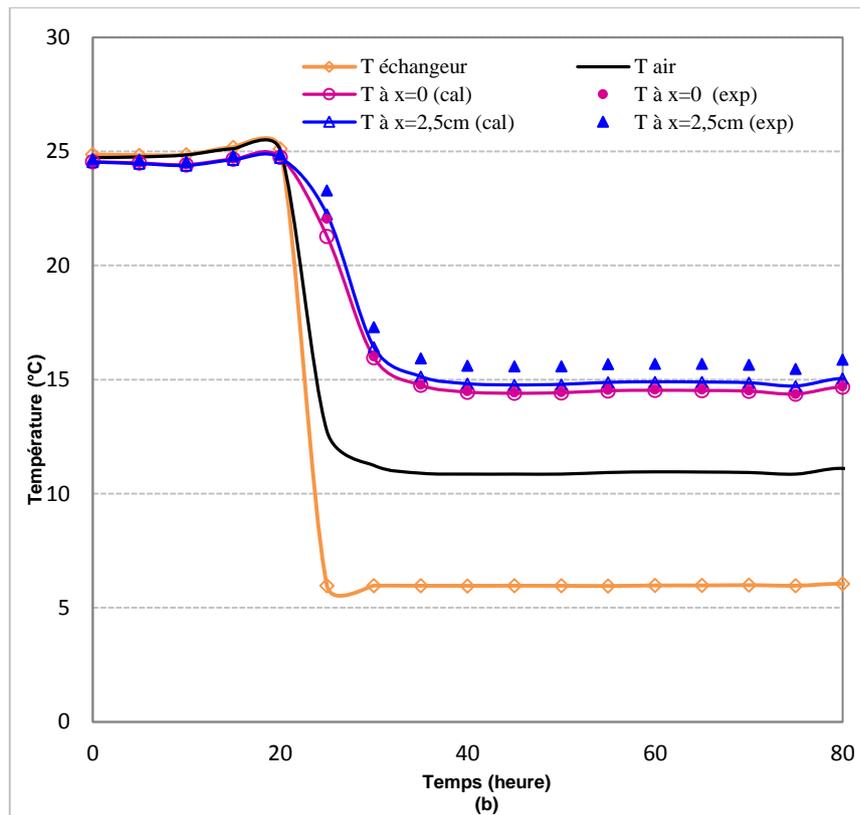
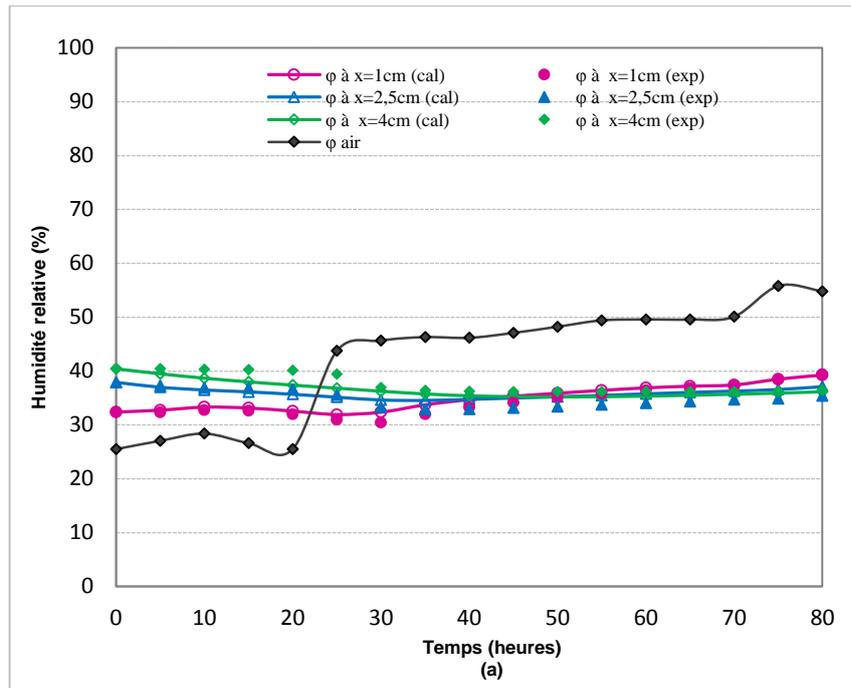


Figure III.48. Evolution de l'humidité relative et de la température - Comparaison entre modèle et expérience (Mortier - Séquence 1)

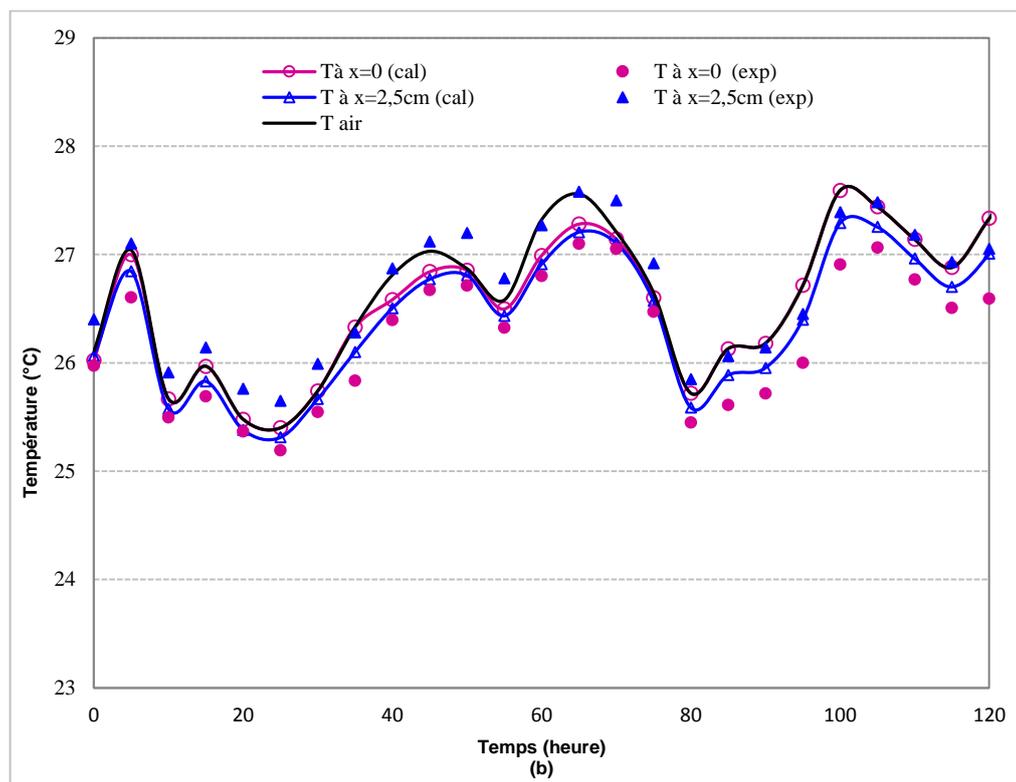
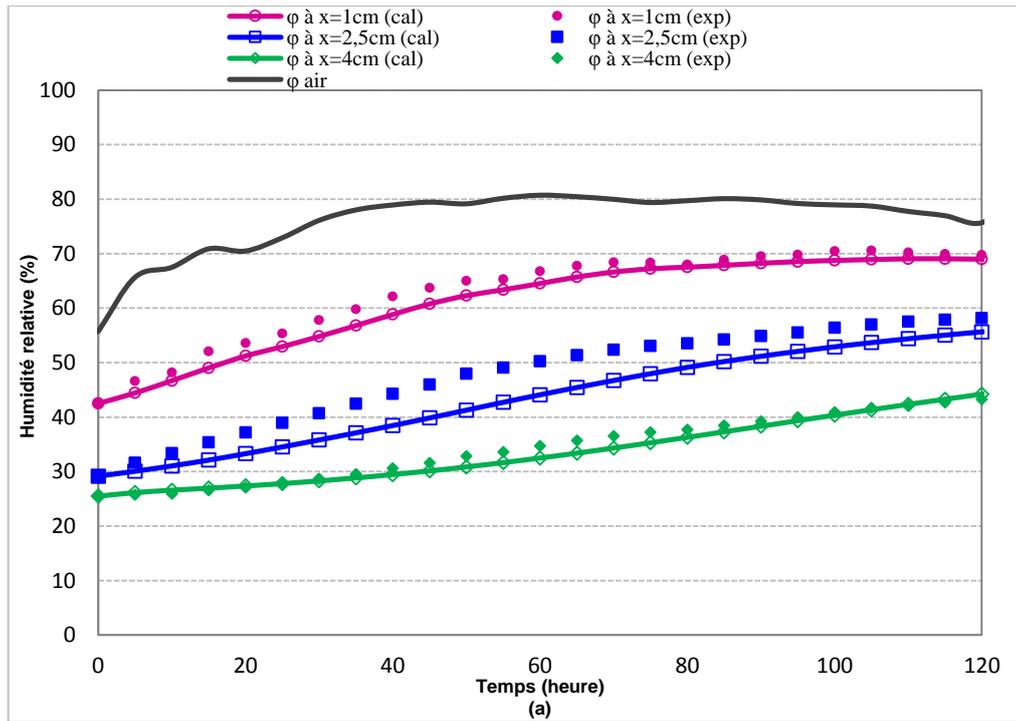


Figure III.49. Evolution de l'humidité relative et de la température - Comparaison entre modèle et expérience (Mortier - Séquence 2)

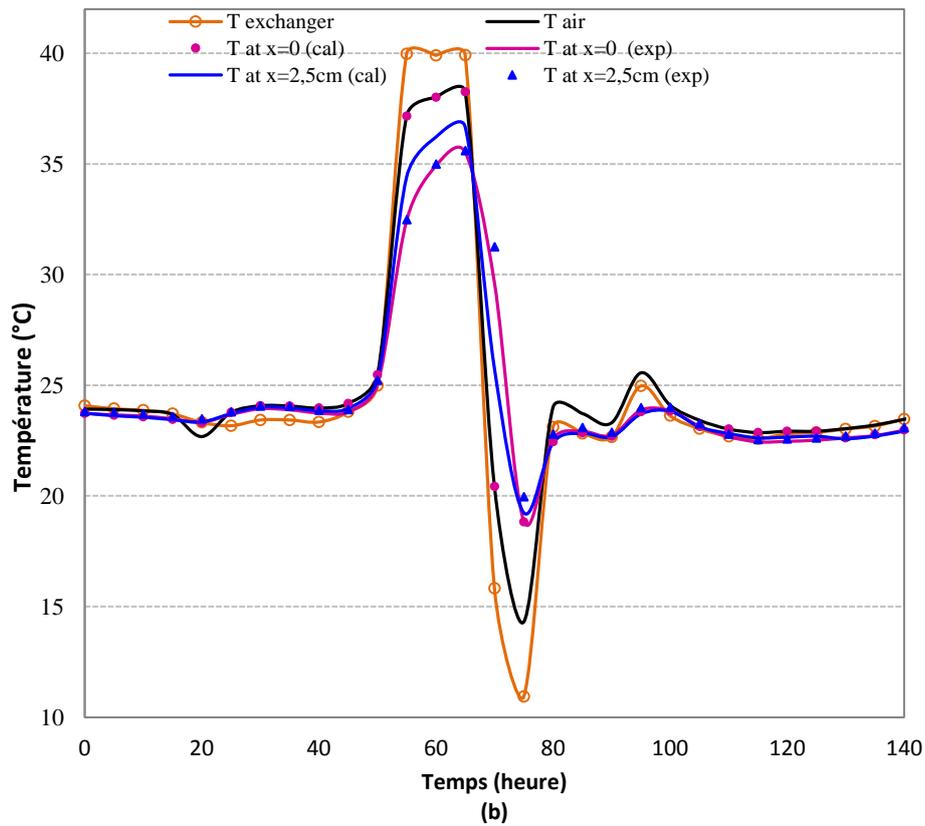
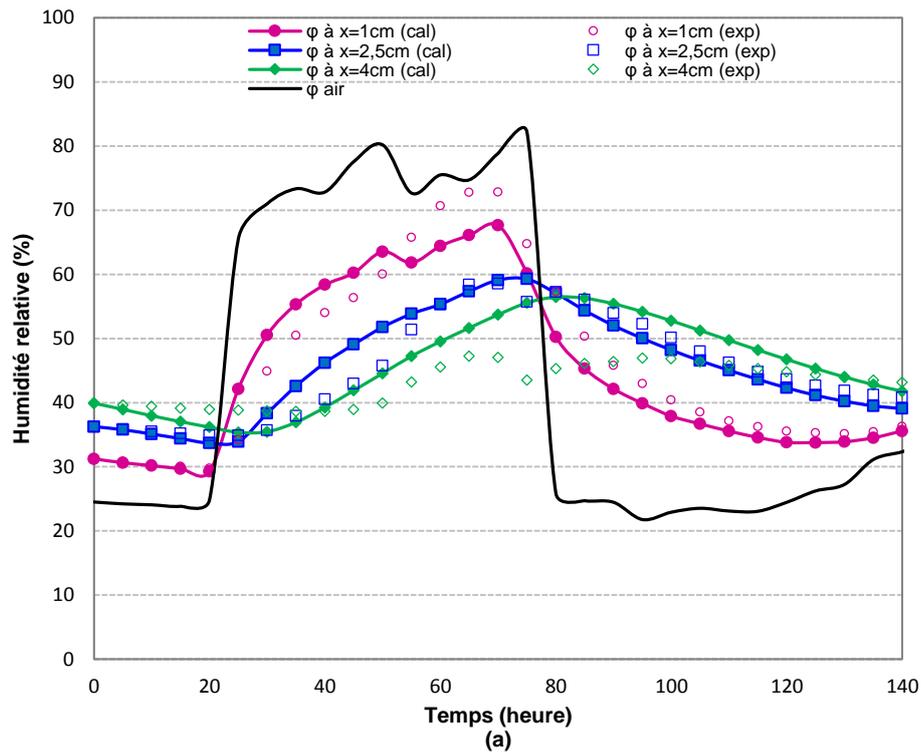


Figure III.50. Evolution de l'humidité relative et de la température - Comparaison entre modèle et expérience (Mortier - Séquence 3)

La figure (III.51.a) illustre l'évolution de l'humidité relative de l'air ambiant et à différentes profondeurs du béton de polystyrène type MP4. Ce graphe montre une bonne concordance entre la modélisation et l'expérimentation. La figure (III.51.b), qui représente la variation de la température au milieu de l'échantillon, confirme cette conclusion.

Notons que, pour le calcul de l'humidité relative – activité - à l'intérieur du béton de polystyrène, on se réfère à la courbe de sorption obtenue expérimentalement (figure III.34).

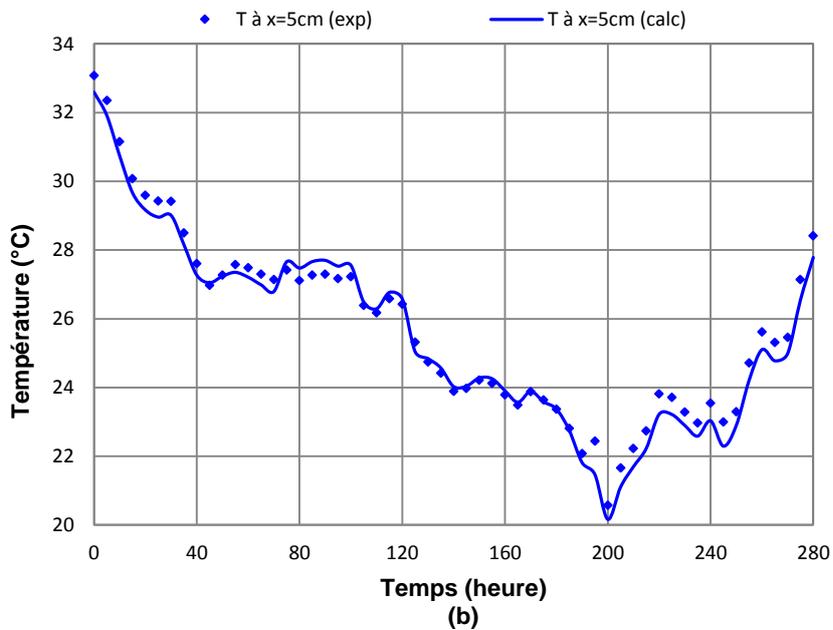
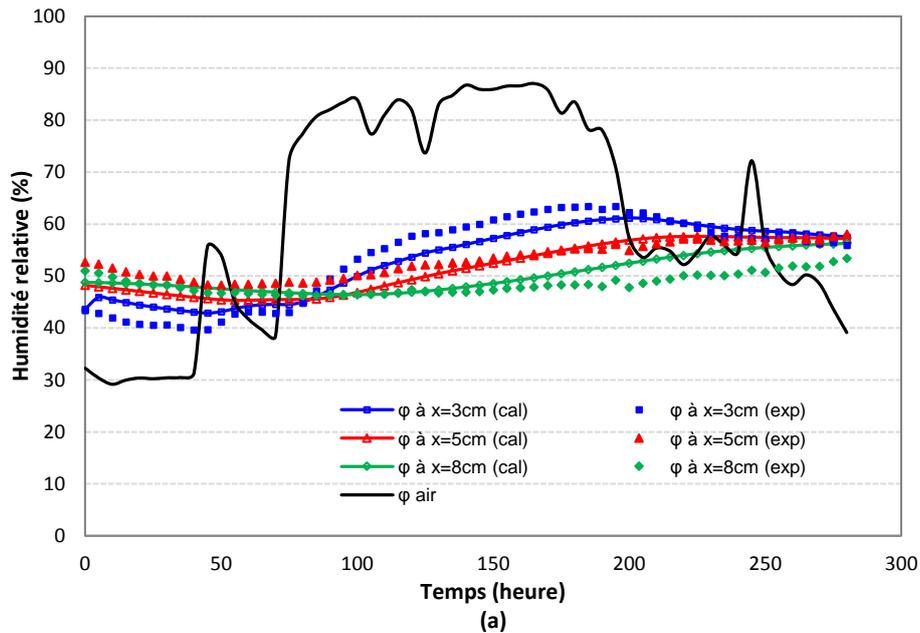


Figure III.51. Evolution de l'humidité relative et de la température - Comparaison entre modèle et expérience (Béton MP4)

- **Profil de l'humidité relative et de la température**

Afin d'évaluer la qualité des résultats obtenus par le modèle, une confrontation spatio-temporelle, entre les profils de température et d'humidité, est présentée (figures III.52, III.53, III.54 et III.55) pour les trois cas étudiés à trois instants choisis arbitrairement. Les comparaisons montrent un décalage maximum estimé à 6% pour l'humidité relative (figure III.53.a) et 1,5°C pour la température (figure III.52.b), ce qui permet de conclure sur les bonnes capacités du modèle pour prédire le comportement du matériau sous des conditions hygrothermiques variables.

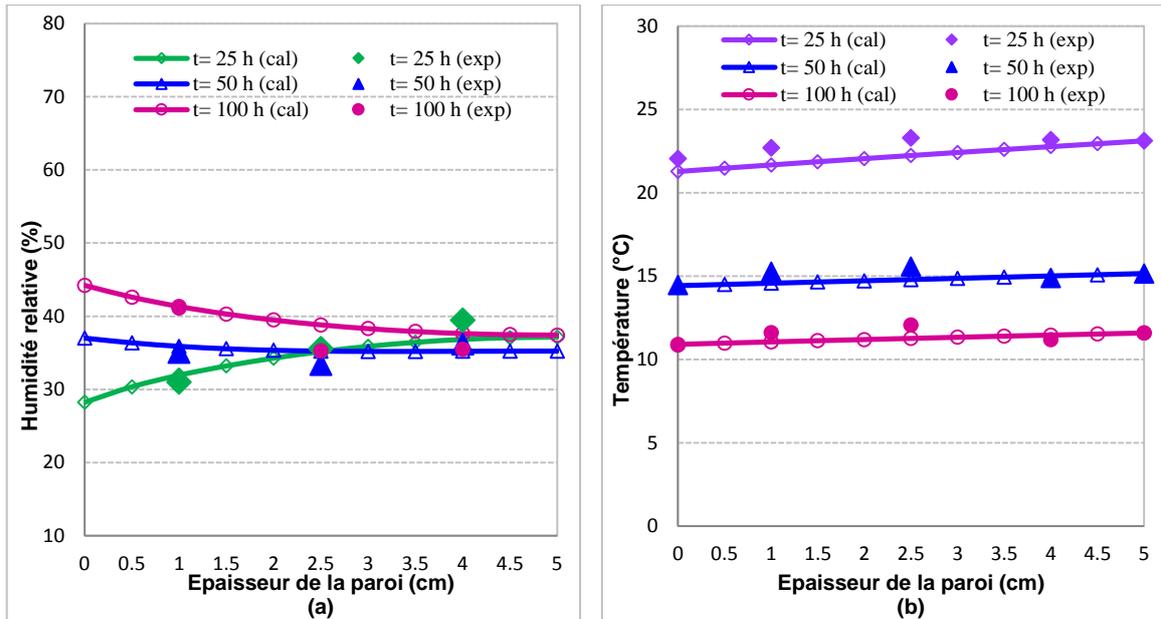


Figure III.52. Profil de l'humidité relative et de la température - Comparaison entre modèle et expérience (Mortier - Séquence 1)

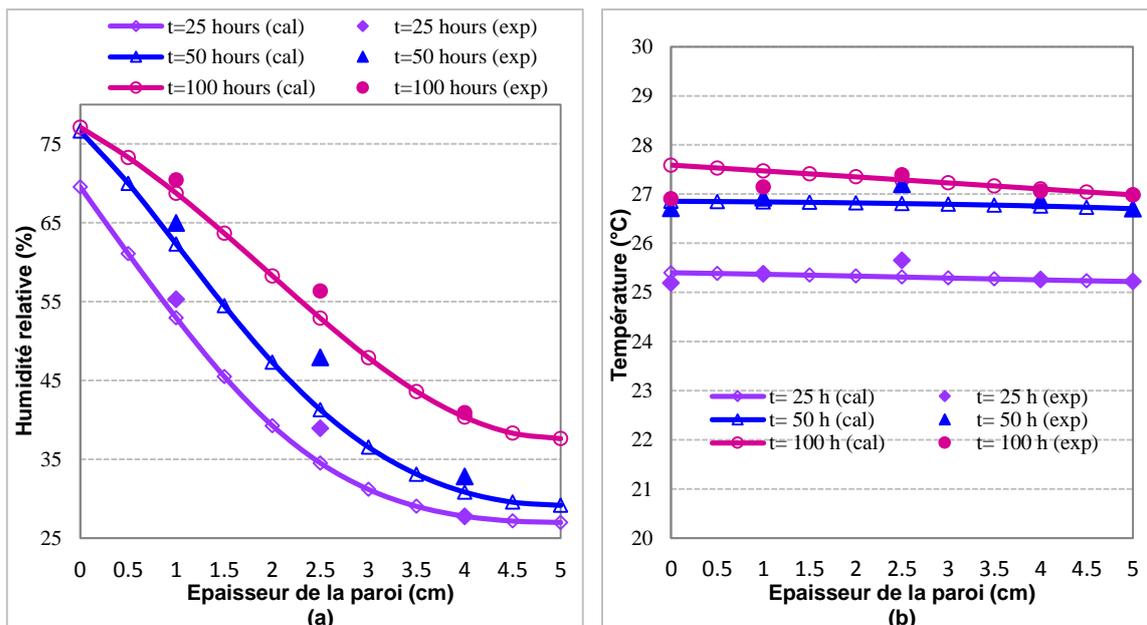


Figure III.53. Profil de l'humidité relative et de la température - Comparaison entre modèle et expérience (Mortier - Séquence 2)

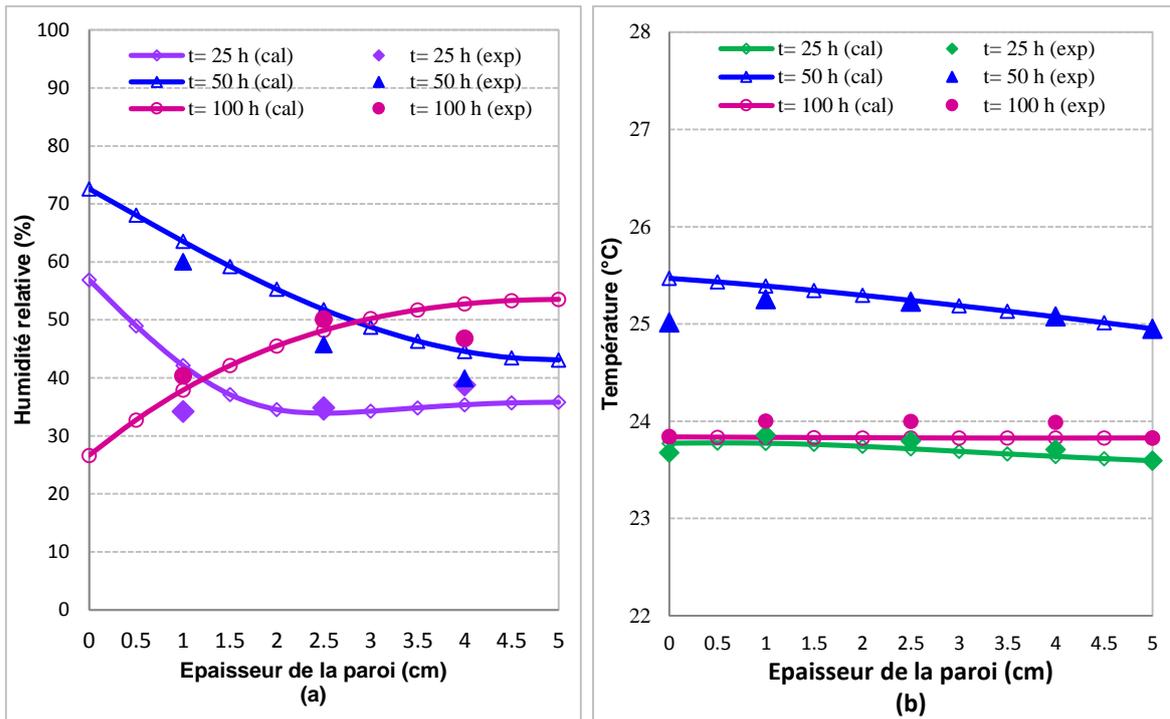


Figure III.54. Profil de l'humidité relative et de la température - Comparaison entre modèle et expérience (Mortier - Séquence 3)

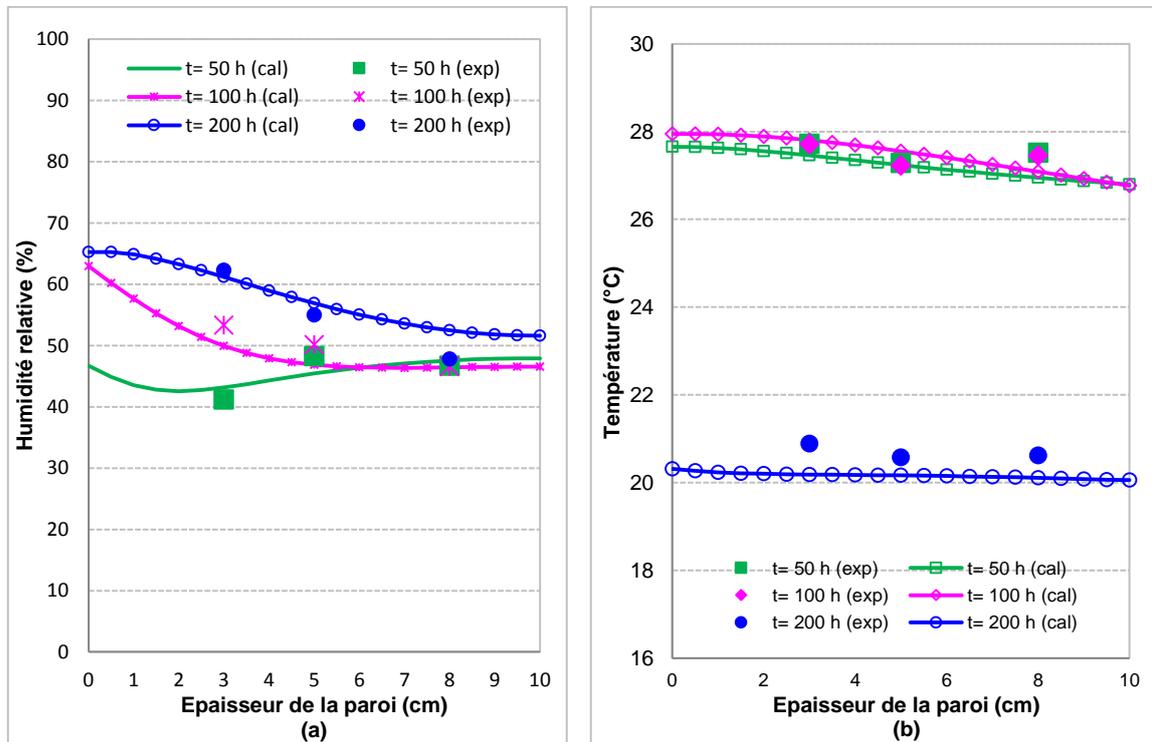


Figure III.55. Profil de l'humidité relative et de la température - Comparaison entre modèle et expérience (Béton MP4)

III.9 Flux d'évaporation ou condensation à la surface

La figure III.56 montre la variation en fonction du temps du flux de masse à la surface non isolée du bloc de mortier, ce flux est positif en période d'humidification de l'air ambiant par pulvérisation (à partir de 20h), nul en état d'équilibre et négatif dans le cas contraire où le matériau devient plus humide que l'ambiance (à partir de 75 h).

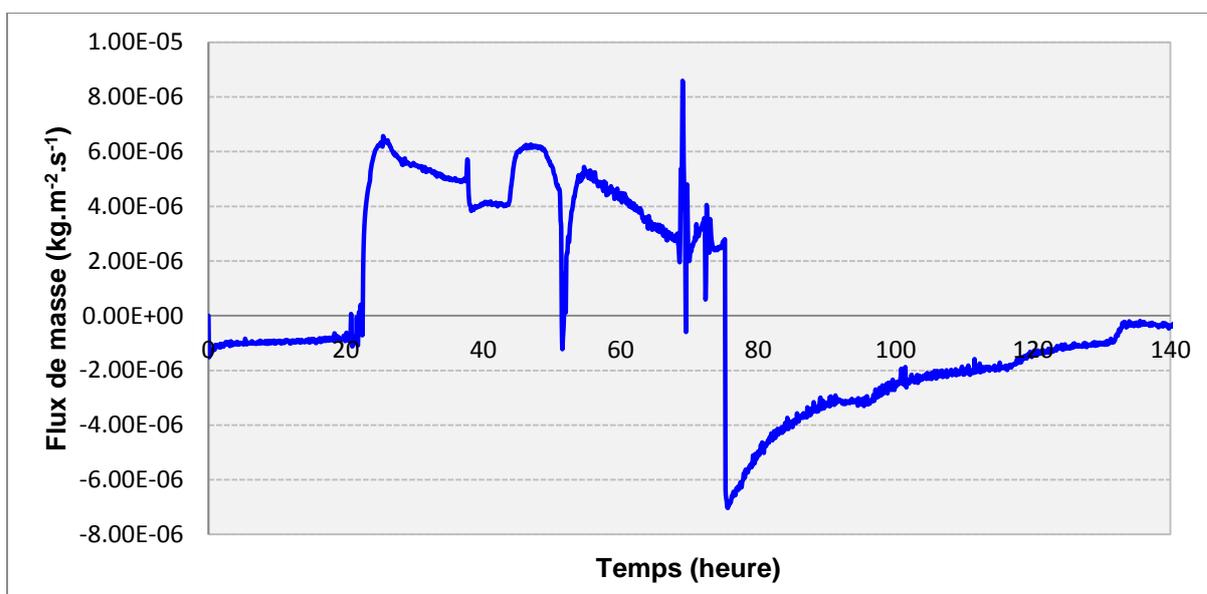


Figure III.56. Flux de masse à la surface (séquence 3)

III.10 Sensibilité du modèle vis-à-vis du mode de transfert thermique

Les conditions d'essai sont semblables à ceux de la troisième séquence de mesure où on a une variation simultanée de la température et de l'humidité relative (correspondance avec la figure III.50.b).

Afin d'étudier la sensibilité du flux de chaleur vis-à-vis du mode de transfert thermique, trois cas sont traités, le premier en tenant compte de la convection et du rayonnement entre la face du mortier et celle de l'échangeur (plaque à température contrôlée), le second en négligeant la convection et le dernier en négligeant le rayonnement. La figure III.57 présente le flux de chaleur à la surface exposée à l'air et montre que, dans la présente étude, la convection peut être négligée et que le flux par rayonnement coïncide avec celui du premier cas. Cela est dû à l'isolement de l'espace compris entre les deux faces et à la faible épaisseur de la lame d'air (environ 4 cm). Le résultat de ce test permet de négliger, sans commettre une grande erreur, la convection entre deux couches, d'un mur de bâtiment, séparées par une lame d'air, dans le cas de l'étude du comportement hygrothermique des parois multicouches

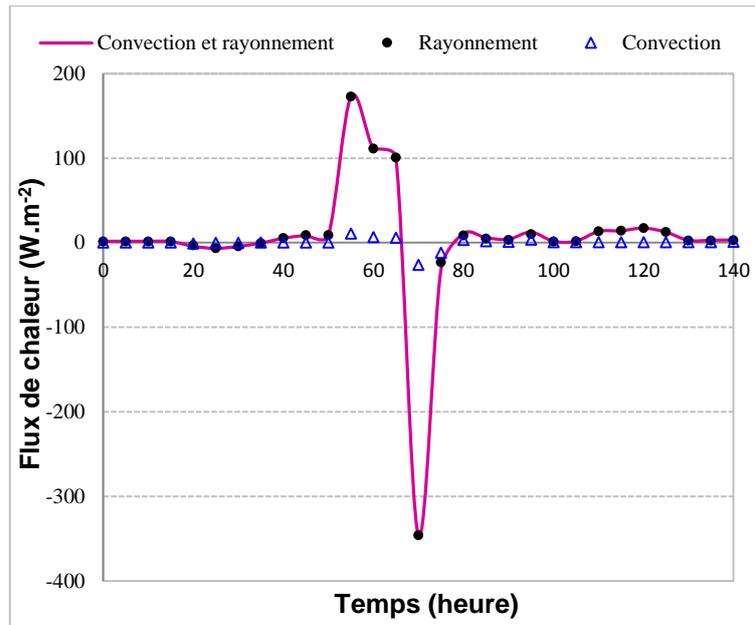


Figure III.57. Flux de chaleur à la surface (séquence 3)

III.11 Sensibilité du modèle vis-à-vis de la perméabilité intrinsèque

Pour étudier la sensibilité du modèle vis-à-vis de la perméabilité intrinsèque (K_{int}), trois cas sont traités, en lui affectant différentes valeurs tirées de la bibliographie (Sleiman, 2008). Les trois courbes de l'humidité relative (activité) calculée par le modèle sont comparées à celle obtenue par l'expérience (figure III.58). La valeur de « 10^{-18} m^2 » semble mieux correspondre dans notre cas. Ce résultat permet aussi de valider les expressions de calcul du coefficient de transfert de masse.

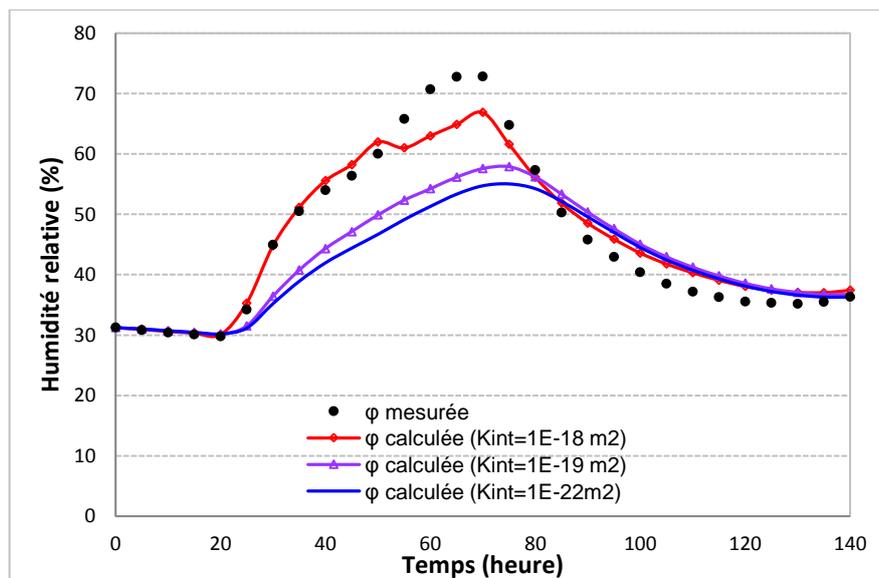


Figure III.58. Evolution de l'humidité relative, à 1cm de la surface du mortier ($x=1\text{cm}$), pour différentes valeurs de la perméabilité intrinsèque (séquence 3)

III.12 Etude de la condensation dans la masse

Certains matériaux de construction sont hygroscopiques c'est-à-dire qu'ils sont aptes à fixer l'humidité, la condensation capillaire se forme rapidement même pour des humidités relatives faibles, ce qui peut induire des modifications de leurs caractéristiques physiques, notamment mécaniques et thermiques.

Il est alors nécessaire de vérifier ce phénomène de condensation afin de limiter la dégradation des matériaux pouvant entraîner d'une part une fragilisation structurelle et d'autre part une variation de leurs propriétés thermo-physiques.

En déterminant les pressions de vapeur (P_v et P_{vsat}) dans chaque maille, la condensation à l'intérieur de la paroi peut être vérifiée.

Les figures III.59 et III.60 représentent l'évolution dans le temps des P_v et P_{vsat} de trois points à différentes profondeurs du matériau, les pressions de vapeur saturantes sont confondues dans ces essais du fait de leurs températures correspondantes très proches ; et toutes les trois supérieures aux pressions partielles, ce qui conduit à conclure qu'il n'y a pas risque de condensation dans la masse pour ces cas.

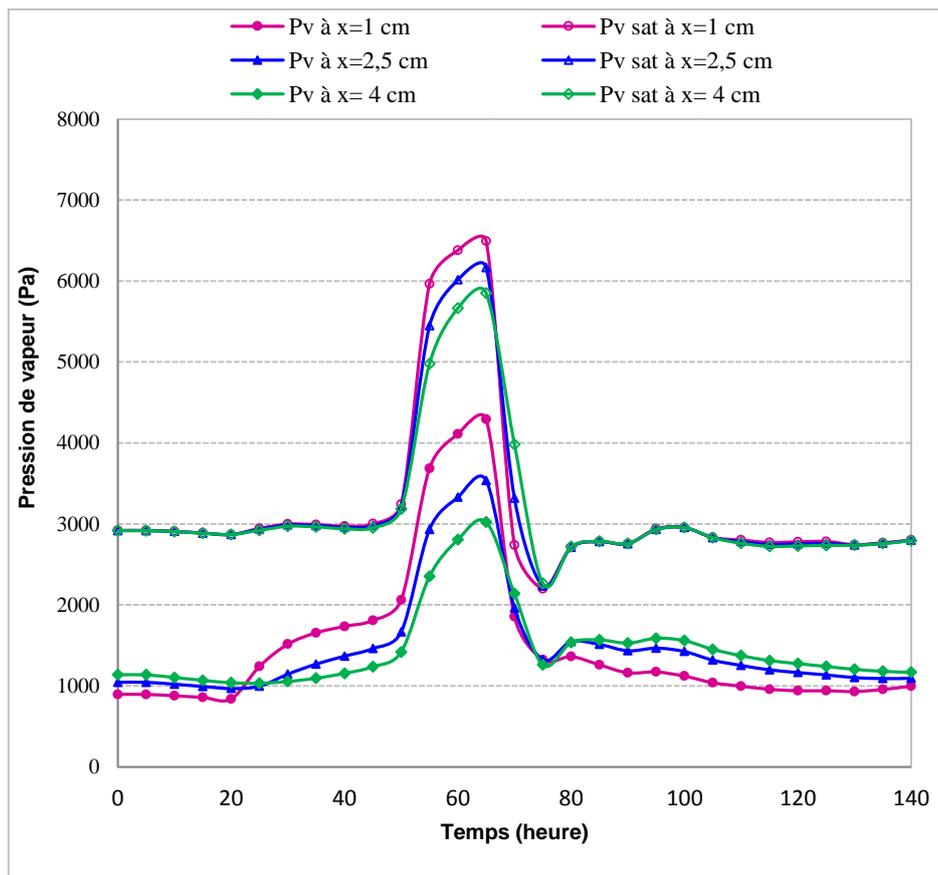


Figure III.59. Vérification de la condensation dans la masse (séquence3)

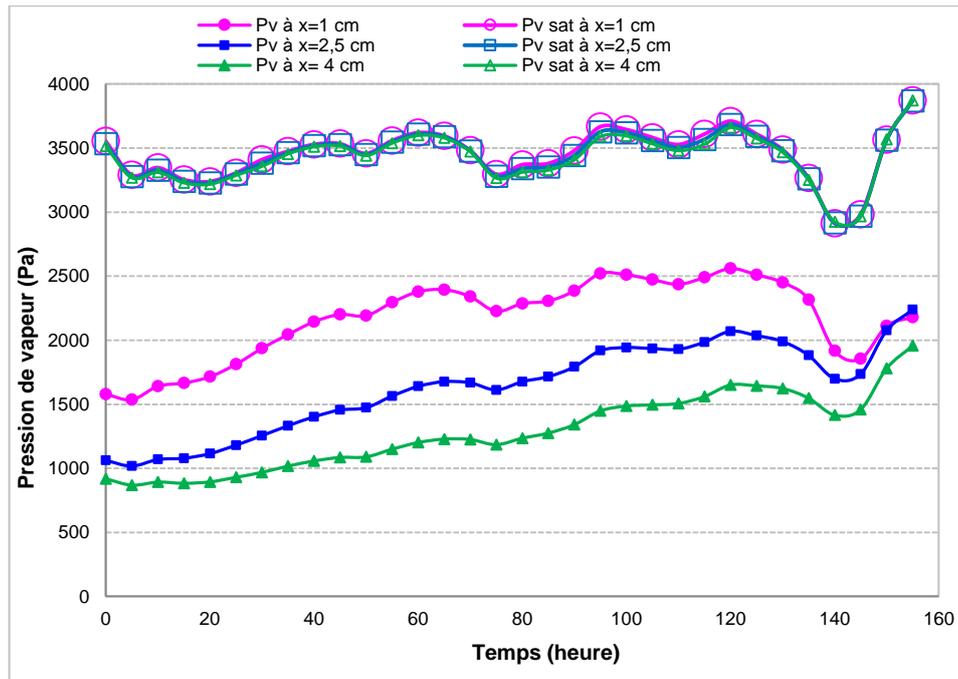


Figure III.60. Vérification de la condensation dans la masse (séquence 2)

III.13 CONCLUSION

Les travaux de la littérature montrent que les matériaux choisis dans le présent travail, ont été étudiés sur le plan mécanique, mais sur le plan thermique et hydrique, on note que peu d'études ont été réalisées. Les travaux expérimentaux réalisés ont permis de caractériser les matériaux pour connaître leurs propriétés afin de mieux comprendre les processus de transferts thermique et hydrique à travers une enveloppe d'habitation intégrant ce type de matériaux. Les paramètres déterminés expérimentalement, dans ce chapitre, ont servi à alimenter des équations de transferts de chaleur et de masse. Il est à signaler que le coefficient de diffusion massique utilisé, n'est pas obtenu à partir de mesures directes, mais il est construit, en considérant les propriétés particulières du matériau, mesurées indépendamment. Il dépend beaucoup de la saturation et de la température. Aussi, les résultats expérimentaux de l'étude du comportement thermohydrique de ces matériaux, soumis à des variations de la température et de l'humidité relative, ont permis de conforter le modèle par des simulations. La confrontation des résultats montre une bonne concordance entre l'expérience et le calcul pour les différents cas traités. Le modèle de simulation développé dans cette étude, permet d'approcher avec une précision satisfaisante, les profils réels d'humidité et de température internes.

CHAPITRE IV :
ETUDES NUMERIQUES DE CAS

Le modèle étant validé, nous étudions dans ce chapitre, par simulation numérique, les transferts couplés de chaleur et de masse dans des milieux capillaro-poreux (béton de polystyrène et enduit de ciment). Des essais de simulation sont présentés, pour différents cas de sollicitations climatiques, sur des parois de construction mono et multicouche.

IV.1 Essais de simulation sur une paroi monocouche

IV.1.1 Simulation de différents cas de conditions climatiques (béton de polystyrène)

Dans ce qui suit des simulations du comportement thermo-hydrrique d'une paroi monocouche en béton de polystyrène, pour différents cas de sollicitations climatiques extérieures, sont réalisées.

Dans ce paragraphe, la paroi du bâtiment donne sur l'extérieur. Elle est soumise à des échanges convectif et radiatif et un échange de masse avec l'air ambiant. Afin de se rapprocher des conditions climatiques réelles de la région de Constantine (Algérie), trois configurations sont traitées.

IV.1.1.1 Première configuration

Cette première configuration concerne la période estivale. Nous avons volontairement choisi une température de l'air ambiant intérieur égale à celle de l'extérieur (sans recourir à la climatisation) dans le but de vérifier la symétrie des profils du degré de saturation et de la température. Les conditions initiales et aux limites, dans ce premier cas, sont :

- Conditions initiales du béton de polystyrène : $T=20^{\circ}\text{C}$; $S=0,6$.
- Conditions aux limites de l'air ambiant : - Intérieur : $T_{fi}=35^{\circ}\text{C}$; $\varphi_i=40\%$.
- Extérieur : $T_{fe}=35^{\circ}\text{C}$; $\varphi_e=40\%$.

Puisqu'il y a une différence de teneur en eau entre le matériau et l'air, le matériau étant plus humide, le degré de saturation diminue. Le processus de séchage est lent (convection naturelle), on l'observe donc surtout en surface de la paroi. La réponse est plus lente au sein de la paroi. Le degré de saturation, aux surfaces interne et externe, se stabilise, après une durée de 200 heures, à une valeur de 0.28. Il est à signaler qu'on a une bonne symétrie des profils du degré de saturation (figures IV.1 et IV.2).

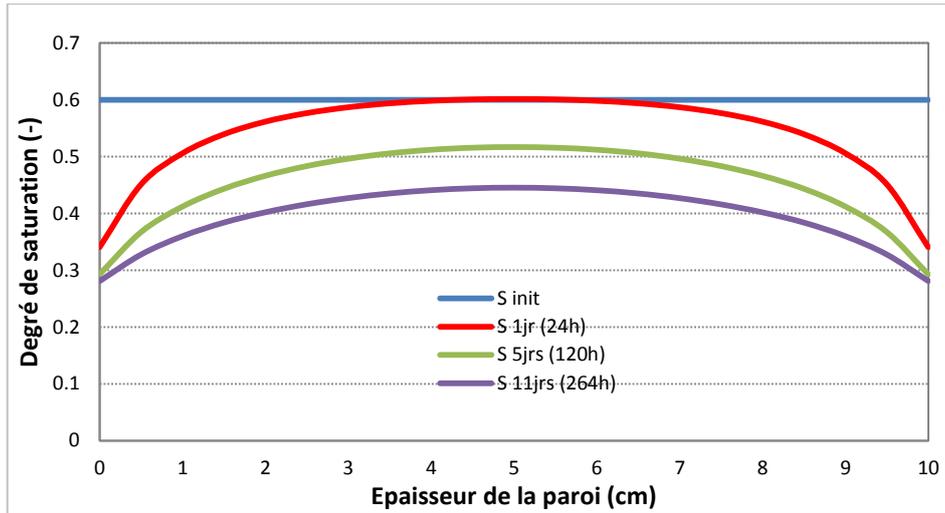


Figure IV.1. Profil du degré de saturation (configuration 1)

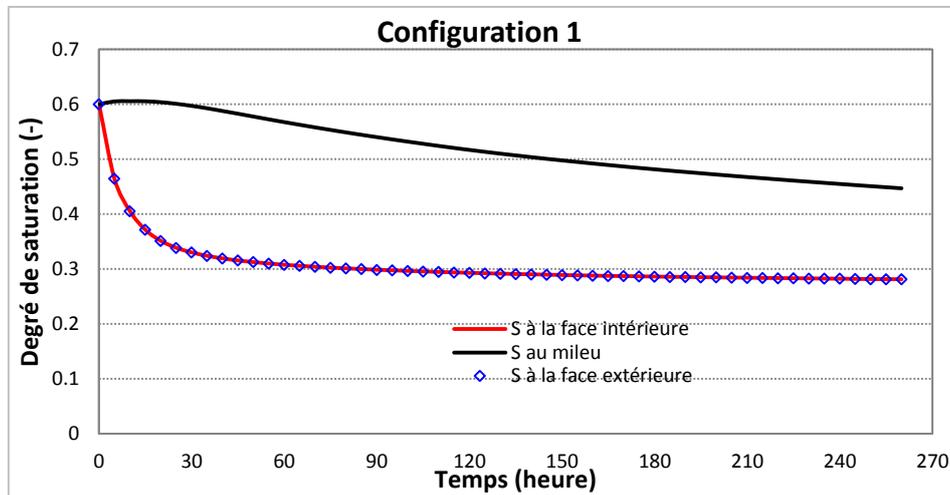


Figure IV.2. Evolution du degré de saturation (configuration 1)

La température est quasiment constante à l'intérieur du matériau (34.2°C environ après 11 jours), elle est proche de la température de l'air (35°C). Un zoom de l'échelle permet de montrer la forme parabolique de la courbe (figure IV.3). La symétrie est observée aussi pour le profil de la température. La vitesse de variation de la température diminue sensiblement lorsque la température du produit s'approche de celle de l'air ambiant (figure IV.4). Elle est beaucoup plus rapide aux premières heures (jusqu'à 30 heures). L'équilibre final de température ne sera atteint que lorsqu'il y aura stabilisation du degré de saturation (ou teneur en eau).

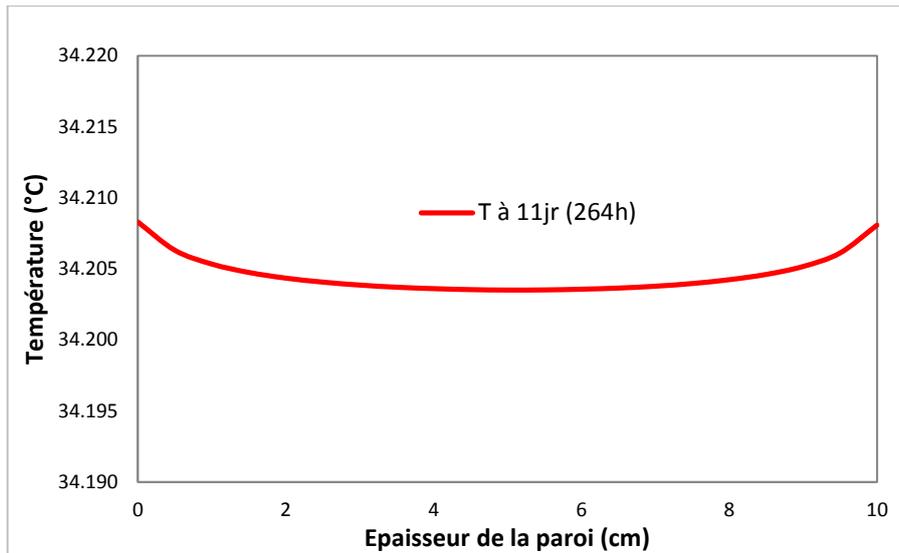


Figure IV.3. Profil de la température (configuration1)

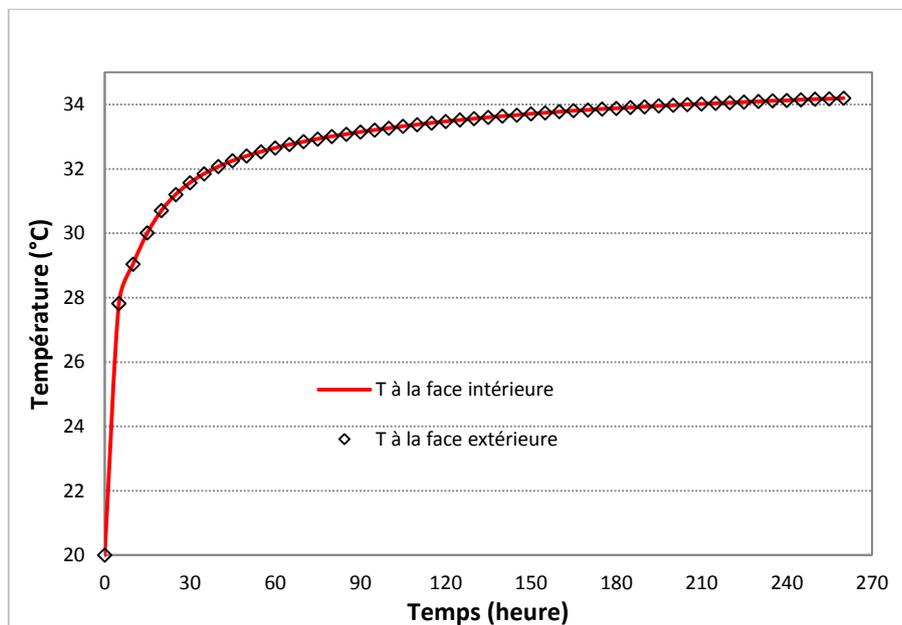


Figure IV.4. Evolution de la température (configuration1)

La figure IV.5 illustre l'évolution de la densité du flux de chaleur sensible, aux surfaces, en fonction du temps. La température de surface progresse jusqu'à atteindre une valeur finale proche de la température de l'air. Etant donné que le flux de chaleur est proportionnel à la différence de température entre l'air ambiant et la surface de la paroi, sa valeur diminue progressivement jusqu'à atteindre une valeur finale qui tend vers zéro à l'état d'équilibre.

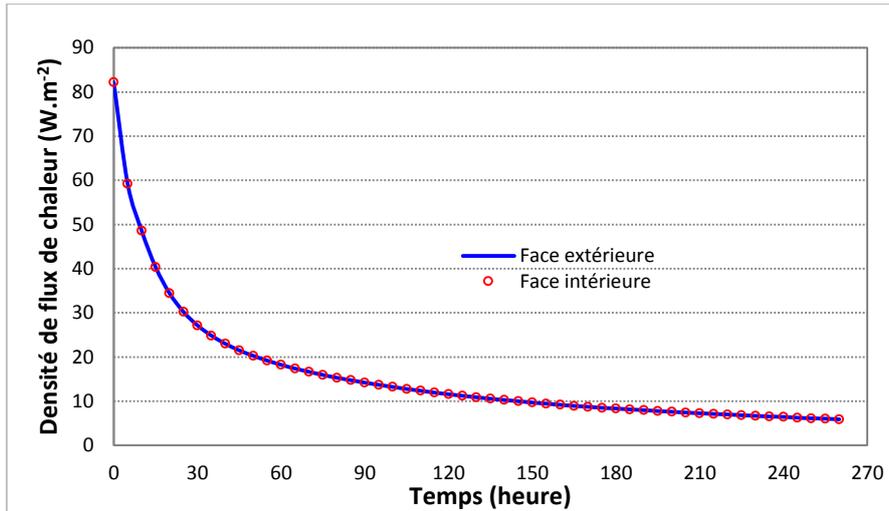


Figure IV.5. Densité de flux de chaleur sensible aux surfaces (configuration1)

La figure IV.6 présente l'évolution de la densité de flux de chaleur dû à l'évaporation aux surfaces de la paroi. Ainsi, après une brève phase où ce flux est maximum et correspondant à un flux maximum de masse évaporée, un point de transition apparaît (après 5 heures) et, alors, le flux de chaleur latente diminue progressivement jusqu'à atteindre une valeur finale proche de zéro.

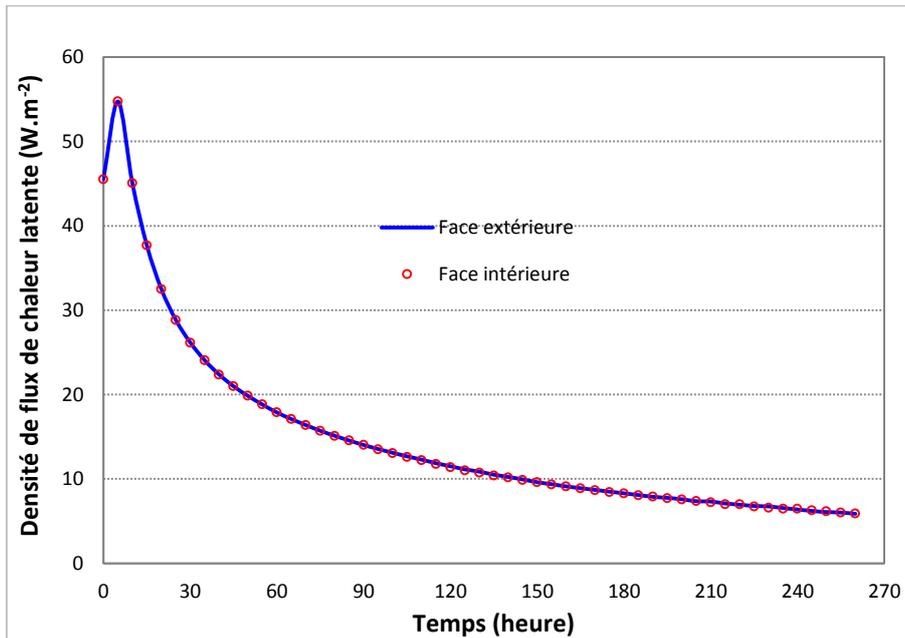


Figure IV.6. Densité de flux de chaleur latente aux surfaces (configuration1)

IV.1. 1.2. Deuxième configuration

Dans ce cas il s'agit d'une période hivernale. On suppose la température initialement égale à 22°C en tout point (matériau et air ambiant de part et d'autre). Ensuite, la température de l'air extérieur commence à chuter jusqu'à atteindre une valeur de 1°C après une durée de 12 heures en suivant une variation linéaire (voir figure IV.7). La température

ambiante intérieure ne subit aucun changement, les déperditions de la chaleur sont compensées par un système de chauffage. Concernant le degré de saturation, il est supposé égal à 0.27 initialement. La paroi est exposée à deux humidités relatives différentes :

$\Phi_i=40\%$ (air ambiant intérieur)

$\Phi_e=90\%$ (air extérieur)

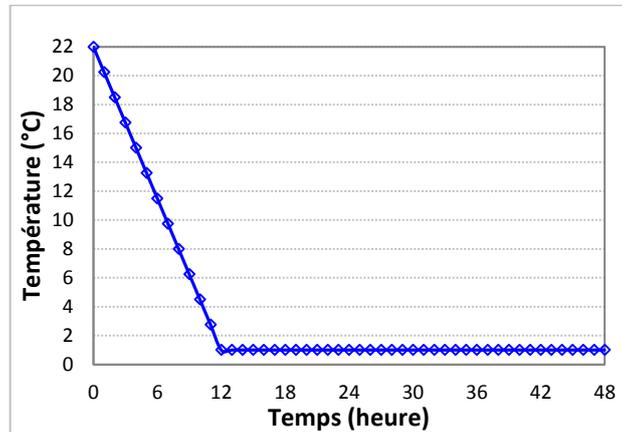


Figure IV.7. Evolution de la température de l'air extérieur (configuration2)

Les figures IV.8 et IV.9 présentent, respectivement, le profil et l'évolution de la température du béton de polystyrène soumis aux variations dictées ci-dessus. La température des différents points de la paroi baisse et se stabilise après une durée de 14 heures environ. Il est à noter que la température de rosée de l'air intérieur étant inférieure à celle de la surface interne de la paroi, on ne risque pas d'avoir une condensation superficielle dans ce cas.

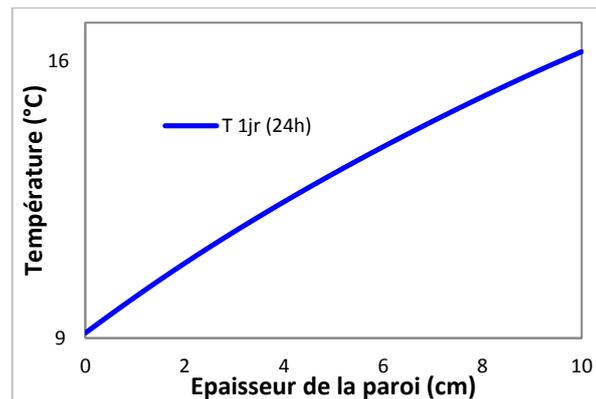


Figure IV.8. Profil de la température (configuration2)

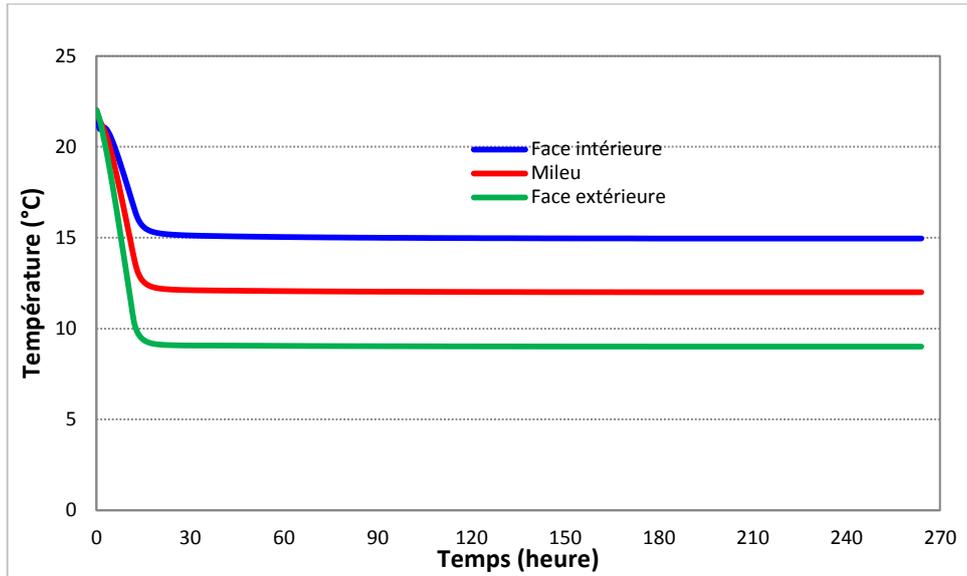


Figure IV.9. Evolution de la température au sein du matériau (configuration2)

Initialement, le degré de saturation était de l'ordre de 0.27 ce qui correspond à une activité de 40%, donc il n'y a pas de différence entre l'humidité relative du matériau et celle de l'air ambiant intérieur. Mais, puisque la température a baissé dans le matériau, le degré de saturation a légèrement augmenté au sein de la paroi à proximité du côté intérieur (côté droit dans la figure IV.10). Sur le côté extérieur (gauche), malgré une humidité relative de l'air extérieur supérieure à l'activité du produit, le degré de saturation a légèrement diminué, cela implique que le transfert de chaleur dans ce cas prime sur le transfert de masse - effets de Dufour et de Soret (Benissaad, 2014).

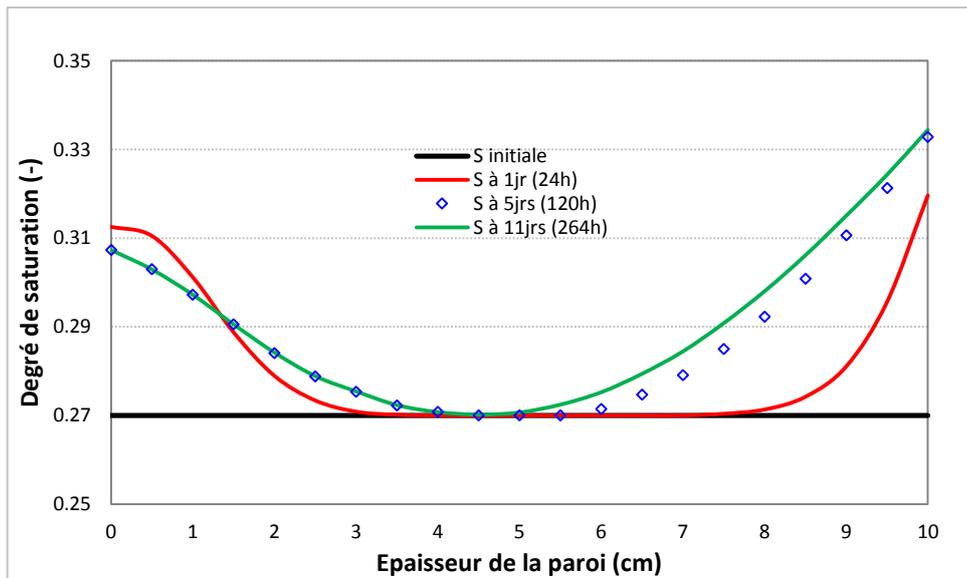


Figure IV.10. Profil du degré de saturation (configuration2)

La figure IV.11 montre l'évolution de la densité du flux thermique aux surfaces de la paroi. Elle est comptée positivement lorsqu'il s'agit d'un gain de chaleur par le matériau (côté intérieur) et négativement dans le cas contraire (côté extérieur). Le creux observé pour la face extérieure est dû probablement à l'effet de Dufour.

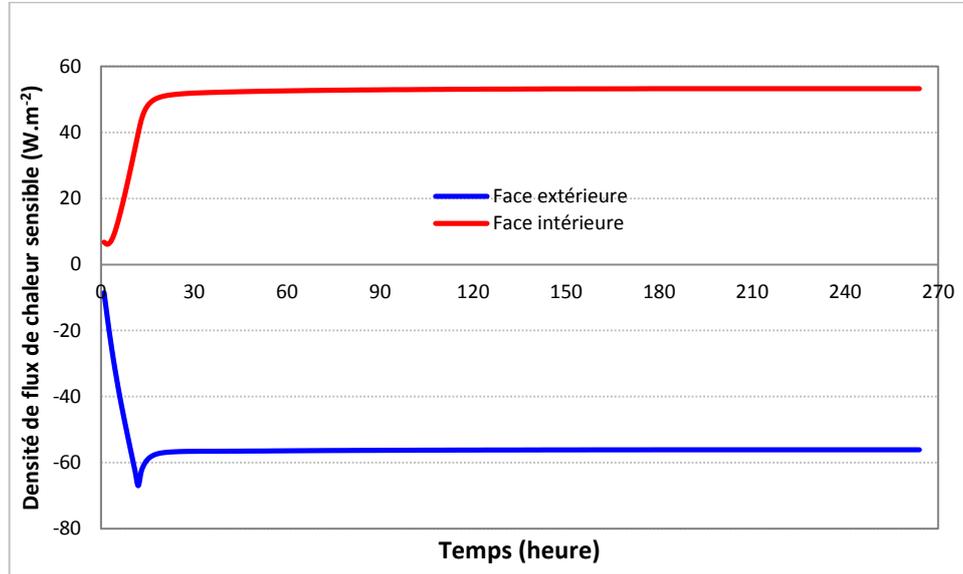


Figure IV.11. Densité de flux de chaleur sensible aux surfaces (configuration2)

L'évolution des densités de flux de chaleur latente aux surfaces de la paroi est représentée sur la figure IV.12. Les flux sont comptés négativement lorsqu'il est question de perte de chaleur et positivement dans le cas contraire. Le pic et le creux constatés correspondent à un flux maximum de masse évaporée.

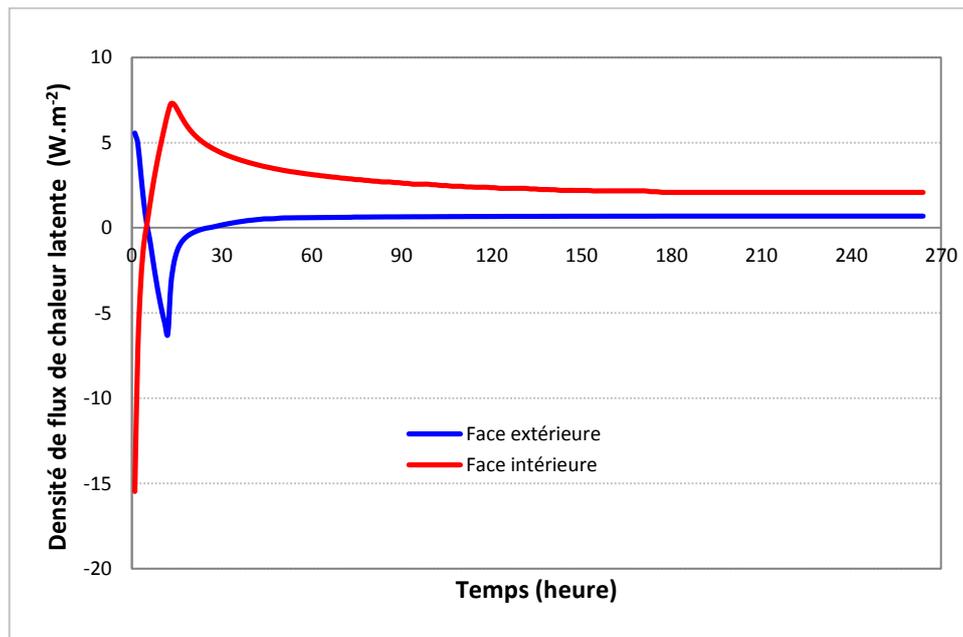


Figure IV.12. Densité de flux de chaleur latente aux surfaces (configuration2)

IV.1. 1.3. Troisième configuration

Dans le but de tester le modèle avec des conditions aux limites variables, des fonctions sinusoidales sont introduites pour la température et l'humidité relative comme illustré dans les figures IV.13 et IV.14. Les conditions initiales sont considérées égales à, respectivement, 20°C et 0.2 pour la température et le degré de saturation.

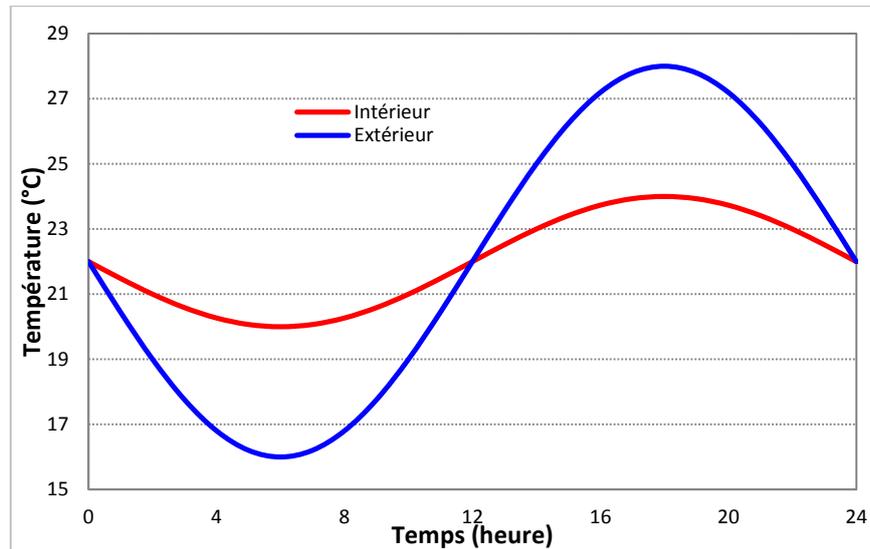


Figure IV.13. Evolution de la température de l'air (configuration 3)

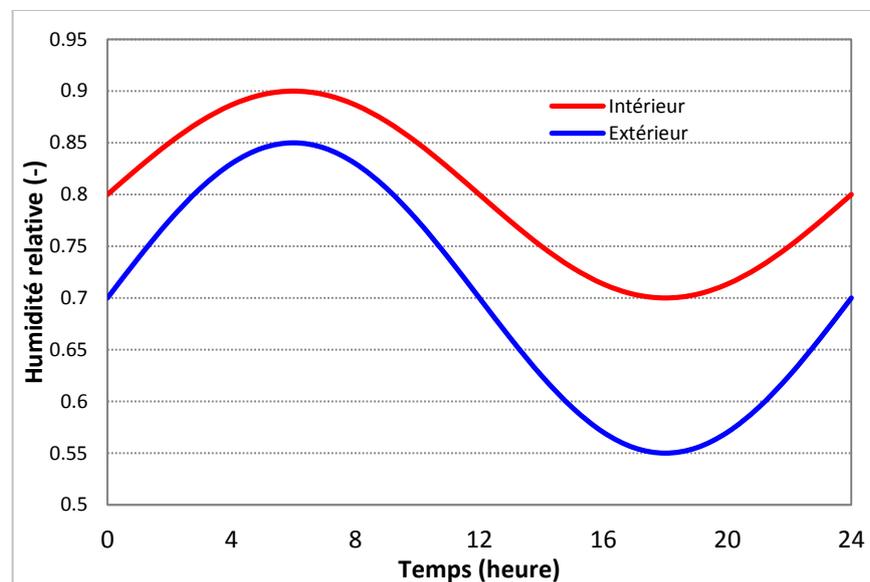


Figure IV.14. Evolution de l'humidité relative de l'air (configuration 3)

Initialement, le matériau est plus sec que le milieu ambiant, donc il gagne avec le temps une quantité de vapeur d'eau ; ce qui explique la hausse du degré de saturation comme décrit sur les figures IV.15 et IV.16. Comparée aux deux configurations précédentes la réponse au milieu du produit est plus rapide. La figure IV.16 montre que l'évolution du degré de saturation aux surfaces suit une loi (une fonction) sinusoidale après une période de mise en régime de 24 heures environ.

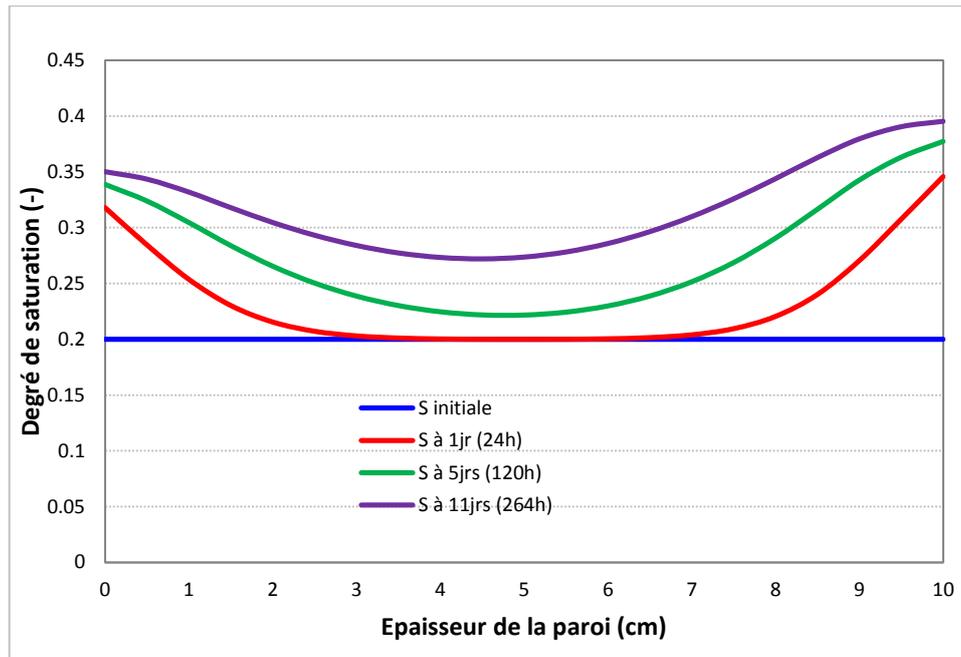


Figure IV.15. Profil du degré de saturation (configuration3)

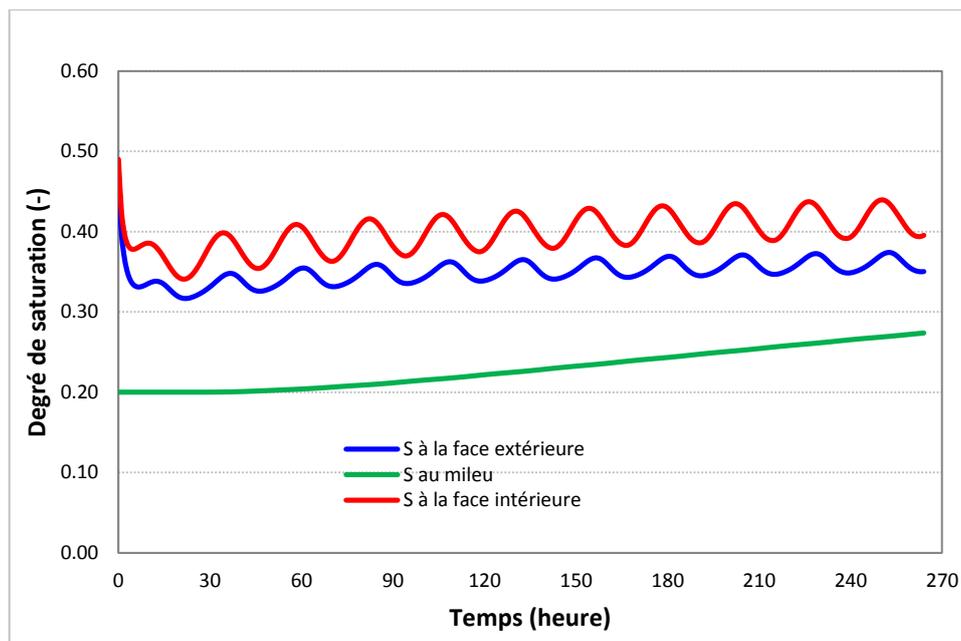


Figure IV.16. Evolution du degré de saturation (configuration3)

Les figures IV.17 et IV.18 présentent, respectivement, le profil et l'évolution de la température au sein du béton de polystyrène. Un faible gradient de température est constaté entre les deux faces de la paroi car les températures de l'air intérieur et extérieur suivent une fonction sinusoidale ayant la même phase à l'origine, la même fréquence mais des amplitudes différentes.

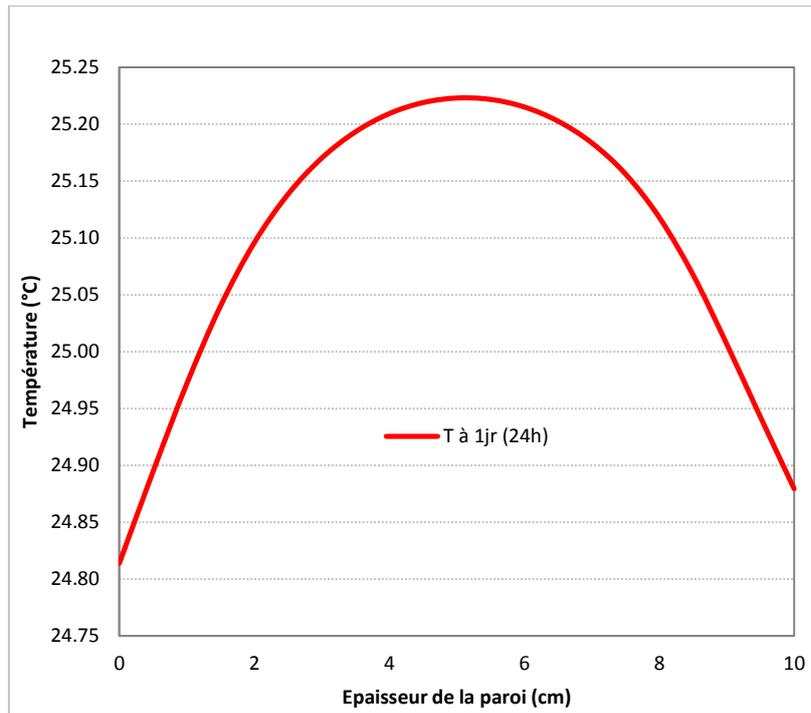


Figure IV.17. Profil de la température (configuration3)

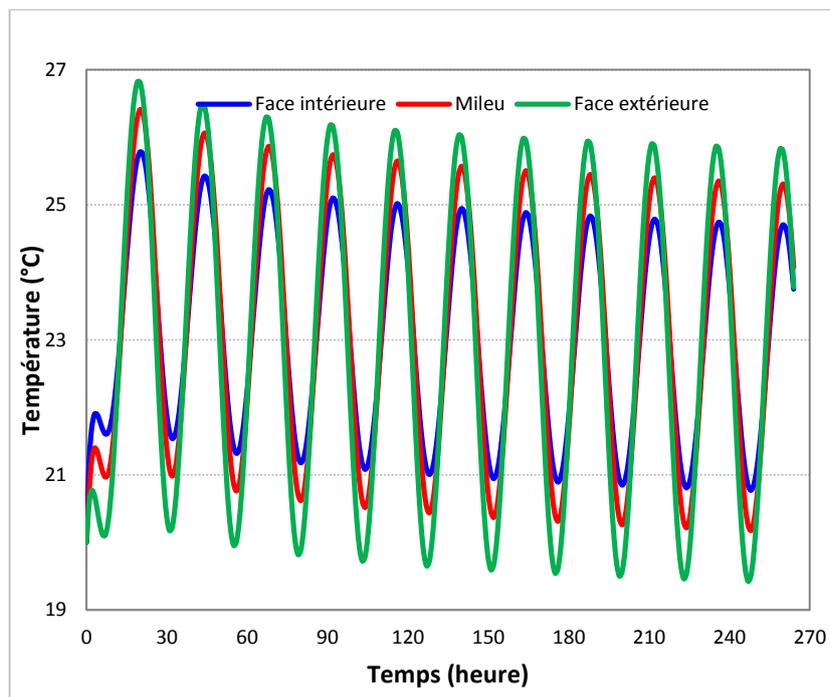


Figure IV.18. Evolution de la température au sein du matériau (configuration3)

La densité de flux de chaleur sensible aux surfaces suit ces variations (figure IV.19).

La figure IV.20 illustre la variation de la densité de flux de chaleur latente entre les faces de la paroi et le milieu ambiant (intérieur et extérieur). Au départ, le produit est sec, donc il reçoit l'humidité de l'air d'où les valeurs positives du flux de chaleur latente,

ensuite, avec le temps, la valeur moyenne sur 24h diminue et tend vers l'équilibre massique.

Dans la figure IV.21, la densité de flux de chaleur échangée par conduction entre les deux faces du mur suit une variation périodique. Le flux s'annule aux points de rencontre des valeurs de la température de l'air intérieur et extérieur (correspondance avec la figure IV.13).

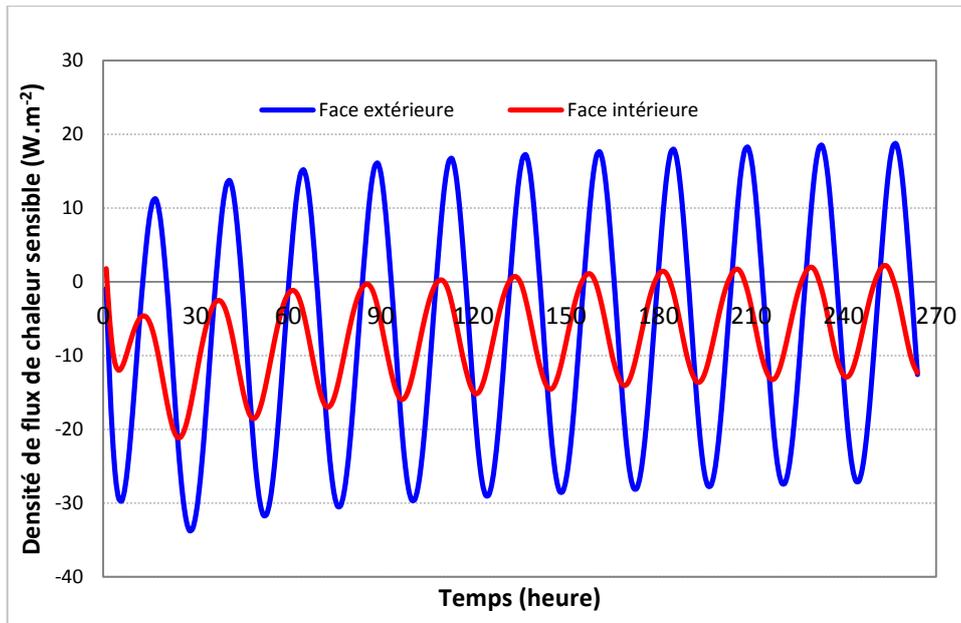


Figure IV.19. Densité de flux de chaleur sensible aux surfaces (configuration3)

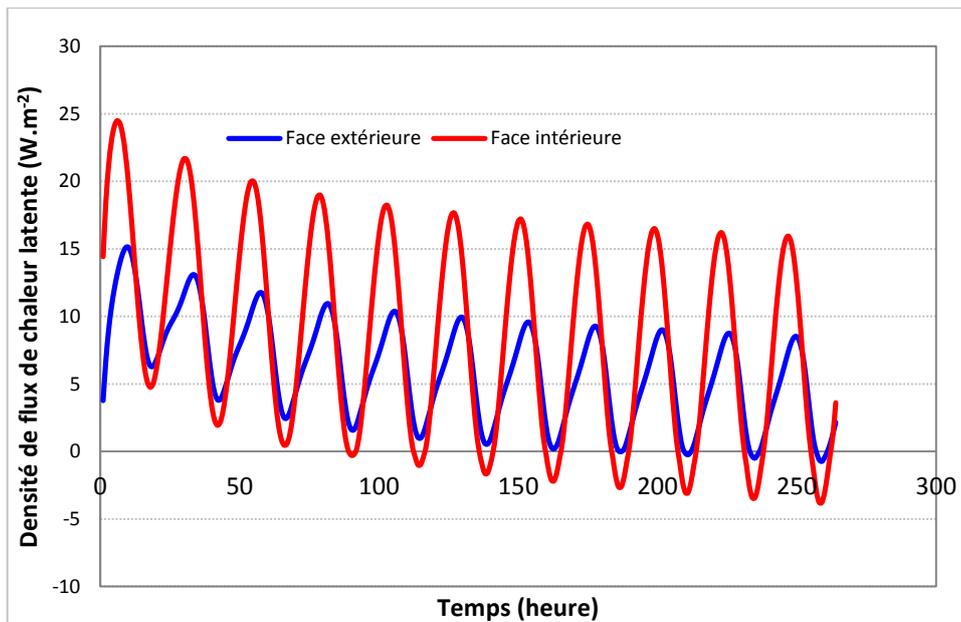


Figure IV.20. Densité de flux de chaleur latente aux surfaces (configuration3)

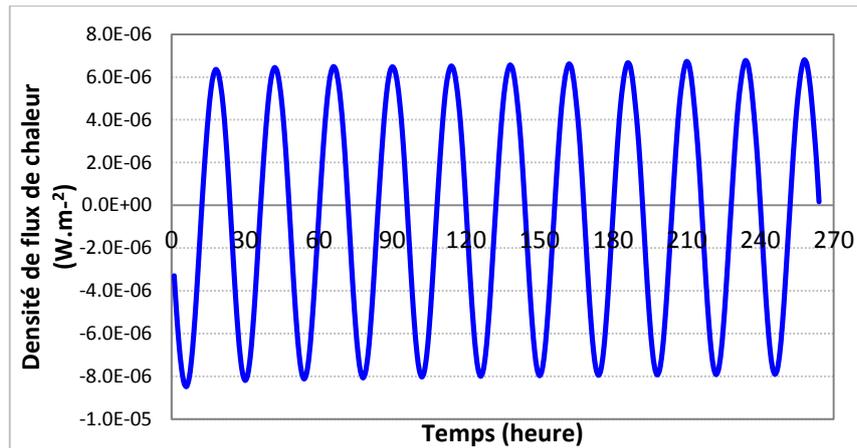


Figure IV.21. Densité de flux de chaleur sensible entre les faces de la paroi (configuration3)

IV.1.2 Sensibilité du modèle vis-à-vis des coefficients de diffusion massique

Dans l'équation de diffusion (II.40), apparaît dans le second terme le coefficient de diffusion massique D_T qui est une combinaison (une somme) de deux coefficients : le coefficient de diffusion de l'eau liquide D_{Tl} et le coefficient de diffusion de la vapeur d'eau D_{Tv} , sous l'effet d'un gradient de température. Dans ce paragraphe, nous visons à étudier la sensibilité du modèle physique, utilisé dans cette étude, vis-à-vis de ces coefficients.

Considérons que les conditions initiales et aux limites sont semblables à celles de la première configuration étudiée auparavant (paragraphe IV.1.1.1). La figure IV.22 montre qu'il est possible de négliger le coefficient D_{Tl} sans commettre une grande erreur. Alors que l'omission de D_{Tv} conduit à une erreur significative qui s'accroît avec le temps. C'est pour cette raison que plusieurs chercheurs ont négligé dans leurs travaux le terme D_{Tl} , citons parmi eux Crausse et al. (1996).

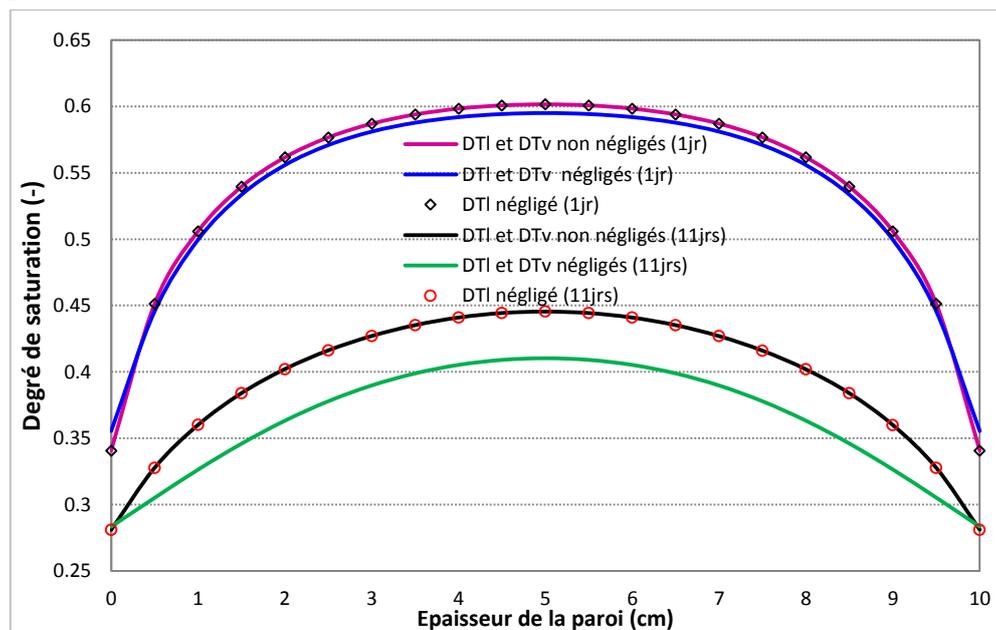


Figure IV.22. Influence des coefficients de diffusion massique, dus au gradient de la température, sur le profil du degré de saturation (configuration 1)

IV.1.3 Comparaison entre le béton de polystyrène et le béton ordinaire

Pour montrer le caractère isolant du béton de polystyrène, une comparaison est effectuée entre celui-ci et le béton ordinaire. Les deux parois, supposées de même épaisseur, sont soumises à deux flux de chaleur de part et d'autre et ayant les mêmes conditions initiales et aux limites suivantes :

- Conditions initiales des bétons : $T=22^{\circ}\text{C}$; $S=0.27$
- Conditions aux limites de l'air ambiant :
 - Intérieur : $T_{fi}=22^{\circ}\text{C}$, $\varphi_i=40\%$
 - Extérieur : T_{fe} suit une variation dans le temps telle que montrée sur la figure IV.7 ; $\varphi_e=40\%$.

Les profils illustrés sur la figure IV.23 montrent que la température de la face intérieure du béton de polystyrène (côté droit sur la figure, à une épaisseur de 10 cm) est supérieure à celle du béton ordinaire, la différence est expressive, elle est de l'ordre de 2°C . Ainsi, pour le béton de polystyrène, les risques de condensation superficielle et les échanges entre la face interne et l'air ambiant sont réduits (figures IV.23 et IV.24).

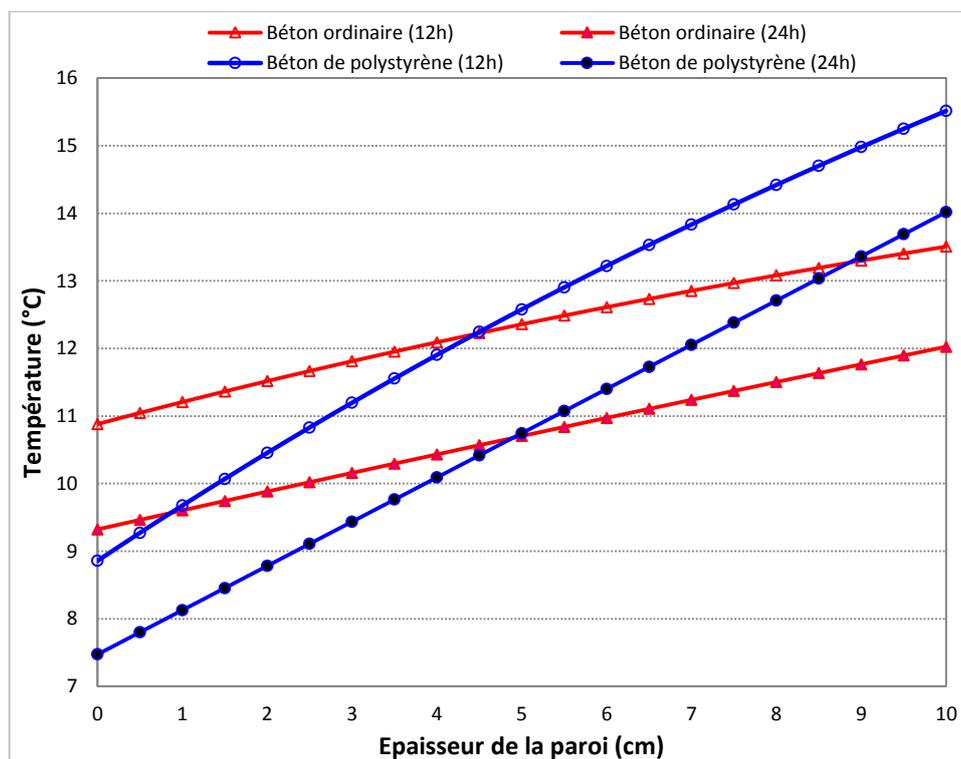


Figure IV.23. Profil de la température du béton ordinaire et du béton de polystyrène

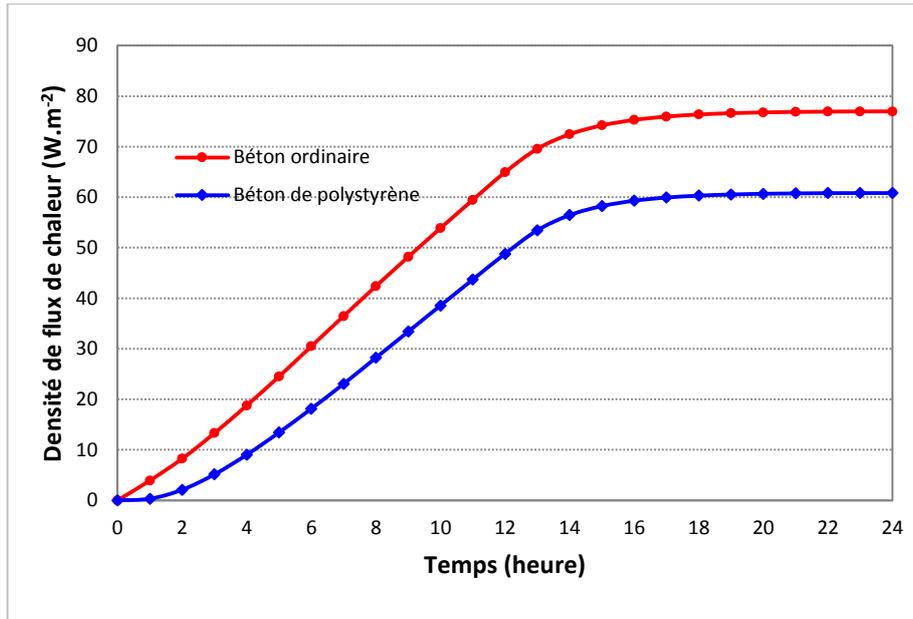


Figure IV.24. Densité de flux de chaleur par convection sur la face interne de la paroi

La densité de flux de chaleur traversant la paroi est calculée par l'expression :

$$q = -\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \approx -\lambda \frac{\Delta T}{\Delta x} \quad (\text{IV.1})$$

Les résultats sont portés sur la figure IV.25 en fonction de la différence de température entre l'intérieur et l'extérieur du bâtiment. Le rapport des densités thermiques ($q_{\text{béton ordinaire}} / q_{\text{béton de polystyrène}}$) est de l'ordre de 1,43. Ceci montre l'influence de l'ajout des billes de polystyrène sur les déperditions calorifiques et sur la consommation de l'énergie.

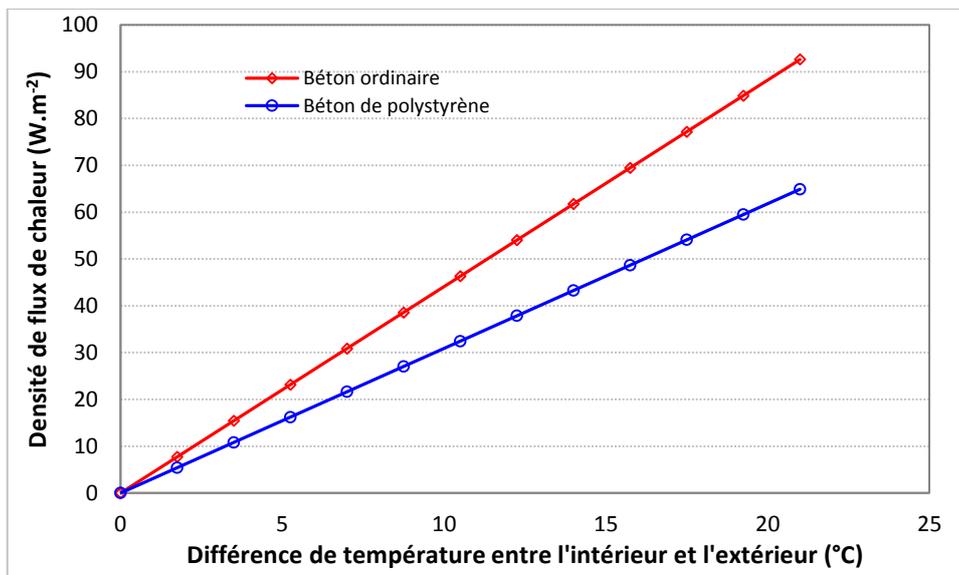


Figure IV.25. Densité de flux de chaleur en fonction de la différence de température entre l'intérieur et l'extérieur

IV.2 Essais de simulation sur une paroi multicouche

Dans le but de se rapprocher encore plus de la réalité, une simulation du comportement thermo-hydrrique d'une paroi multicouche est effectuée en considérant différents scénarios pour les sollicitations climatiques extérieures. On compare en particulier les simulations dans deux situations : la discontinuité du profil du degré de saturation est prise en compte ou négligée.

IV.2.1. Simulation de différents cas de conditions climatiques

Dans ce cas aussi, la paroi du bâtiment donne sur l'extérieur. Elle est soumise, de part et d'autre, à des flux de chaleur et de masse. Les trois configurations considérées précédemment pour la paroi monocouche sont reprises dans ce qui suit, pour un mur composé de béton de polystyrène de 10 cm d'épaisseur recouvert, de part et d'autre, par un crépissage en mortier de ciment d'une épaisseur de 2 cm chacun (voir annexe : figure A.2).

IV.2.1. 1. Première configuration

La figure IV.26 montre l'évolution du degré de saturation à gauche et à droite de l'interface gauche mortier de ciment / béton de polystyrène (du côté de l'extérieur). Les résultats sont comparés au degré de saturation calculé en utilisant un modèle qui néglige la discontinuité entre les deux matériaux (S continue). En négligeant cet effet, le degré de saturation a tendance à prendre des valeurs comprises entre celles calculées à gauche et à droite de l'interface.

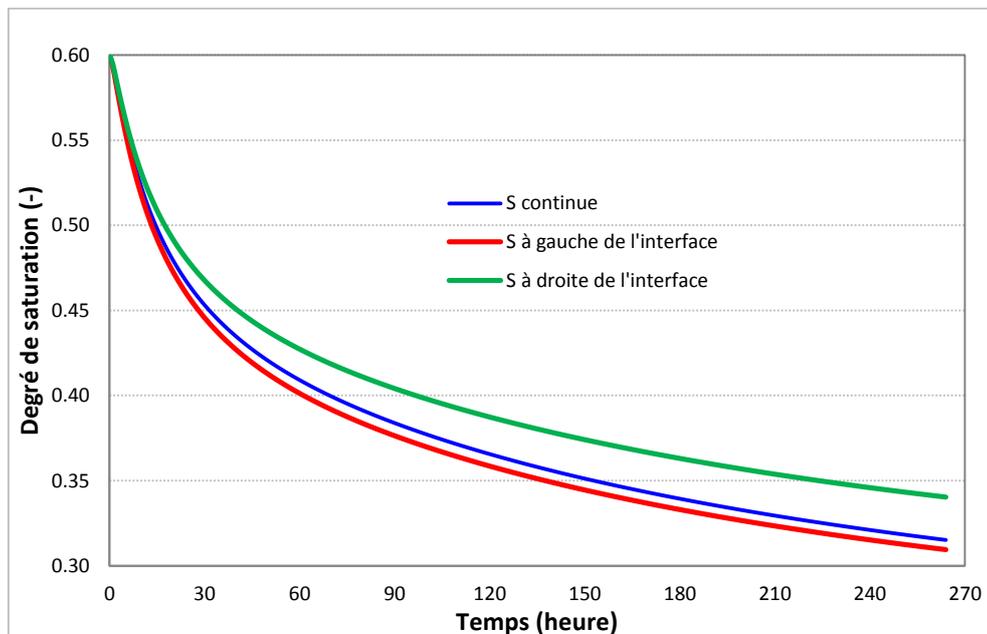


Figure IV.26. Evolution du degré de saturation à l'interface gauche de la paroi multicouche (côté extérieur) - configuration 1

La figure IV.27 montre les profils du degré de saturation après 264h. L'effet de la discontinuité est apparent surtout aux interfaces et à la couche interne de la paroi composée de béton de polystyrène. D'autre part, l'effet de la discontinuité est bien visible sur les profils de la température (figure IV.28). Cela peut s'expliquer par le fait que les coefficients de transport qui apparaissent dans l'équation de chaleur dépendent fortement du degré de saturation (teneur en eau).

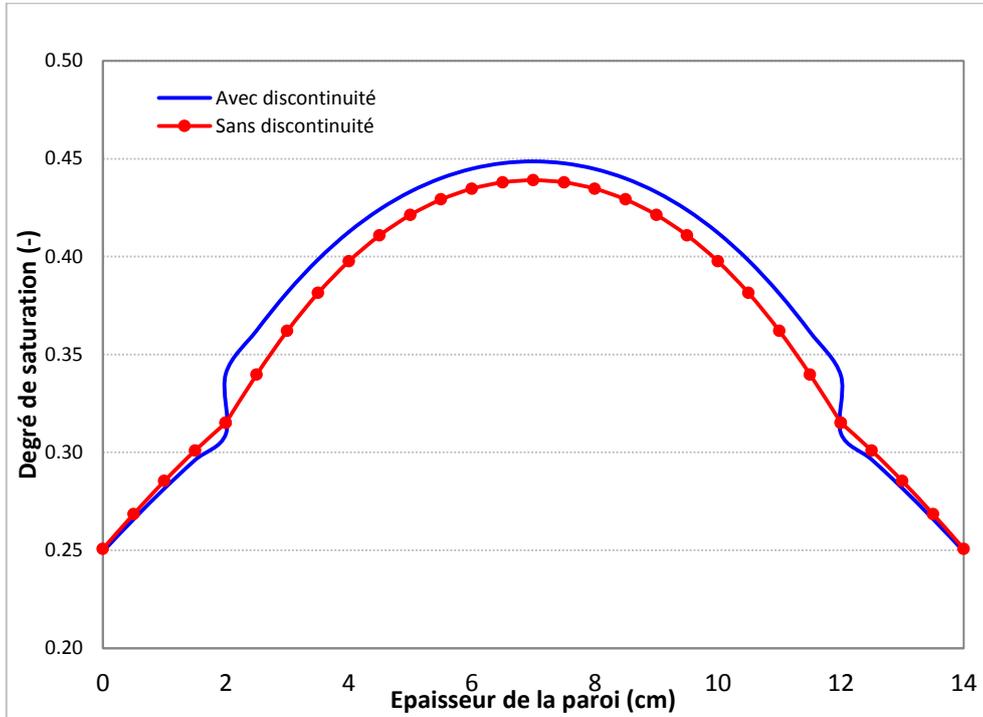


Figure IV.27. Profil du degré de saturation de la paroi multicouche après 264h (configuration1)

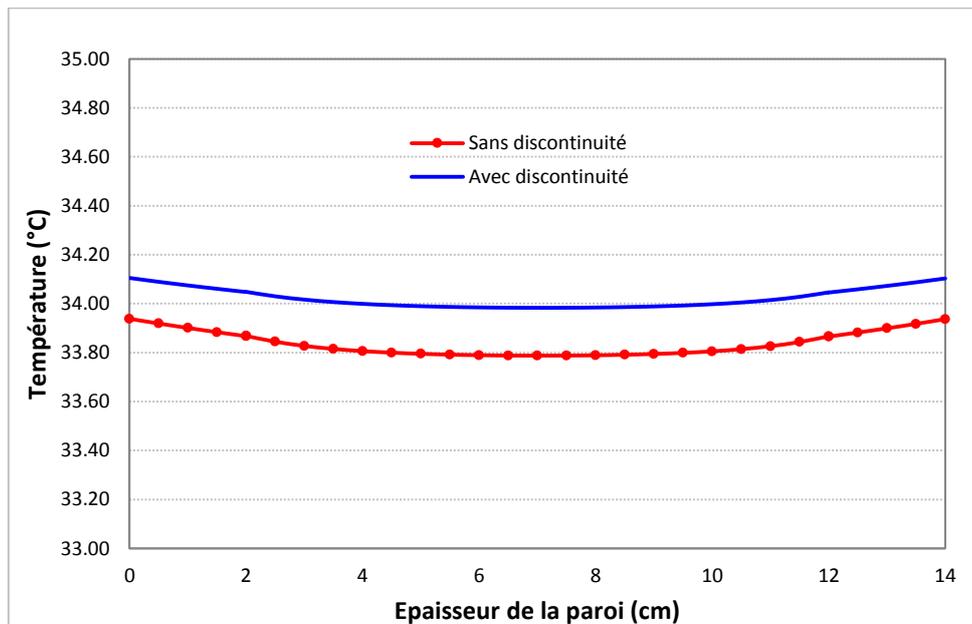


Figure IV.28. Profil de la température de la paroi multicouche après 200h (configuration1)

IV.2.1. 2. Deuxième configuration

Dans cette section, deux types de parois multicouches sont considérées. La première est constituée par une couche de béton de polystyrène revêtue, de part et d'autre, d'une couche de mortier de ciment. La deuxième est en béton ordinaire recouverte également d'un mortier de ciment des deux côtés. Ces deux murs multicouches ont la même épaisseur : 2cm de mortier, 10cm de couche interne (béton ordinaire ou de polystyrène) et 2cm de mortier, ils donnent sur l'extérieur de l'immeuble (voir annexe : figure A.2). Les deux parois sont soumises aux conditions climatiques intérieure et extérieure présentées dans la deuxième configuration citée auparavant (voir section IV.1.1.2.). La figure IV.29 montre que la densité de flux de chaleur qui traverse le mur comportant le béton de polystyrène est inférieure à celle de la paroi comportant le béton ordinaire. Le rapport des deux densités atteint une valeur supérieure à 1.22 (figure IV. 30), ceci montre le caractère isolant du béton de polystyrène par rapport au béton ordinaire. Cette conclusion est justifiée par le profil des températures des deux parois multicouches illustré sur la figure IV. 31 qui montre que la différence de température entre les deux faces , interne et externe, du mur est plus importante dans le cas d'une couche interne en béton de polystyrène.

D'autre part, l'évolution de la température de la face interne montre qu'il y a moins de perte de chaleur, dans le cas du béton de polystyrène, et moins de risque de condensation superficielle (figure IV. 32).

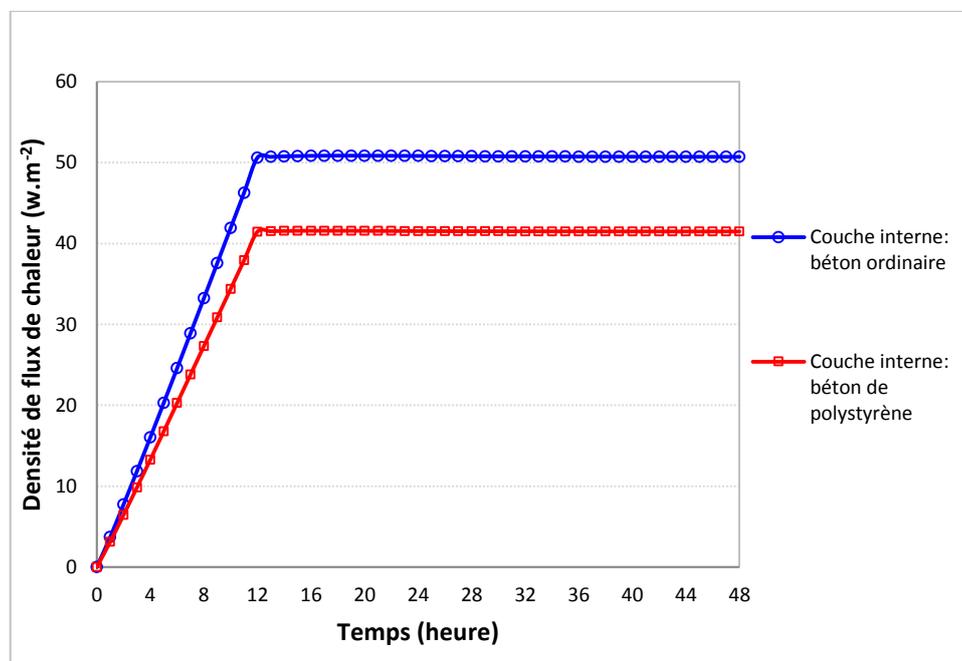


Figure IV.29. Densité de flux de chaleur traversant la paroi multicouche (configuration2)

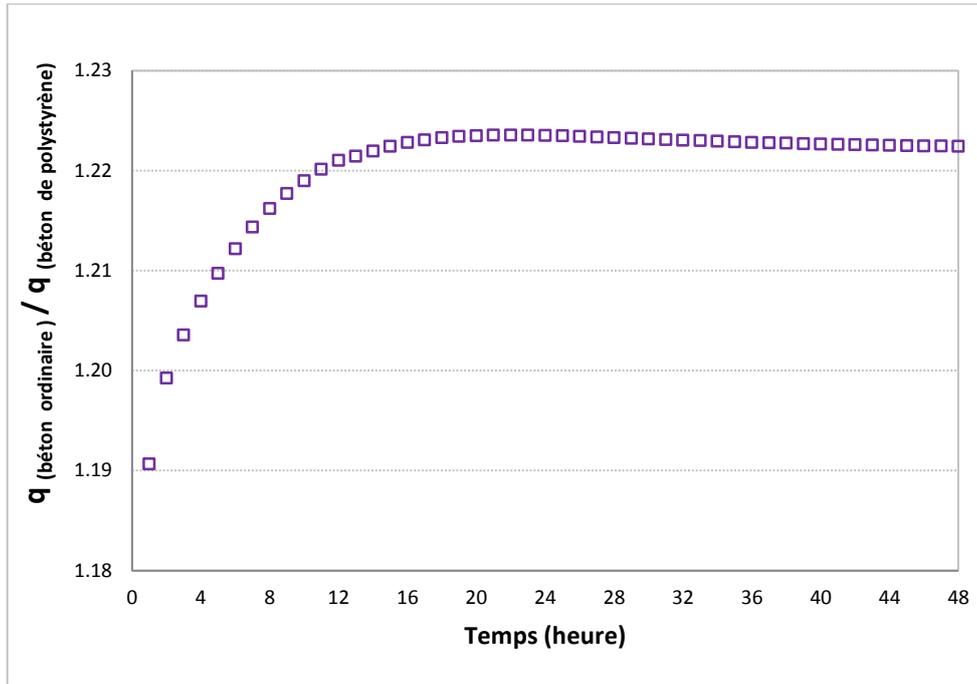


Figure IV.30. Rapport des densités de chaleur traversant la paroi multicouche (configuration2)

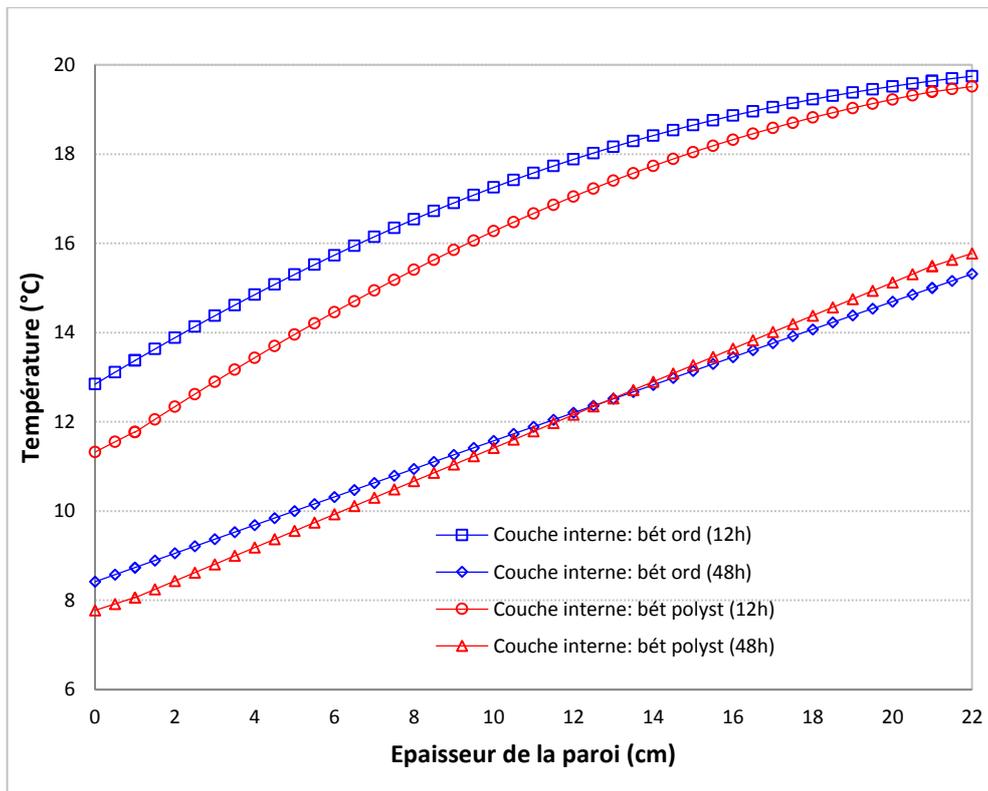


Figure IV.31. Profil de la température de la paroi multicouche (configuration2)

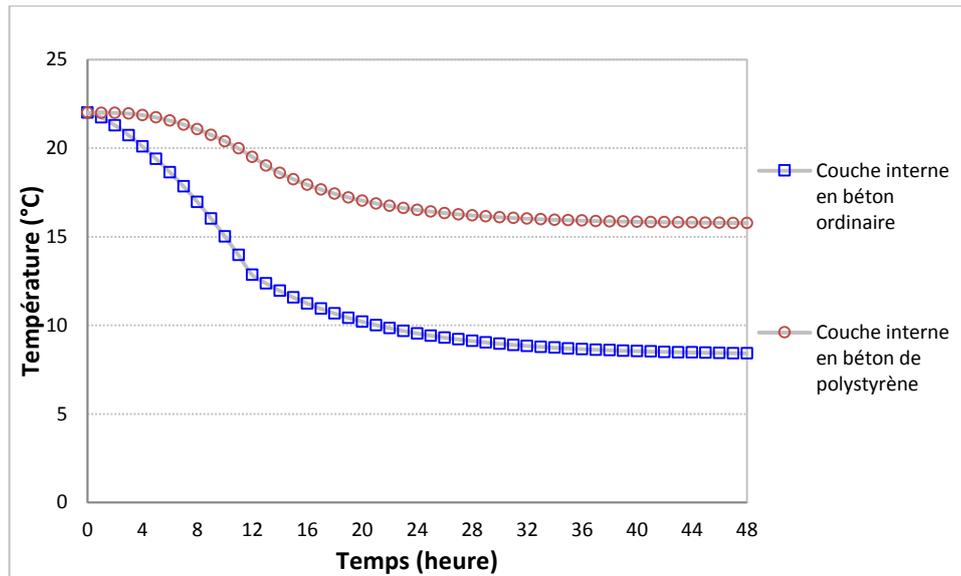


Figure IV.32. Evolution de la température de la face interne de la paroi multicouche (configuration2)

IV.2.1. 3. Troisième configuration

Dans ce cas, les conditions aux limites sont graduellement modifiées sous forme de fonctions sinusoïdales (voir section IV.1.1.3). La figure IV.33 montre les profils du degré de saturation pour les deux modèles (qui tient compte ou non de la discontinuité), après un temps de 600h. Dans ce cas, la discontinuité peut être observée facilement et les inexactitudes sur la détermination du degré de saturation peuvent avoir lieu si la discontinuité est ignorée. La différence est due au processus d'absorption des deux matériaux. L'erreur constatée entre les grandeurs présentées dépasse la valeur de 12 % dans ce cas.

Cependant qu'aux deux limites, les grandeurs du degré de saturation, calculées par les deux modèles, sont presque les mêmes. Cela est dû probablement aux températures de surfaces qui n'ont pas subi une grande variation.

D'autre part, la figure IV.34 présente l'évolution du degré de saturation à l'interface droite de la paroi multicouche (du côté de l'intérieur de l'immeuble). La différence est apparente entre les valeurs calculées du degré de saturation des deux côtés de l'interface, dans le cas où la discontinuité est prise en compte. Cette différence s'accroît avec le temps. Il est à noter que lorsque la discontinuité n'est pas prise en compte dans le modèle, la grandeur du degré de saturation ne représente pas la moyenne des valeurs de droite et de gauche de l'interface.

L'étude montre la nécessité de prendre en compte l'hygroscopicité sur la diffusion de la vapeur dans le bâtiment et sur les stratégies pour éviter la condensation interstitielle lorsque l'on considère, par exemple, un matériau moins hygroscopique dans la partie centrale de l'enveloppe du bâtiment.

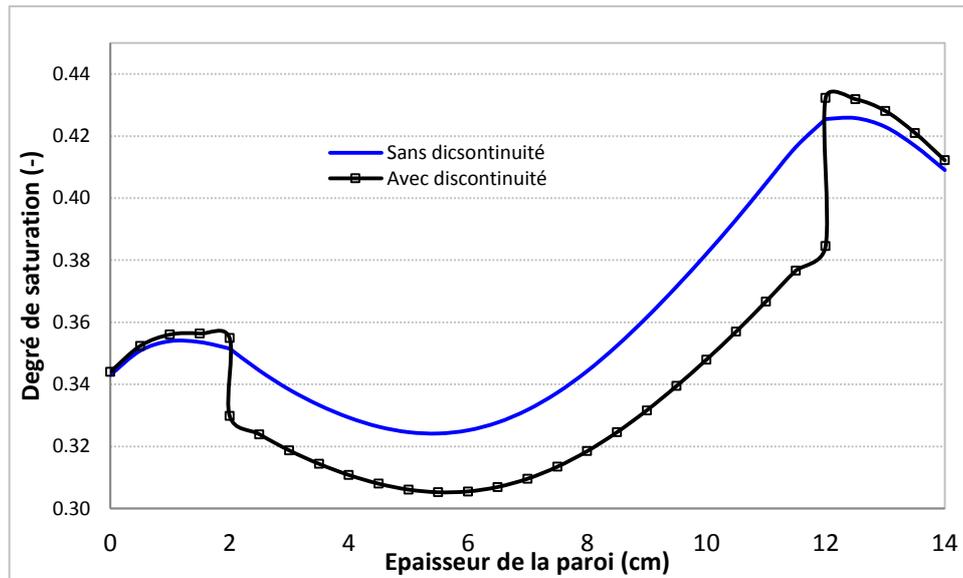


Figure IV.33. Profil du degré de saturation de la paroi multicouche après 600h (configuration3)

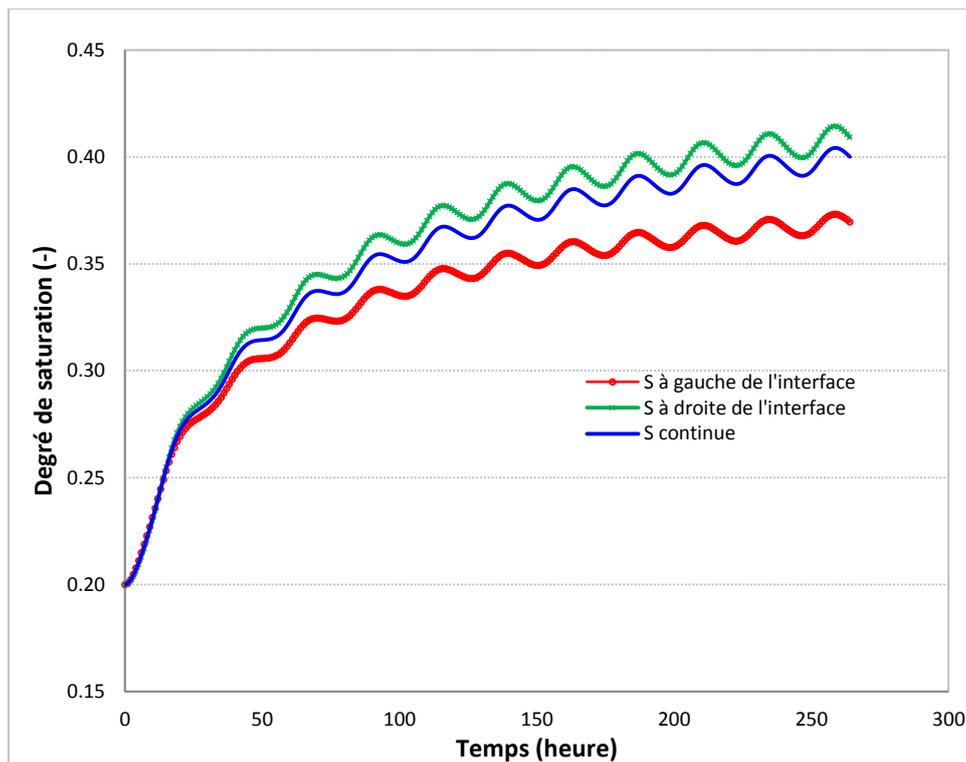


Figure IV.34. Evolution du degré de saturation à l'interface droite de la paroi multicouche (côté intérieur) - configuration3

Cependant, malgré que l'équation de la chaleur comporte les coefficients de transport de la vapeur d'eau, aucune différence significative n'a été remarquée sur les profils de température calculés par les deux modèles (figure IV.35). Cela peut être expliqué par le fait que la variation progressive, lente et faible des conditions aux limites n'a pas d'impact sur

le transfert thermique à l'interface. La figure IV.36 illustre l'évolution de la température de la face intérieure de la paroi multicouche et montre que les valeurs calculées par les deux modèles sont confondues.

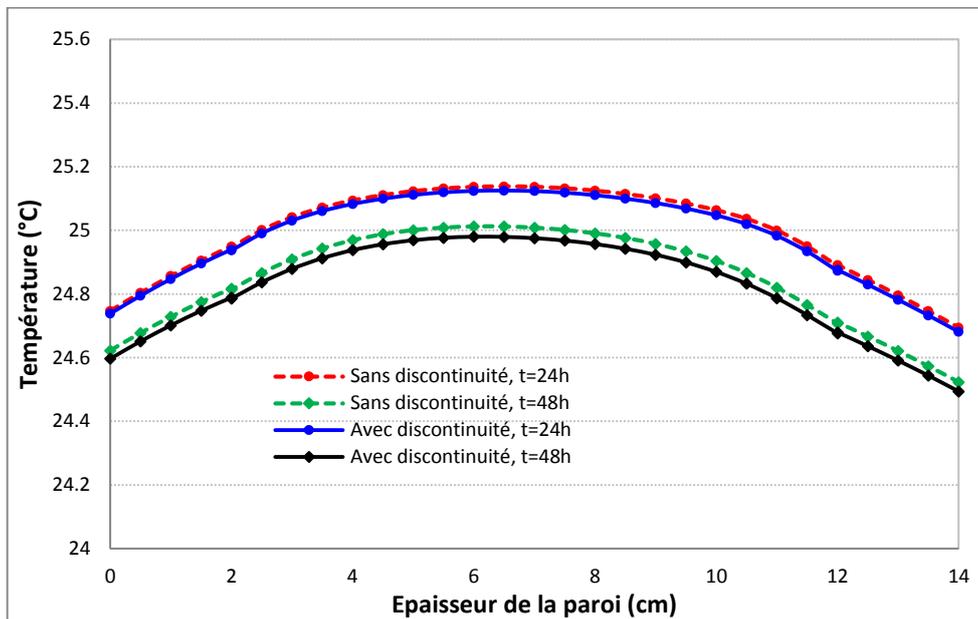


Figure IV.35. Profil de la température de la paroi multicouche (configuration3)

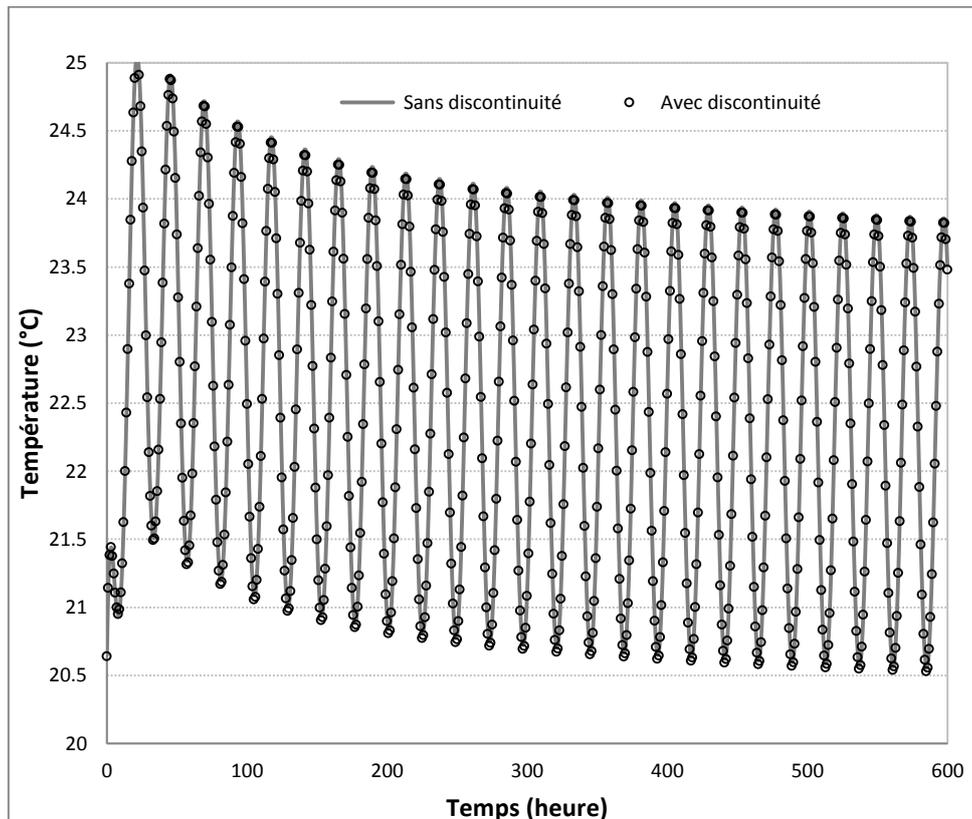


Figure IV.36. Evolution de la température de la face interne de la paroi multicouche-configuration3

La figure IV.37 montre les densités de flux de chaleur sensible et latente sur la face interne de la paroi, pour les deux modèles, pendant les 50 premières heures. Pour cette période, il n'y a pas de différence perceptible, ce qui implique que le profil d'humidité n'a pas joué un rôle important sur le bilan énergétique. Les mêmes observations ont été abordées par Mendes et al. (2005).

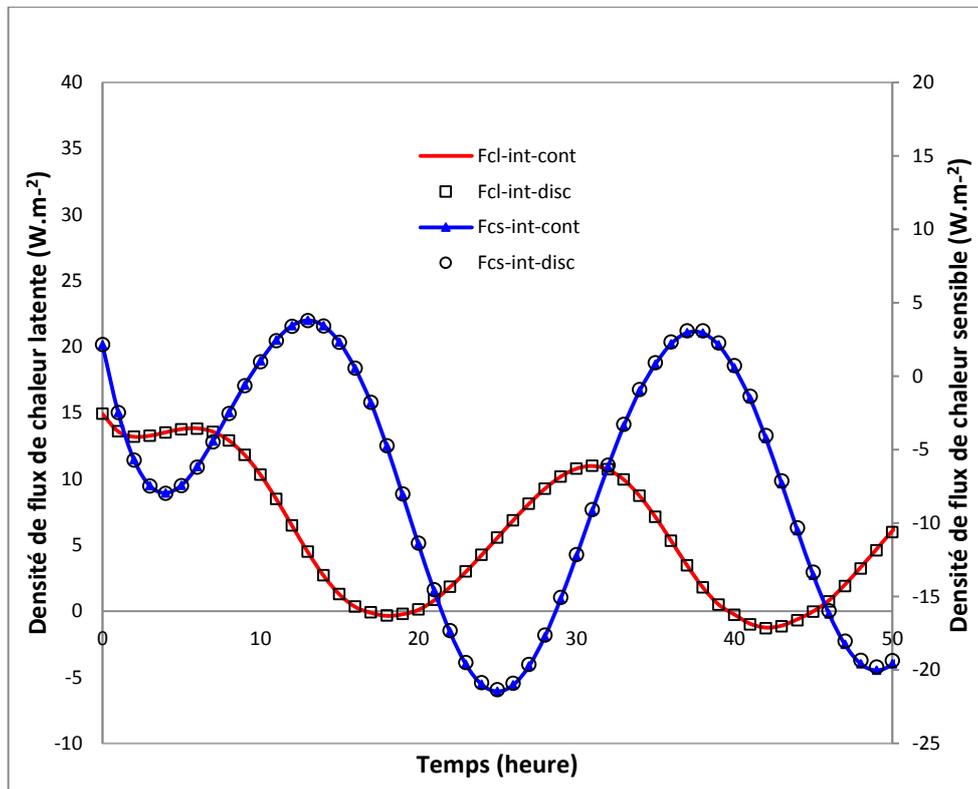


Figure IV.37. Densité de flux de chaleur sur la face interne de la paroi multicouche - configuration 3

IV.2.2. Comparaison de deux types de parois multicouches

Dans ce paragraphe, une comparaison est refaite entre les deux types de parois multicouches décrites dans la section (IV.2.1.2) mais cette fois-ci, elles sont soumises à des conditions aux limites variables en fonction du temps suivant des fonctions sinusoidales de la température et de l'humidité relative de l'air (configuration 3). Les mêmes conclusions sont tirées dans ce cas aussi, c'est-à-dire que le caractère isolant du béton de polystyrène par rapport au béton ordinaire est observé (figures IV.38 et IV.39).

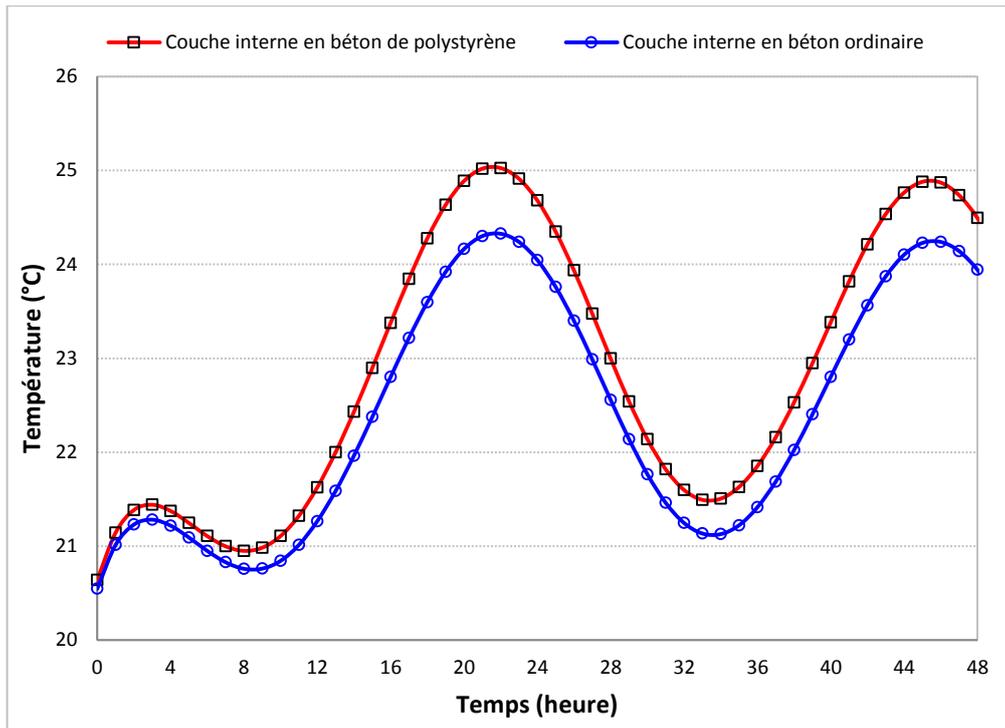


Figure IV.38. Evolution de la température de la face intérieure de deux types de parois multicouches- Configuration3

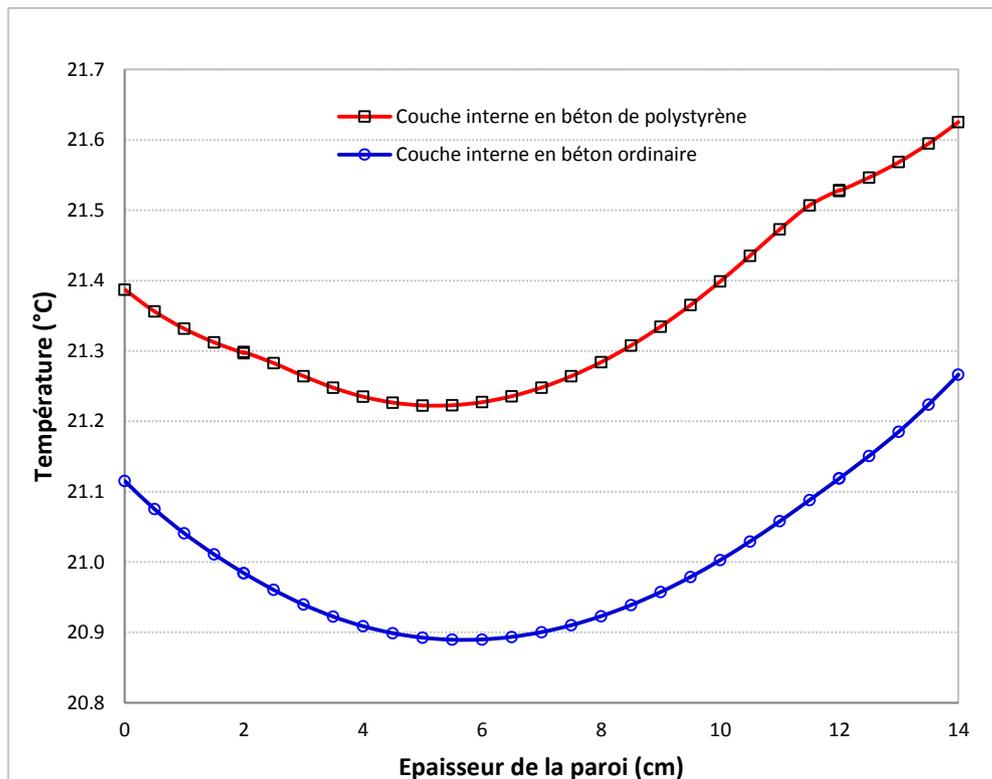


Figure IV.39. Profil de la température de deux types de parois multicouches après 12h - Configuration3

IV.2.3. Sensibilité du modèle vis-à-vis de l'épaisseur des parois

IV.2.3.1. Influence de l'épaisseur de la couche du béton de polystyrène

Afin d'étudier l'influence de l'épaisseur de la couche du béton de polystyrène, des calculs sont effectués sur trois types de parois multicouches composées, toutes les trois, d'une couche interne en béton de polystyrène recouverte, de part et d'autre, d'une couche de mortier de ciment de 2cm d'épaisseur. Le béton de polystyrène ayant une épaisseur de 10cm, 15cm et 20cm, respectivement, pour les trois cas. Les murs, donnant sur l'extérieur, sont soumis aux mêmes conditions aux limites internes et externes telles que décrites en configuration3. L'amplitude des oscillations de la température de la face interne de la paroi est inversement proportionnelle à l'épaisseur de la couche de béton de polystyrène, elle diminue lorsque l'épaisseur augmente (figure IV.40).

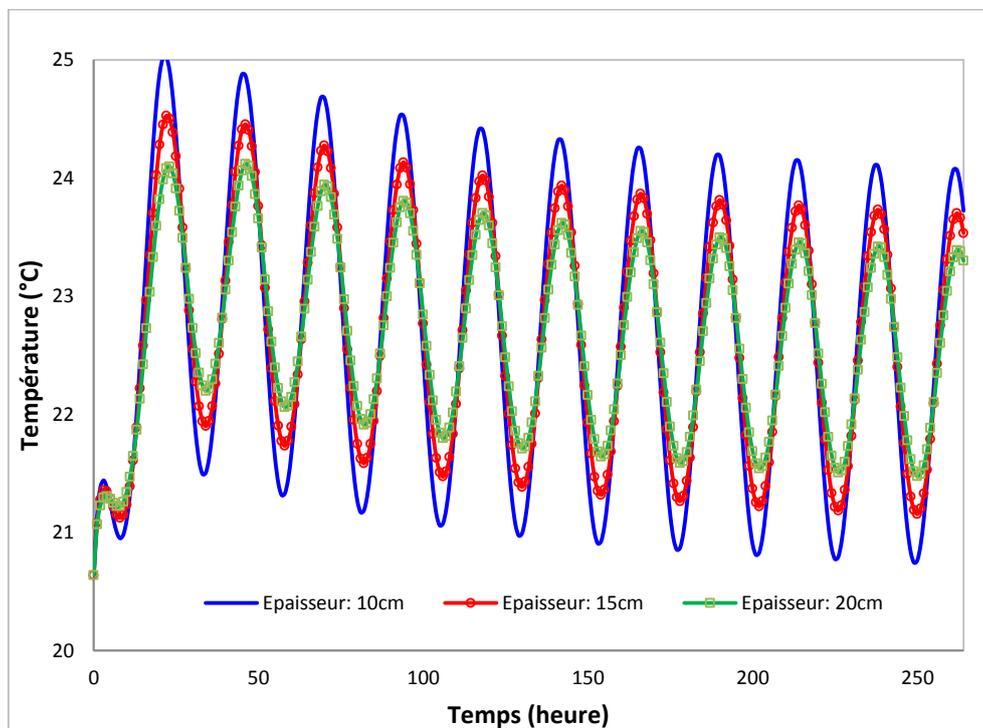


Figure IV.40. Evolution de la température de la face interne pour différentes épaisseurs du béton de polystyrène - Configuration3

IV.2.3.2. Influence de l'épaisseur de la couche d'enduit

Dans cette rubrique, c'est l'épaisseur de la couche d'enduit, composé de mortier de ciment, qui varie de 1cm à 2cm. L'épaisseur de la couche interne de béton de polystyrène reste inchangée. La figure IV.41 montre l'évolution, en fonction du temps, de la température de la face interne dans les deux cas. Dans cette situation, ce n'est pas seulement l'amplitude des oscillations qui change mais aussi, un décalage des courbes est observé surtout durant les 100 premières heures.

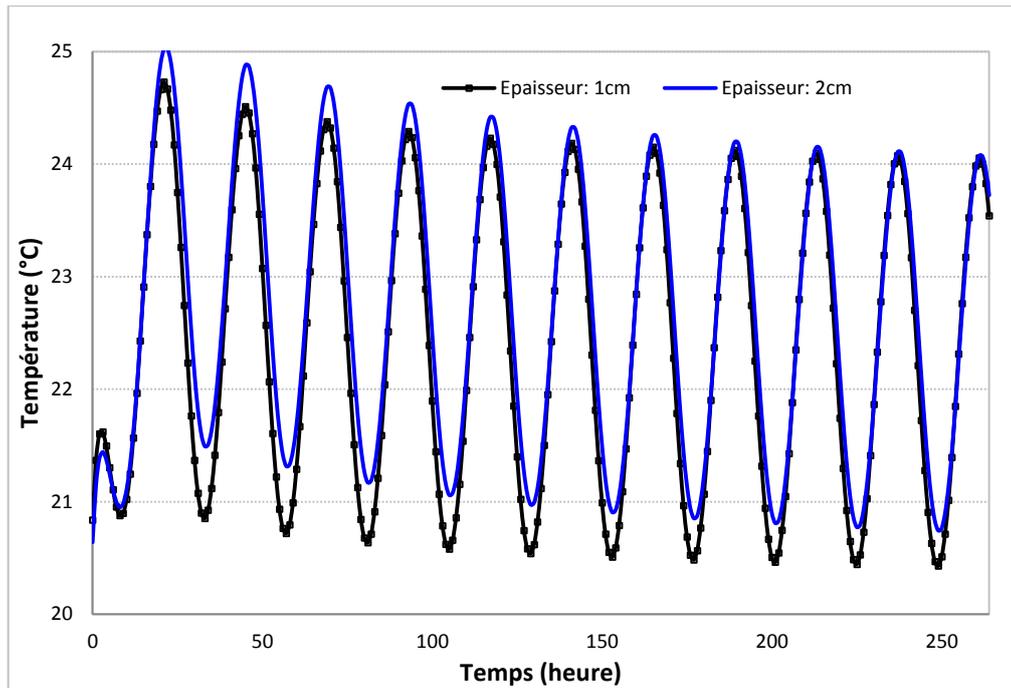


Figure IV.41. Evolution de la température de la face interne pour différentes épaisseurs de la couche d'enduit - Configuration 3

IV.2.4. Etude de la condensation dans la masse

La plupart des matériaux de construction sont hygroscopiques c'est-à-dire qu'ils sont aptes à fixer l'humidité, la condensation capillaire se forme rapidement même pour des humidités relatives faibles, ce qui peut induire des modifications de leurs caractéristiques physiques, notamment mécaniques et thermiques. Il est alors nécessaire de vérifier ce phénomène de condensation afin de limiter la dégradation des matériaux pouvant entraîner d'une part une fragilisation structurelle et d'autre part une variation de leurs propriétés thermo-physiques.

Dans le but de montrer l'aptitude du modèle à prédire les risques de condensation dans la masse des matériaux, un cas de paroi multicouche, composé de béton de polystyrène et de deux couches de mortier de ciment, de part et d'autre, est étudié. La configuration 2, décrite auparavant, est considérée.

La figure IV.42 présente l'évolution, dans le temps, des pressions de vapeur d'eau et des pressions de vapeur saturantes correspondantes aux interfaces de la paroi multicouche. La figure IV.43 montre leurs profils pour deux temps choisis arbitrairement (6h et 48h). Dans les deux cas, la pression de vapeur saturante est supérieure à la pression partielle, ce qui conduit à conclure qu'il n'y a pas risque de condensation dans la masse dans cette situation.

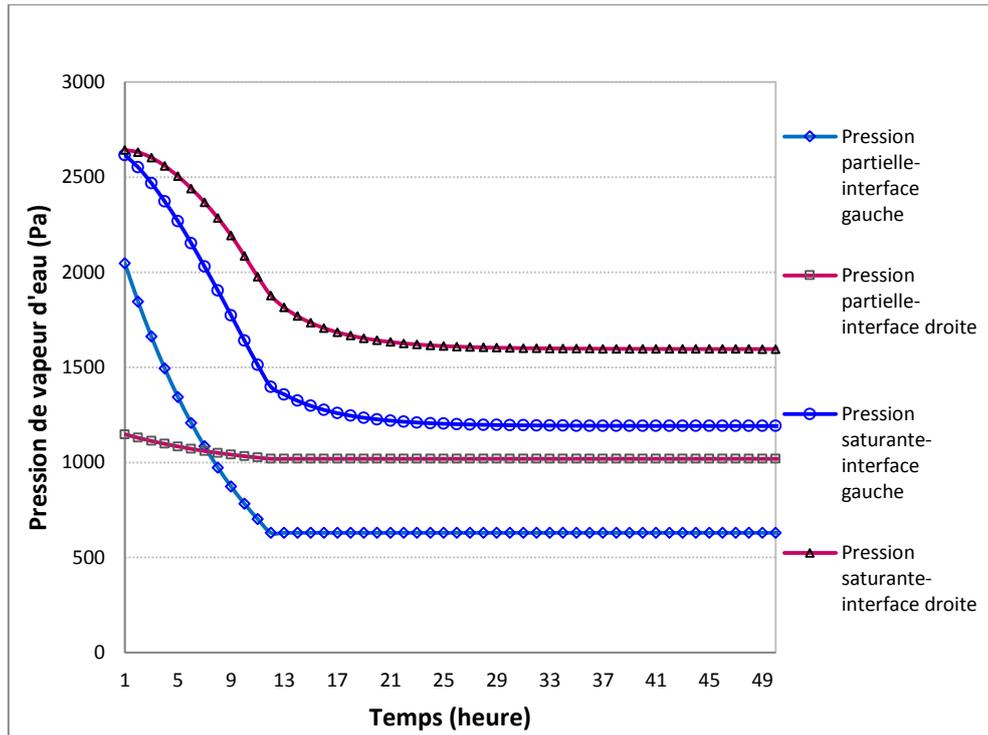


Figure IV.42. Evolution de la pression de vapeur d'eau aux interfaces de la paroi multicouche - Configuration 2 (couche interne en béton de polystyrène)

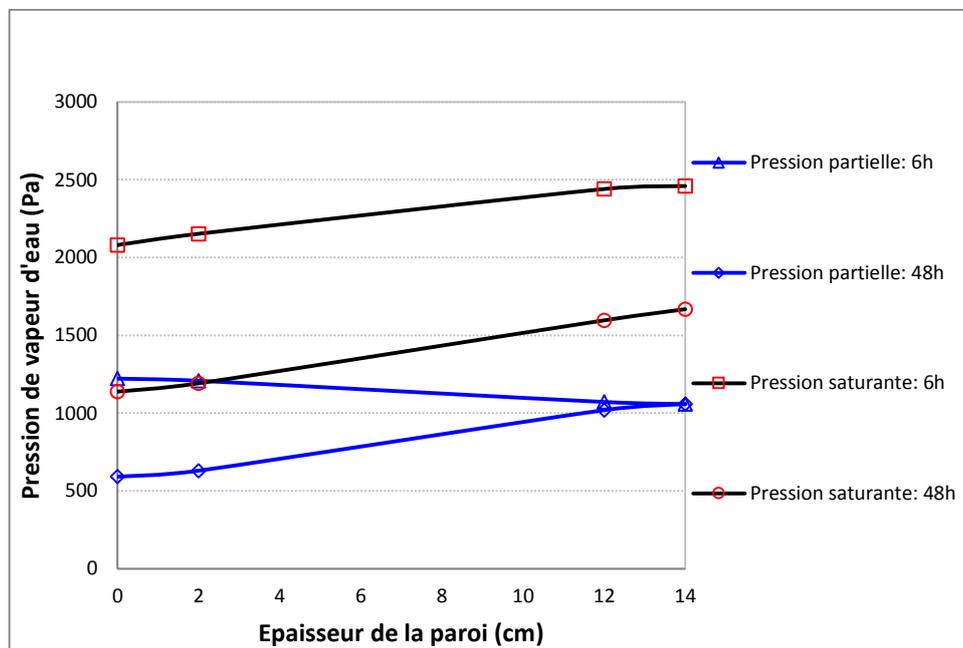


Figure IV.43. Profil de la pression de vapeur d'eau de la paroi multicouche - Configuration 2 (couche interne en béton de polystyrène)

IV.3 Conclusion

Des simulations numériques, des transferts couplés de chaleur et de masse dans des matériaux de construction capillaro-poreux (béton de polystyrène et enduit de ciment), ont été effectuées dans ce chapitre pour différents cas de parois mono et multicouches. Elles ont permis d'observer la réponse des matériaux à des variations des conditions ambiantes intérieures et extérieures (température et humidité de l'air).

Les résultats ont montré l'avantage de l'ajout des billes de polystyrène au béton ordinaire du point de vue déperditions calorifiques et consommation d'énergie.

L'influence de l'humidité de l'air est beaucoup plus importante aux points proches de la surface.

Le coefficient de diffusion de l'eau liquide, sous l'effet d'un gradient de température (D_T), peut être négligé sans commettre de grandes erreurs.

La discontinuité du degré de saturation (ou teneur en eau), à l'interface des matériaux poreux, ne doit pas être ignorée.

Le modèle de simulation adopté permet de prédire le comportement thermo hydrique des parois lors de sollicitations extérieures.

CONCLUSION GENERALE

Le cadre général de ce travail de thèse est l'étude des mécanismes de transfert de chaleur et de masse au sein de parois multicouches de bâtiment constituées de matériaux capillaro-poreux. L'objectif était d'apporter une contribution à l'élaboration et la validation d'un modèle prédictif du comportement thermo-hydrigue de ces matériaux, en particulier le béton chargé de billes de polystyrène qui est peu ou mal connu et qui commence à être utilisé.

L'étude bibliographique sur les milieux poreux a permis de présenter l'ensemble des propriétés nécessaires au développement du modèle. Ensuite, les matériaux étudiés ont été exposés et leur choix a été justifié.

Le travail expérimental comporte quatre parties principales. Dans la première partie, afin d'appréhender le comportement thermo-hydrigue des matériaux étudiés dans ce présent travail, des essais de séchage convectif sont effectués sur des échantillons monocouches en béton de polystyrène et sur un bloc en bicouche composé de béton de polystyrène et de mortier de ciment au jeune âge. L'enregistrement systématique des mesures a permis d'obtenir des évolutions, au cours du temps, de la masse, de la température et des conditions réelles subies par les échantillons. Les courbes fournissent une analyse macroscopique du comportement hydrigue des produits et l'on peut donc visualiser le déroulement du processus de séchage. Ces essais ont montré les différentes phases de séchage de ces matériaux et l'influence des conditions externes.

La deuxième partie a été consacrée à la caractérisation, du point de vue thermique et hydrigue, de ces matériaux fortement hétérogènes. Les résultats ont montré que la masse volumique et la conductivité thermique du béton décroissent avec l'augmentation du pourcentage des billes de polystyrène. Le béton léger obtenu présente, en plus de l'isolation thermique, l'avantage de réduire le poids des bâtiments, ce qui permet de réduire considérablement les dimensions et le poids des fondations et de faire des économies sur les quantités de ciment par rapport au béton ordinaire. En plus, des déchets domestiques et industriels de polystyrène sont récupérés.

Les isothermes de sorption ont été déterminées dans la troisième partie. Les courbes caractéristiques ont montré la macroporosité du béton de polystyrène et son appartenance à la catégorie des matériaux capillaro-poreux hygroscopiques.

Dans la dernière partie, des essais ont été effectués sur des blocs en béton de polystyrène et en mortier de ciment. Les expériences réalisées ont permis d'observer la réponse des matériaux aux sollicitations thermiques et hydriques variables. Les matériaux sont influencés par la variation des paramètres de l'air extérieur. Ils réagissent aux fluctuations de l'humidité de l'air. Cette réaction est d'autant plus rapide quand on s'approche de la surface du matériau.

En parallèle aux études expérimentales, un code de calcul numérique a été développé afin de prédire le comportement thermo-hydrigue des matériaux étudiés vis-à-vis des sollicitations extérieures. Ce code a été fondé sur un modèle représentatif des transferts de chaleur et de masse dans les milieux poreux en partant des équations de conservation de

masse et d'énergie et en s'appuyant sur les travaux de Philip et De Vires. Les lois qui gouvernent ces transferts sont représentées par un système d'équations aux dérivées partielles fortement couplées.

Le modèle adopté est validé par la confrontation de réponses simulées et expérimentales. Il permet d'approcher, avec une précision satisfaisante, les profils réels d'humidité et de température internes.

L'étude a montré l'avantage de l'utilisation du béton de polystyrène par rapport au béton ordinaire du point de vue économie d'énergie dissipée à travers les parois et du point de vue condensation.

Il est possible donc d'améliorer les performances thermiques et d'économiser ainsi l'énergie utilisée, surtout en chauffage et en conditionnement d'air. En plus, on pourra éviter les risques de condensation dans la masse et les effets indésirables qui en découlent.

Pour terminer, différents essais de simulations numériques ont été effectués sur des parois de construction multicouches pour différentes compositions, épaisseurs des couches et conditions aux limites. Leur influence sur le transfert de chaleur et de masse a été étudiée et analysée. Les résultats ont montré aussi la nécessité de prendre en compte, dans le modèle physique, la discontinuité du degré de saturation (ou de la teneur en eau) à l'interface des matériaux.

Les développements possibles de cette étude peuvent concerner :

- ◆ Les mesures expérimentales du coefficient de diffusion massique. On ne dispose dans la littérature que de très peu d'informations concernant ce paramètre.
- ◆ La prise en compte des effets de l'hystérésis.
- ◆ Effectuer des simulations numériques en considérant des températures négatives de l'air.

Bibliographie

AAC - Autoclaved Aerated Concrete. (1978). CEB manual of design and technology, Lancaster England: The Construction Press Ltd., 87 p.

Aamer, M., Bhutta, R. (2010). Effects of polymer cement ratio and accelerated curing on flexural behavior of hardener-free epoxy-modified mortar panels. *Materials and Structures*, Vol. 43, 429-439.

Abahri, K., Belarbi, R., Trabelsi, A. (2011). Contribution to analytical and numerical study of combined heat and moisture transfers in porous building materials. *Building and Environment*, Vol. 46, Issue 7, 1354-1360.

Al Rim, K., Ledhem, A., Queneudec, T'Kint, De Roodenbeke, M. (1996). Etude des paramètres de fabrication d'un béton de bois à matrice argileuse. *Matériaux et Constructions*, Vol.29, 514-518.

Bederina, M., Marmoret, L., Mezreb, K., Khenfer, M., Bali, A., Quéneudec, M. (2007). Effect of the addition of wood shavings on thermal conductivity of sand concretes: Experimental study and modeling. *Construction and Building Materials*, Vol. 21, 662-668.

Belarbi, N., Saighi, M. (2007). Etude des transferts de chaleur et de masse entre une surface d'eau d'un barrage et l'atmosphère. Application aux régions arides et semi arides en Algérie. 18^{ème} Congrès Français de Mécanique, Grenoble 27-31 Août.

Belhamri, A. (1992). Etude des transferts de chaleur et de masse à l'interface d'un milieu poreux au cours du séchage. Thèse de doctorat, Université de Poitiers.

Bellini Da Cunha Neto J. A. (1992). Transport d'humidité en matériaux poreux en présence d'un gradient de température, Caractérisation expérimentale d'un béton cellulaire. Thèse de doctorat, Université Joseph Fourier, Grenoble I.

Benissaad, S., Attia, A., Bouachir, A. (2014). Effets Soret et Dufour sur la convection thermosolutale dans un milieu poreux. Congrès Français de Thermique, Lyon 3-6 Juin.

Bennet, J.C. (1981). Contribution à l'étude thermodynamique des milieux poreux non saturés avec changement de phase. Thèse d'Etat, Académie de Montpellier.

Billard, Y. (2003). Contribution à l'étude des transferts de fluides au sein d'une paroi en béton. Thèse de Doctorat, Ecole doctorale des sciences pour l'ingénieur de Lyon.

Biswal, B., Oren, P.E., Held R.J., Bakke, S., Hilfer, R. (2009). Modeling of multiscale porous media. *Image Analysis and Stereology*, Vol. 28, 23-34.

Boivin, A. (2003). Disponibilité spatio-temporelle et transfert des pesticides dans le sol. Thèse de doctorat, Institut National Polytechnique de Lorraine.

Bories, S. (1982). Transferts de chaleur et de masse dans les matériaux, analyse critique

des différents modèles mathématiques utilisés. L'Humidité dans le Bâtiment, séminaire de l'UNESCO, France, 13-32.

Bouguerra, A., Ledhem, A., De Barquin, F., Dheilly, R.M., Queneudec, M. (1998). Effect of the microstructure on the mechanical and thermal properties of lightweight concrete prepared from clay, cement and wood aggregates. *Cement and Concrete Research*, Vol.28, 1179-1190.

Bouras, R., Kaci, A., Chaouche, M. (2012). Influence of viscosity modifying admixtures on the rheological behavior of cement and mortar pastes. *Korea-Australia Rheology Journal*, Vol. 24, Issue 1, 35-44.

Boutin, C. (1996). Conductivité thermique du béton cellulaire autoclavé : modélisation par méthode autocohérente. *Matériaux et Constructions*, Vol.29, 609-615.

Cerezo, V. (2005). Propriétés mécaniques, thermiques et acoustiques d'un matériau à base de particules végétales : approche expérimentale et modélisation théorique. Thèse de Doctorat, INSA Lyon, France.

Chafi, N. (2005). Matrice cimentaire renforcée de fibres. Mémoire de magistère, Constantine.

Chen, Z.Q., Shi, M.H. (2005). Study of heat and moisture migration properties in porous building materials. *Applied Thermal Engineering*, Vol. 25, 61-71.

Chikhi, A., Belhamri, A., Glouannec, P., Magueresse, A. (2016a). Experimental study and modeling of polystyrene concrete and cement mortar. Application to a multilayered wall. *Journal of Building Engineering*, Vol. 7, 183-193. Elsevier.

Chikhi, A., Belhamri, A., Glouannec, P., Magueresse, A. (2016b). Hygro-thermal behaviour of porous building material subjected to different external temperature and humidity conditions. *Journal of Engineering Science Technology (JESTEC)*, Vol. 11, Issue N° 4, 458-475.

Chikhi, A., Belhamri, A., Glouannec, P., Magueresse, A. (2014). Experimental study and modeling of coupled heat and moisture transfers in cement mortar. *International Journal of Engineering and Applied Sciences (IJEAS)*, Vol. 6, Issue I, 14-27.

Chikhi, A., Belhamri, A., Rebahi, K. (2011). Effets de l'humidité sur les propriétés thermiques de bétons chargés. 2^{ème} Congrès International sur la Technologie et la Durabilité du Béton (CITEDUB 2), 27-29 Novembre, Alger.

Colinart, T., Lelievre, D., Glouannec, P. (2016). Experimental and numerical analysis of the transient hygrothermal behavior of multilayered hemp concrete wall. *Energy and Buildings*, Vol. 112, 1-11.

Collet, F. (2004). Caractérisation hydrique et thermique de matériaux de génie civil à faibles impacts environnementaux. Thèse de Doctorat, INSA de Rennes, Rennes, France.

Couasnet, Y. (1989). Transfert de vapeur d'eau en régime permanent et non stationnaire dans les matériaux poreux hygroscopiques, document CSTB.

Crank, J. (1975). The mathematics of diffusion. Clarendon Press Oxford, 2nd edition.

Crausse, P. (1983). Etude fondamentale des transferts couplés de chaleur et d'humidité en milieu poreux non saturé. Thèse de doctorat d'état, Institut National Polytechnique de Toulouse, N° d'ordre 67.

Crausse, P., Laurent, J.P., Perrin, B. (1996). Influence des phénomènes d'hystérésis sur les propriétés hydriques de matériaux poreux. Revue Générale de Thermique, Elsevier, Vol. 35, 95-106.

Cudeville, A. (2011). Recycler le béton. Pour la Science, N° 408.

Da Chen. (2005). Modélisation du comportement hydromécanique d'un mortier sous compression et dessiccation. Thèse de doctorat, Université de Lille, France.

Daian, J.F. (1986). Processus de condensation et de transfert d'eau dans un matériau méso et macroporeux. Etude expérimentale du mortier de ciment. Thèse d'Etat, INPG.

Daian, J.F. (2012). Equilibre et transferts en milieux poreux.

Dal Pont, S. (2004). Lien entre la perméabilité et l'endommagement dans les bétons à haute température. Thèse de doctorat, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, France.

De Brito, J., Ferreira, J., Pacheco, J., Soares, D., Guerreiro, M. (2016). Structural, material, mechanical and durability properties and behaviour of recycled aggregates concrete. Journal of Building Engineering. Vol. 6, 1–16.

De Freitas, V.P., Abrantes, V., Crausse, P. (1996). Moisture Migration in Building Walls-Analysis of the Interface Phenomena. Building and environment, Pergamon, Vol. 31, N°2.

Elbakkouri, A. (2004). Caractérisation hygroscopique, thermophysique et mécanique des matériaux allégés : cas du béton allégés avec du liège ou avec des grignons d'olive. Thèse de doctorat, Tetouan, Maroc.

Francy, O. (1998). Modélisation de la pénétration des ions chlore dans les mortiers partiellement saturés en eau. Thèse de Doctorat, INSA-UPS Toulouse.

Fraunhofer (1991). Catalogue of material properties. Rep. Annex XIV, Volume 3: Condensation and Energy. International Energy Agency. Energy Conservation in Building and Community Systems.

Geraud, Y. (2000). A quoi correspond l'unité de mesure Darcy, CNRS, Université Louis Pasteur Strasbourg.

Giat, M., Grouhel, M.C. (1988). Problèmes de séchage en milieux poreux – Application à un toit de tuiles de terre cuite. Revue Générale de Thermique, N° 324.

Glaser, H. (1959). Grafisches vehren zur untersuchung von diffusion-vorgängen. Kaptechnik, Vol.11, 345-355.

Glouannec, P., Collet, F., Lanos, C., Mounanga, P., Pierre, T., Poullain, P., Pretot, S., Chamoin, J. (2011). Propriétés physiques de bétons de chanvre. Matériaux & Techniques 99, EDP Sciences, 657–665.

Goual, M.S., Bali, A., Queneudec, M., T’kint. (2002). Influence de la température et de la teneur en humidité sur la conductivité thermique des bétons argileux cellulaires. A.J.O.T, International Publication, Série A, Vol.15, N° 1.

Guillevic, P. (1999). Modélisation des bilans radiatif et énergétique des couverts végétaux. Thèse de Doctorat, Centre d’Etudes Spatiales de la BIOSphère (CESBIO), Toulouse, France.

Hagentoft, C.E., Kalagasidis, A.S., Adl-Zarrabi, B., Roels, S., Carmeliet, J., Hens, H., ‘et al’. (2004). Assessment method of numerical prediction models for combined heat, air and moisture transfer in building components: benchmarks for one-dimensional cases. Journal of Thermal and Environment Building Sciences, Vol. 27, Issue 4, 327–352.

Hamaker, J.W., Thompson, J.M. (1972b). Adsorption. Hamaker, J.W., ed. Marcel Dekker, New York.

Hamami, A.E.A. (2009). Vers une prédiction de la perméabilité au gaz à partir de la composition des matériaux cimentaires. Thèse de doctorat, Université de La Rochelle.

Haupt P, Grunewald J, Fechner H, Stopp H. (1997). Coupled heat air and moisture transfer in building structures. International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 40, Issue 7, 1633–1642.

Hong Vu, T. (2006). Influence of Pore Size Distribution on drying behaviour of porous media by a continuous model. Thèse de doctorat, Université de Magdeburg.

Jaffel, H. (2006). Caractérisation multi-échelles de matériaux poreux en évolution : cas du plâtre. Thèse de doctorat, Ecole polytechnique X, France.

Jang, H.S., So, S.Y. (2015). The properties of cement-based mortar using different particle size of grinding waste insulator powder. Journal of Building Engineering, Vol. 3, 48-57.

Jannot, Y. (2003). Isothermes de sorption – Modèles et détermination.

Jannot, Y. (2008). Isothermes de sorption : modèles et détermination.

Kim, K.H., Jeon, S.E., Kim, J.K., Yang, S. (2003). An experimental study on thermal conductivity of concrete. Cement Concrete Research, Vol.33, 363-371.

Klinkenberg, L. J. (1941). The permeability of porous media to liquid and gases. American Petroleum Institute, Drilling and production practice, 200-213.

Krisher, O., Mahler, K. (1959). Ueber die Bestimmung des Diffusion swinderstandes un der Kapillaren Flussigkeits leitzahl aus stationaren and instationaren. Vorgangen, V.D.I. Forschungshof, 473.

Kunzel, H.M., Kiessl, K. (1997). Calculation of heat and moisture transfer in exposed building components. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 40, Issue 1, 159–167.

Laghcha, A. (2006). Contribution à l'étude des transferts gazeux et liquide au sein des parois en béton endommagées sous sollicitation thermo hydrique. Thèse de Doctorat, Ecole doctorale des sciences pour l'ingénieur de Lyon.

Larbi, S., Belhaneche, H., Mitiche, E.H. (1996). Eléments d'analyse d'un mécanisme de diffusion de vapeur d'eau en milieux poreux. Vol. I, *Energétique*, 5^{ème} Séminaire national de mécanique- INGM- Boumerdes.

Lecharpentier, D., (2002). Optimisation d'un procédé de séchage. Problématique liée au transfert de masse et de chaleur lors d'utilisation de technologie rayonnantes micro-onde et infrarouge. Thèse de doctorat, Université de Nantes.

Lelievre, D., Colinart, T., Glouannec, P. (2014). Hygrothermal behavior of bio-based building materials including hysteresis effects: experimental and numerical analyses. *Energy and Buildings*, Vol. 84, 617-627.

Lienhard IV, J.H., Lienhard V, J.H. (2005). *A Heat Transfer Textbook*, 3rd Edition.

Luikov, A.V. (1966). *Heat and mass transfer in capillary porous bodies*, Pergamon Press.

Malvault, G., (2013). Détermination expérimentale de la distribution de taille de pores d'un milieu poreux par l'injection d'un fluide à seuil ou par analyse fréquentielle. Thèse de doctorat, Ecole nationale supérieure d'arts et métiers (ENSAM), Paris.

Mayer, G., Jacobs, F., Wittmann, F.H. (1992). Experimental determination and numerical simulation of the permeability of cimentitious materials. *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 138, 171-177.

Mendes, N., Philippi, P.C. (2005). A method for predicting heat and moisture transfer through multilayered walls based on temperature and moisture content gradients. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 48, 37-53.

Merakeb, S., Dubois, F., Petit, C. (2009). Modélisation des hystérésis de sorption dans les matériaux hygroscopiques. *Comptes Rendus Mécanique*, Vol. 337, 34-39.

Mermoud, A. (2006). Propriétés de base du sol et de la phase liquide. Ecole polytechnique fédérale de Lausanne.

Miled, K., Sab, K., Le Roy, R. (2005). Effet d'échelle dans le béton léger de polystyrène expansé. *Colloque Microstructure et Propriétés des matériaux*, ENPC, 189-194.

Monlouis-Bonnaire, J.P., Verdier, J., Perrin, B. (2004). Prediction of the relative permeability to gas flow of cement-based materials, *Cement and concrete research*, Pergamon, Vol. 34, 737-744.

Mualem, Y. (1984). A modified dependent-domain theory of hysteresis. *Soil Science* 137, 283-291.

Nematchoua, M.K., Tchinda, R., Orosa, J.A., Andreasi, W.A. (2015). Effect of wall construction materials over indoor air quality in humid and hot climate. *Journal of Building Engineering*, Vol. 3, 16–23.

Patankar, S.V. (1980). *Numerical Heat Transfer and Fluid Flow*, Chapter four: Heat Conduction. Hemisphere Publishing Corporation, 41-77.

Pedersen, C.R. (1990). *Combined Heat and Mass Transfer in Building Constructions*. Ph.D. Thesis, Technical University of Denmark.

Philip, J.R., De-Vries, D.A. (1957). Moisture Movement in porous materials under temperature gradient. *Transactions - American Geophysical Union*, Vol. 38, N°2, 222-232.

Piaia, J.C.Z., Cheriaf, M., Rocha, J.C., Mustelier, N.L. (2013). Measurements of water penetration and leakage in masonry wall: Experimental results and numerical simulation. *Building and Environment*, Vol. 61, 18-26.

Picandet, V. (2001). Influence d'un endommagement mécanique sur la perméabilité et sur la diffusivité hydrique des bétons. Thèse de Doctorat, Ecole doctorale de mécanique, thermique, et génie civil de Nantes.

Pinot, P. (2015). Détermination de la porosité de roches calcaires : méthode et incertitude de mesure. *Revue française de métrologie*, Vol. 37, Issue 1, 37-53.

Rebahi, K. (2005). Caractérisation des transferts de chaleur dans les matériaux de construction. Mise en marche d'un banc expérimental. Mémoire de magister, Département de Génie Climatique, Université de Constantine.

Rossignolo, J., Agnesini, M., Morais, J. (2003). Properties of high-performance LWAC for precast structures with Brazilian lightweight concrete. *Cement and Concrete Composite*, Vol.25, 77-82.

Salagnac, P., Glouannec, P., Lecharpentier, D. (2004). Numerical modeling of heat and mass transfer in porous medium during combined hot air, infrared and microwaves drying. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 47, 4479–4489.

Schink, M. (2003). Compatibilité élastique, comportement mécanique et optimisation des bétons de granulats légers. Thèse de Doctorat, Université Laval, Quebec, Canada.

Sleiman, H. (2008). Etude du transport des chlorures dans les matériaux cimentaires non saturés : Validation expérimentale sur bétons en situation de marnage. Thèse de doctorat, Université de La Rochelle.

Sotehi, N. (2010). Caractéristiques thermiques de parois des bâtiments et amélioration de l'isolation. Thèse de Doctorat, Université Mentouri, Constantine, Algérie.

Talukdar, P., Olutmayin, S.O., Osanyintola, O.F., Simonson, C.J. (2007). An experimental data set for benchmarking 1-D, transient heat and moisture transfer models of hygroscopic building materials. Part I: Experimental facility and material property data. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 50, 4527–4539.

Tamba, S., Jauberthie, R., Lanos, C., Rendell, F. (2001). Lightweight wood fiber concrete, *Concrete Science and Engineering*. Vol.3, 53-57.

Thai-Hoa Vu. (2009). Caractérisation de la phase solide et transferts de gaz dans les milieux poreux instaurés. Etude expérimentale et modélisation appliquées à la diffusion de l'hydrogène dans les matériaux cimentaires. Thèse de doctorat, Université de Toulouse.

Vasseur, J. (2008). Séchage : principes et calcul d'appareils de Séchage convectif par air chaud (partie1), [J2 451], INSA de Lyon.

Wade, J.B., Martin, G.P., Long, D.F. (2013). An assessment of powder pycnometry as a means of determining granule porosity. *Pharmaceutical Development Technology*, PMID: 24279883.

Wang, F., Liu, Z., Hu, S. (2010). Early age volume change of cement asphalt mortar in the presence of aluminum powder. *Materials and Structures*, Vol. 43, 493-48.

Wang, F., Liu, Z., Wang, T., Hu, S. (2008). A novel method to evaluate the setting process of cement and asphalt emulsion in CA mortar. *Materials and Structures*, Vol. 41, 643-67.

Wang, R., Zhang, T., Wang P. (2012). Waste printed circuit boards nonmetallic powder as admixture in cement mortar. *Materials and Structures*, Vol. 45, 1439-1445.

Whitaker, S. (1977). Simultaneous heat, mass and momentum transfer in porous media – A theory of drying in porous media. *Advances in Heat Transfer*, Vol. 13, 119-200.

Wyrwal, J., Marynowicz, A. (2002). Vapour condensation and moisture accumulation in porous building wall. *Building and Environment*, Vol. 37, Issue 3, 313-318.

Xu, S., Zhu, Y. (2009). Experimental determination of fracture parameters for crack propagation in hardening cement paste and mortar. *International Journal Fracture*, Vol. 157, 33-43.

Yamura, K., Yamauchi, M. (1982). Use of polystyrene pieces for aggregate of concrete. Proc. Annual conf. of Chugoku-Shikoku Branch of JSCE, Japan 295- 29.

Annexe : Discrétisation des équations de transferts de masse et de chaleur

La résolution du système d'équations de chaleur et de diffusion revient à déterminer l'évolution des champs de températures et de degrés de saturation (teneurs en eau) sur un intervalle de temps $I = [0, t_{fin}]$ et un domaine de l'espace $D = [0, e]$ en connaissant : les conditions initiales, les conditions aux limites et les propriétés physiques du matériau.

La discrétisation est effectuée par la méthode des volumes finis (Patankar, 1980). Cette méthode permet de discrétiser les équations aux dérivées partielles en divisant le domaine physique en un ensemble de volumes élémentaires appelés volumes finis. Ces derniers doivent satisfaire certaines conditions :

- La somme de ces volumes de contrôle doit couvrir le domaine de calcul dans sa totalité.
- Le flux à travers une face commune à deux volumes de contrôle doit être évalué par une même expression dans les équations de discrétisation pour assurer la continuité.

D'après cette dernière condition, nous retrouvons le caractère conservatif des équations de transfert.

Le maillage est constitué d'un réseau de point autour desquels sont définis des volumes de contrôle. Chaque volume est caractérisé par son nœud P et ses petites faces Est et Ouest désignées respectivement e , w comme illustré sur la figure A.1 dans le cas d'échanges mono dimensionnels.

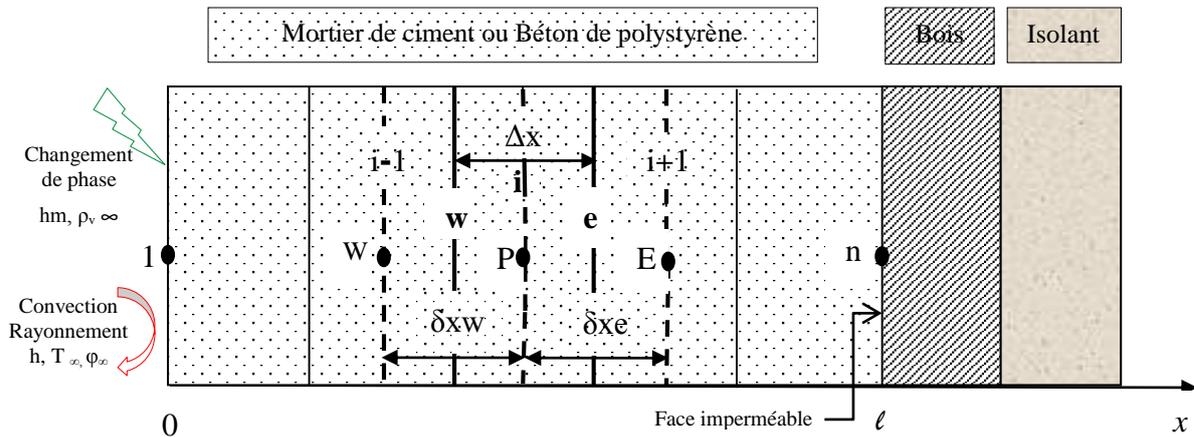


Figure A.1. Maillage et représentation du volume de contrôle - Schématisation des conditions aux limites (cas expérimental)

Les variables scalaires telles que la température et le degré de saturation sont localisées au centre du volume de contrôle typique. Les équations différentielles sont intégrées sur chaque volume de contrôle suivant un pas d'espace Δx . Les distances $(\delta x)_e$ et $(\delta x)_w$ ne sont

pas nécessairement égales. Le maillage structuré retenu, dans cette étude, est un maillage régulier.

A l'interface de deux nœuds successifs, et afin d'assurer la continuité du flux de chaleur et de masse, toutes les propriétés physiques et hydriques sont approximées par une moyenne.

La discrétisation complète des équations de chaleur et de masse est développée ci-dessous.

A.1. Equation de la chaleur

Dans le cas d'un transfert monodimensionnel, l'équation de la chaleur définie au chapitre II s'écrit :

$$\rho_0 c^* \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda^* \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \rho_l L_v \frac{\partial}{\partial x} \left(D_{Tv} \frac{\partial T}{\partial x} + \varepsilon D_{\theta v} \frac{\partial S}{\partial x} \right) \quad (\text{A.1})$$

La discrétisation de cette équation entre les interfaces $i-1/2$ et $i+1/2$ s'effectue en considérant L_v et $\rho_0 c^*$ constants sur le volume i (figure A.1) et conduit à l'expression :

$$\int_w^e \int_t^{t+\Delta t} \rho_0 c^* \frac{\partial T}{\partial t} dt \cdot dx = \int_t^{t+\Delta t} \int_w^e \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda^* \frac{\partial T}{\partial x} \right) dx \cdot dt + \int_t^{t+\Delta t} \int_w^e \rho_l L_v \frac{\partial}{\partial x} \left(D_{Tv} \frac{\partial T}{\partial x} \right) dx \cdot dt + \int_t^{t+\Delta t} \int_w^e \varepsilon \rho_l L_v \frac{\partial}{\partial x} \left(D_{\theta v} \frac{\partial S}{\partial x} \right) dx \cdot dt \quad (\text{A.2})$$

L'intégration du terme à gauche donne :

$$\bullet \int_w^e \int_t^{t+\Delta t} \rho_0 c^* \frac{\partial T}{\partial t} dt \cdot dx = \rho_0 c^* \int_w^e (T_p - T_p^0) dx = \rho_0 c^* \Delta x (T_p - T_p^0) \quad (\text{A.3})$$

L'intégration du premier terme à droite donne :

$$\bullet \int_t^{t+\Delta t} \int_w^e \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda^* \frac{\partial T}{\partial x} \right) dx \cdot dt = \int_t^{t+\Delta t} \left[\frac{\lambda_E^* (T_E - T_P)}{\delta x_e} - \frac{\lambda_W^* (T_P - T_W)}{\delta x_w} \right] dt \quad (\text{A.4})$$

$$\text{Or : } \int_t^{t+\Delta t} T_p dt = [f T_p^1 + (1-f) T_p^0] \Delta t \quad (\text{A.5})$$

f est un facteur qui dépend du schéma de calcul. Dans ce travail, un schéma de type implicite est considéré ($f=1$). L'utilisation de ce schéma implicite en temps permet de s'assurer de la stabilité de la solution. Ce schéma est bien adapté pour les problèmes transitoires impliquant de grandes valeurs de temps et il est caractérisé par sa stabilité et sa convergence (Patankar, 1980).

$$\text{D'où : } \int_t^{t+\Delta t} \int_w^e \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda^* \frac{\partial T}{\partial x} \right) dx \cdot dt = \left[\frac{\lambda_E^* (T_E - T_P)}{\delta x_e} - \frac{\lambda_W^* (T_P - T_W)}{\delta x_w} \right] \Delta t \quad (\text{A.6})$$

De même pour les deux derniers termes :

- $\int_t^{t+\Delta t} \int_w^e \rho_l L_v \frac{\partial}{\partial x} \left(D_{Tv} \frac{\partial T}{\partial x} \right) dx. dt = \left[\frac{\rho_{lE} L_{vE} D_{TvE} (T_E - T_P)}{\delta x_e} - \frac{\rho_{lW} L_{vW} D_{TvW} (T_P - T_W)}{\delta x_w} \right] \Delta t$ (A.7)

- $\int_t^{t+\Delta t} \int_w^e \varepsilon \rho_l L_v \frac{\partial}{\partial x} \left(D_{\theta v} \frac{\partial S}{\partial x} \right) dx. dt = \left[\frac{\rho_{lE} L_{vE} D_{\theta vE} (S_E - S_P)}{\delta x_e} - \frac{\rho_{lW} L_{vW} D_{\theta vW} (S_P - S_W)}{\delta x_w} \right] \varepsilon \Delta t$ (A.8)

Donc :
$$\frac{\rho_0 c^* \Delta x (T_P - T_P^0)}{\Delta t} = \frac{\lambda_E^* (T_E - T_P)}{\delta x_e} - \frac{\lambda_W^* (T_P - T_W)}{\delta x_w} + \frac{\rho_{lE} L_{vE} D_{TvE} (T_E - T_P)}{\delta x_e} - \frac{\rho_{lW} L_{vW} D_{TvW} (T_P - T_W)}{\delta x_w} + \frac{\varepsilon \rho_{lE} L_{vE} D_{\theta vE} (S_E - S_P)}{\delta x_e} - \frac{\varepsilon \rho_{lW} L_{vW} D_{\theta vW} (S_P - S_W)}{\delta x_w}$$
 (A.9)

Après arrangement de cette dernière équation, on obtient :

$$\begin{aligned} & \left(\rho_0 c^* \frac{\Delta x}{\Delta t} + \frac{\lambda_E^*}{\delta x_e} + \frac{\lambda_W^*}{\delta x_w} + \rho_{lE} L_{vE} \frac{D_{TvE}}{\delta x_e} + \rho_{lW} L_{vW} \frac{D_{TvW}}{\delta x_w} \right) T_P \\ & = \left(\frac{\lambda_E^*}{\delta x_e} + \rho_{lE} L_{vE} \frac{D_{TvE}}{\delta x_e} \right) T_E + \left(\frac{\lambda_W^*}{\delta x_w} + \rho_{lW} L_{vW} \frac{D_{TvW}}{\delta x_w} \right) T_W + \rho_0 c^* \frac{\Delta x}{\Delta t} T_P^0 \\ & + \varepsilon \rho_{lE} L_{vE} \frac{D_{\theta vE}}{\delta x_e} S_E + \varepsilon \rho_{lW} L_{vW} \frac{D_{\theta vW}}{\delta x_w} S_W \\ & - \varepsilon \left(\rho_{lE} L_{vE} \frac{D_{\theta vE}}{\delta x_e} + \rho_{lW} L_{vW} \frac{D_{\theta vW}}{\delta x_w} \right) S_P \end{aligned}$$
 (A.10)

L'expression précédente est sous la forme :

$$\mathbf{A}_T \mathbf{T}_P = \mathbf{B}_T \mathbf{T}_E + \mathbf{C}_T \mathbf{T}_W + \mathbf{Y}_T$$
 (A.11)

Avec :

- $A_T = \rho_0 c^* \frac{\Delta x}{\Delta t} + \frac{\lambda_E^*}{\delta x_e} + \frac{\lambda_W^*}{\delta x_w} + \rho_{lE} L_{vE} \frac{D_{TvE}}{\delta x_e} + \rho_{lW} L_{vW} \frac{D_{TvW}}{\delta x_w}$ (A.12)

- $B_T = \frac{\lambda_E^*}{\delta x_e} + \rho_{lE} L_{vE} \frac{D_{TvE}}{\delta x_e}$ (A.13)

- $C_T = \frac{\lambda_W^*}{\delta x_w} + \rho_{lW} L_{vW} \frac{D_{TvW}}{\delta x_w}$ (A.14)

- $Y_T = \rho_0 c^* \frac{\Delta x}{\Delta t} T_P^0 + \varepsilon \rho_{lE} L_{vE} \frac{D_{\theta vE}}{\delta x_e} S_E - \varepsilon \left(\rho_{lE} L_{vE} \frac{D_{\theta vE}}{\delta x_e} + \rho_{lW} L_{vW} \frac{D_{\theta vW}}{\delta x_w} \right) S_P + \varepsilon \rho_{lW} L_{vW} \frac{D_{\theta vW}}{\delta x_w} S_W$ (A.15)

A.2. Equation de transfert de masse

De même, la discrétisation de l'équation de transfert de masse (II.40) entre les interfaces $i-1/2$ et $i+1/2$ conduit à l'expression :

$$\varepsilon \frac{\partial S}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left[\varepsilon (D_{\theta l} + D_{\theta v}) \frac{\partial S}{\partial x} + (D_{Tl} + D_{Tv}) \frac{\partial T}{\partial x} \right]$$
 (A.16)

$$\varepsilon \frac{\partial S}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left[\varepsilon D_{\theta} \frac{\partial S}{\partial x} + D_T \frac{\partial T}{\partial x} \right]$$
 (A.17)

$$\int_w^e \int_t^{t+\Delta t} \varepsilon \frac{\partial S}{\partial t} dt. dx = \int_t^{t+\Delta t} \int_w^e \varepsilon \frac{\partial}{\partial x} \left(D_{\theta} \frac{\partial S}{\partial x} \right) dx. dt + \int_t^{t+\Delta t} \int_w^e \frac{\partial}{\partial x} \left(D_T \frac{\partial T}{\partial x} \right) dx. dt$$
 (A.18)

$$\int_w^e \int_t^{t+\Delta t} \varepsilon \frac{\partial S}{\partial t} dt. dx = \int_w^e \varepsilon (S_P - S_P^0) dx = \varepsilon (S_P - S_P^0) \Delta x$$
 (A.19)

- $\int_t^{t+\Delta t} \int_w^e \varepsilon \frac{\partial}{\partial x} \left(D_{\theta} \frac{\partial S}{\partial x} \right) dx. dt = \int_t^{t+\Delta t} \varepsilon \left[\frac{D_{\theta E} (S_E - S_P)}{\delta x_e} - \frac{D_{\theta W} (S_P - S_W)}{\delta x_w} \right] dt = \varepsilon \left[\frac{D_{\theta E} (S_E - S_P)}{\delta x_e} - \frac{D_{\theta W} (S_P - S_W)}{\delta x_w} \right] \Delta t$ (A.20)

- $\int_t^{t+\Delta t} \int_w^e \frac{\partial}{\partial x} \left(D_T \frac{\partial T}{\partial x} \right) dx \cdot dt = \left[\frac{D_{TE}(T_E - T_P)}{\delta x_e} - \frac{D_{TW}(T_P - T_W)}{\delta x_w} \right] \Delta t$ (A.21)

D'où :

$$\left(\frac{\Delta x}{\Delta t} + \frac{D_{\theta E}}{\delta x_e} + \frac{D_{\theta W}}{\delta x_w} \right) \varepsilon S_P = \varepsilon \frac{D_{\theta E}}{\delta x_e} S_E + \varepsilon \frac{D_{\theta W}}{\delta x_w} S_W + \frac{\Delta x}{\Delta t} \varepsilon S_P^0 + \frac{D_{TE}}{\delta x_e} T_E + \frac{D_{TW}}{\delta x_w} T_W - \left(\frac{D_{TE}}{\delta x_e} + \frac{D_{TW}}{\delta x_w} \right) T_P$$
 (A.22)

$$A_S S_P = B_S S_E + C_S S_W + Y_S$$
 (A.23)

Avec :

- $A_S = \varepsilon \left(\frac{\Delta x}{\Delta t} + \frac{D_{\theta E}}{\delta x_e} + \frac{D_{\theta W}}{\delta x_w} \right)$ (A.24)

- $B_S = \varepsilon \frac{D_{\theta E}}{\delta x_e}$ (A.25)

- $C_S = \varepsilon \frac{D_{\theta W}}{\delta x_w}$ (A.26)

- $Y_S = D_S + E_S - F_S + G_S$ (A.27)

Où :

- $D_S = \frac{\Delta x}{\Delta t} \varepsilon S_P^0$ (A.28)

- $E_S = \frac{D_{TE}}{\delta x_e} T_E$ (A.29)

- $F_S = \left(\frac{D_{TE}}{\delta x_e} + \frac{D_{TW}}{\delta x_w} \right) T_P$ (A.30)

- $G_S = \frac{D_{TW}}{\delta x_w} T_W$ (A.31)

A.3. Equations aux limites

A.3.1. Equation de la chaleur

- **Discrétisation spatiale**

$$\rho_0 c^* \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda^* \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \rho_l L_v \frac{\partial}{\partial x} \left(D_{Tv} \frac{\partial T}{\partial x} + \varepsilon D_{\theta v} \frac{\partial S}{\partial x} \right)$$
 (A.32)

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \dot{T}$$
 (A.33)

A $x=0$ (nœud $n^\circ 1$) :

$$\int_1^{1+1/2} \rho_0 c^* \dot{T} dx = \int_1^{1+1/2} \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda^* \frac{\partial T}{\partial x} \right) dx + \int_1^{1+1/2} \rho_l L_v \frac{\partial}{\partial x} \left(D_{Tv} \frac{\partial T}{\partial x} \right) dx + \int_1^{1+1/2} \varepsilon \rho_l L_v \frac{\partial}{\partial x} \left(D_{\theta v} \frac{\partial S}{\partial x} \right) dx$$
 (A.34)

$$\frac{\rho_0 c^* \Delta x}{2} \dot{T} = \left(\lambda^* \frac{\partial T}{\partial x} \right)_{1+1/2} - \left(\lambda^* \frac{\partial T}{\partial x} \right)_1 + \rho_l L_v \left(D_{Tv} \frac{\partial T}{\partial x} \right)_{1+1/2} - \rho_l L_v \left(D_{Tv} \frac{\partial T}{\partial x} \right)_1 + \varepsilon \rho_l L_v \left(D_{\theta v} \frac{\partial S}{\partial x} \right)_{1+1/2} - \varepsilon \rho_l L_v \left(D_{\theta v} \frac{\partial S}{\partial x} \right)_1$$
 (A.35)

$$\text{Or : } - \left(\lambda^* \frac{\partial T}{\partial x} \right)_1 - \rho_l L_v \left(D_{Tv} \frac{\partial T}{\partial x} \right)_1 - \varepsilon \rho_l L_v \left(D_{\theta v} \frac{\partial S}{\partial x} \right)_1 = h(T_\infty - T_1) + h_m L_v (\rho_{v,\infty} - \rho_{v,1})$$
 (A.36)

$$h = h_c + h_r$$
 (A.37)

D'où :

$$\frac{\rho_0 c^* \Delta x}{2} \dot{T}_1 = \left(\lambda^* \frac{\partial T}{\partial x} \right)_{1+1/2} + \rho_l L_v \left(D_{Tv} \frac{\partial T}{\partial x} \right)_{1+1/2} + \varepsilon \rho_l L_v \left(D_{\theta v} \frac{\partial S}{\partial x} \right)_{1+1/2} + h(T_\infty - T_1) + h_m L_v (\rho_{v,\infty} - \rho_{v,1}) \quad (\text{A.38})$$

$$\frac{\rho_0 c^* \Delta x}{2} \dot{T}_1 = \frac{\lambda_{1+1/2}^*}{\delta x_e} (T_2 - T_1) + \frac{\rho_l L_v D_{Tv} 1+1/2}{\delta x_e} (T_2 - T_1) + \frac{\varepsilon \rho_l L_v D_{\theta v} 1+1/2}{\delta x_e} (S_2 - S_1) + h(T_\infty - T_1) + h_m L_v (\rho_{v,\infty} - \rho_{v,1}) \quad (\text{A.39})$$

$$\frac{\rho_0 c^* \Delta x}{2} \dot{T}_1 = \left(\frac{-\lambda_{1+1/2}^* - \rho_l L_v D_{Tv} 1+1/2}{\delta x_e} - h \right) T_1 + \frac{\lambda_{1+1/2}^* + \rho_l L_v D_{Tv} 1+1/2}{\delta x_e} T_2 + \frac{\varepsilon \rho_l L_v D_{\theta v} 1+1/2}{\delta x_e} (S_2 - S_1) + h T_\infty + h_m L_v (\rho_{v,\infty} - \rho_{v,1}) \quad (\text{A.40})$$

$$\dot{\mathbf{T}}_1 = \mathbf{a}_{1,1} \mathbf{T}_1 + \mathbf{a}_{1,2} \mathbf{T}_2 + \mathbf{b}_1 \quad (\text{A.41})$$

Avec :

$$\circ \quad a_{1,1} = \frac{-2}{\rho_0 c^* \Delta x} \left(\frac{\lambda_{1+1/2}^* + \rho_l L_v D_{Tv} 1+1/2}{\delta x_e} + h \right) \quad (\text{A.42})$$

$$\circ \quad a_{1,2} = \frac{2}{\rho_0 c^* \Delta x} \left(\frac{\lambda_{1+1/2}^* + \rho_l L_v D_{Tv} 1+1/2}{\delta x_e} \right) \quad (\text{A.43})$$

$$\circ \quad b_1 = \frac{2}{\rho_0 c^* \Delta x} \left[h T_\infty + h_m L_v (\rho_{v,\infty} - \rho_{v,1}) + \frac{\varepsilon \rho_l L_v D_{\theta v} 1+1/2}{\delta x_e} (S_2 - S_1) \right] \quad (\text{A.44})$$

• Discrétisation temporelle

De (A.40) : $\int_t^{t+\Delta t} \frac{\rho_0 c^* \Delta x}{2} \frac{\partial T_1}{\partial t} dt = \int_t^{t+\Delta t} \left[\left(\frac{-\lambda_{1+1/2}^* - \rho_l L_v D_{Tv} 1+1/2}{\delta x_e} - h \right) T_1 + \frac{\lambda_{1+1/2}^* + \rho_l L_v D_{Tv} 1+1/2}{\delta x_e} T_2 + \frac{\varepsilon \rho_l L_v D_{\theta v} 1+1/2}{\delta x_e} (S_2 - S_1) + h T_\infty + h_m L_v (\rho_{v,\infty} - \rho_{v,1}) \right] dt \quad (\text{A.45})$

$$\frac{\rho_0 c^* \Delta x}{2 \Delta t} (T_1 - T_1^0) = \left(\frac{-\lambda_{1+1/2}^* - \rho_l L_v D_{Tv} 1+1/2}{\delta x_e} - h \right) T_1 + \frac{\lambda_{1+1/2}^* + \rho_l L_v D_{Tv} 1+1/2}{\delta x_e} T_2 + \frac{\varepsilon \rho_l L_v D_{\theta v} 1+1/2}{\delta x_e} (S_2 - S_1) + h T_\infty + h_m L_v (\rho_{v,\infty} - \rho_{v,1}) \quad (\text{A.46})$$

$$A_{TL} T_1 = B_{TL} T_2 + Y_{TL} \quad (\text{A.47})$$

Où : $A_{TL} = \frac{\rho_0 c^* \Delta x}{2 \Delta t} + \frac{\lambda_{1+1/2}^*}{\delta x_e} + \frac{\rho_l L_v D_{Tv} 1+1/2}{\delta x_e} + h \quad (\text{A.48})$

$$B_{TL} = \frac{\lambda_{1+1/2}^*}{\delta x_e} + \frac{\rho_l L_v D_{Tv} 1+1/2}{\delta x_e} \quad (\text{A.49})$$

$$Y_{TL} = \frac{\rho_0 c^* \Delta x}{2 \Delta t} T_1^0 + \frac{\varepsilon \rho_l L_v D_{\theta v} 1+1/2}{\delta x_e} (S_2 - S_1) + h T_\infty + h_m L_v (\rho_{v,\infty} - \rho_{v,1}) \quad (\text{A.50})$$

A.3.2. Equation de transfert de masse

• Discrétisation spatiale

$$\varepsilon \frac{\partial S}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left[\varepsilon D_\theta \frac{\partial S}{\partial x} + D_T \frac{\partial T}{\partial x} \right] \quad (\text{A.51})$$

$$\frac{\partial S}{\partial t} = \dot{S} \quad (\text{A.52})$$

A $x=0$ (nœud $n^\circ 1$) :

$$\int_1^{1+1/2} \varepsilon \dot{S} dx = \int_1^{1+1/2} \frac{\partial}{\partial x} \left(\varepsilon D_\theta \frac{\partial S}{\partial x} \right) dx + \int_1^{1+1/2} \frac{\partial}{\partial x} \left(D_T \frac{\partial T}{\partial x} \right) dx \quad (\text{A.53})$$

$$\frac{\varepsilon \Delta x}{2} \dot{S}_1 = \varepsilon \left(D_\theta \frac{\partial S}{\partial x} \right)_{1+1/2} - \varepsilon \left(D_\theta \frac{\partial S}{\partial x} \right)_1 + \left(D_T \frac{\partial T}{\partial x} \right)_{1+1/2} - \left(D_T \frac{\partial T}{\partial x} \right)_1 \quad (\text{A.54})$$

Or : $-\varepsilon \left(D_\theta \frac{\partial S}{\partial x} \right)_1 - \left(D_T \frac{\partial T}{\partial x} \right)_1 = \frac{h_m}{\rho_l} (\rho_{v,\infty} - \rho_{v,1}) \quad (\text{A.55})$

D'où : $\frac{\varepsilon \Delta x}{2} \dot{S}_1 = \frac{\varepsilon D_{\theta 1+1/2}}{\delta x_e} (S_2 - S_1) + \frac{D_{T 1+1/2}}{\delta x_e} (T_2 - T_1) + \frac{h_m}{\rho_l} (\rho_{v,\infty} - \rho_{v,1}) \quad (\text{A.56})$

$$\frac{\varepsilon\Delta x}{2}\dot{S}_1 = -\frac{\varepsilon D_{\theta 1+1/2}}{\delta x_e}S_1 + \frac{\varepsilon D_{\theta 1+1/2}}{\delta x_e}S_2 + \frac{D_{T 1+1/2}}{\delta x_e}(T_2 - T_1) + \frac{h_m}{\rho_l}(\rho_{v,\infty} - \rho_{v,1}) \quad (\text{A.57})$$

$$\dot{S}_1 = \mathbf{a}'_{1,1}S_1 + \mathbf{a}'_{1,2}S_2 + \mathbf{b}'_1 \quad (\text{A.58})$$

Avec :

$$\circ \mathbf{a}'_{1,1} = -\frac{2D_{\theta 1+1/2}}{\Delta x \cdot \delta x_e} \quad (\text{A.59})$$

$$\circ \mathbf{a}'_{1,2} = \frac{2D_{\theta 1+1/2}}{\Delta x \cdot \delta x_e} \quad (\text{A.60})$$

$$\circ \mathbf{b}'_1 = \frac{2D_{T 1+1/2}}{\varepsilon\Delta x \cdot \delta x_e}(T_2 - T_1) + \frac{2h_m}{\varepsilon\Delta x \cdot \rho_l}(\rho_{v,\infty} - \rho_{v,1}) \quad (\text{A.61})$$

• Discrétisation temporelle

$$\text{De (A.57): } \int_t^{t+\Delta t} \frac{\varepsilon\Delta x}{2} \frac{\partial S_1}{\partial t} dt = \int_t^{t+\Delta t} \left[-\frac{\varepsilon D_{\theta 1+1/2}}{\delta x_e}S_1 + \frac{\varepsilon D_{\theta 1+1/2}}{\delta x_e}S_2 + \frac{D_{T 1+1/2}}{\delta x_e}(T_2 - T_1) + \frac{h_m}{\rho_l}(\rho_{v,\infty} - \rho_{v,1}) \right] dt \quad (\text{A.62})$$

$$\left(\frac{\varepsilon\Delta x}{2\Delta t} + \frac{\varepsilon D_{\theta 1+1/2}}{\delta x_e} \right) S_1 = \frac{\varepsilon D_{\theta 1+1/2}}{\delta x_e}S_2 + \frac{\varepsilon\Delta x}{2\Delta t}S_1^0 + \frac{D_{T 1+1/2}}{\delta x_e}(T_2 - T_1) + \frac{h_m}{\rho_l}(\rho_{v,\infty} - \rho_{v,1}) \quad (\text{A.63})$$

$$\mathbf{A}_{SL}\mathbf{S}_1 = \mathbf{B}_{SL}\mathbf{S}_2 + \mathbf{Y}_{SL} \quad (\text{A.64})$$

Où :

$$\bullet \mathbf{A}_{SL} = \frac{\varepsilon\Delta x}{2\Delta t} + \frac{\varepsilon D_{\theta 1+1/2}}{\delta x_e} \quad (\text{A.65})$$

$$\bullet \mathbf{B}_{SL} = \frac{\varepsilon D_{\theta 1+1/2}}{\delta x_e} \quad (\text{A.66})$$

$$\bullet \mathbf{Y}_{SL} = \frac{\varepsilon\Delta x}{2\Delta t}S_1^0 + \frac{D_{T 1+1/2}}{\delta x_e}(T_2 - T_1) + \frac{h_m}{\rho_l}(\rho_{v,\infty} - \rho_{v,1}) \quad (\text{A.67})$$

A.4. Equations à l'interface de deux matériaux

Dans le cas d'une paroi composée de plusieurs couches, comme illustré sur la figure A.2, il est nécessaire de bien définir les conditions aux limites à l'interface des matériaux.

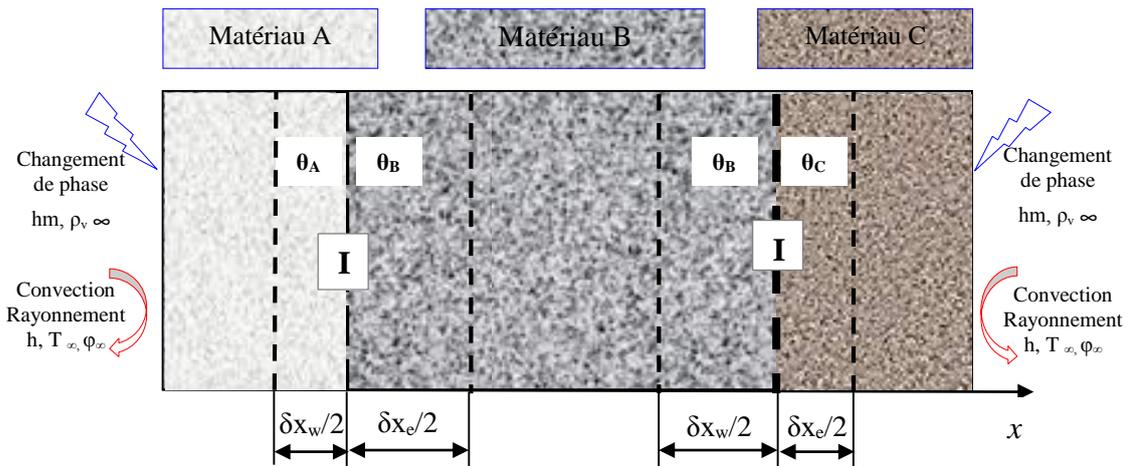


Figure A.2 Maillage et représentation du volume de contrôle - Schématisation des conditions aux limites à l'interface des matériaux (paroi multicouche)

A.4.1. Equation de transfert de masse

En raisonnant en terme de teneur en eau volumique, l'équation (II.40) s'écrit à l'interface I comme suit :

$$\frac{\partial \theta_I}{\partial T} = \frac{\partial}{\partial x} \left(D_\theta \frac{\partial \theta}{\partial x} + D_T \frac{\partial T}{\partial x} \right) \quad (\text{A.68})$$

A l'interface, comme le montre la figure A.2, la moyenne spatiale de la teneur en eau volumique est calculée par la relation :

$$\theta_I = \frac{\delta x_w}{\delta x_w + \delta x_e} \theta_A + \frac{\delta x_e}{\delta x_w + \delta x_e} \theta_B \quad (\text{A.69})$$

L'intégration du premier terme de l'équation (A.68) donne :

$$\int_w^e \int_t^{t+\Delta t} \frac{\partial \theta_I}{\partial t} dt dx = \frac{\delta x_w}{\delta x_w + \delta x_e} \int_w^e [\theta_A(I) - \theta_A^0(I)] dx + \frac{\delta x_e}{\delta x_w + \delta x_e} \int_w^e [\theta_B(I) - \theta_B^0(I)] dx \quad (\text{A.70})$$

$$= \Delta x \left[\frac{\delta x_w}{\delta x_w + \delta x_e} (\theta_A(I) - \theta_A^0(I)) + \frac{\delta x_e}{\delta x_w + \delta x_e} (\theta_B(I) - \theta_B^0(I)) \right] \quad (\text{A.71})$$

A partir de l'équation (II.57), et en raisonnant juste en terme de θ_B , le développement de l'expression précédente donne :

$$\int_w^e \int_t^{t+\Delta t} \frac{\partial \theta_I}{\partial t} dt dx = \Delta x \left[\left(\frac{\delta x_w}{C_1(\delta x_w + \delta x_e)} + \frac{\delta x_e}{\delta x_w + \delta x_e} \right) \theta_B(I) - \frac{\delta x_e}{\delta x_w + \delta x_e} \theta_B^0(I) - \frac{\delta x_w}{\delta x_w + \delta x_e} \theta_A^0(I) - \frac{\delta x_w}{\delta x_w + \delta x_e} \frac{C_2}{C_1} \right] \quad (\text{A.72})$$

En intégrant le deuxième terme de l'équation (A.68), on obtient :

$$\bullet \int_t^{t+\Delta t} \int_w^e \frac{\partial}{\partial x} \left(D_\theta \frac{\partial \theta}{\partial x} \right) dx dt = \Delta t \left[\frac{D_{\theta e}}{\delta x_e} (\theta_E - \theta_B(I)) - \frac{D_{\theta w}}{\delta x_w} \theta_A(I) + \frac{D_{\theta w}}{\delta x_w} \theta_W \right] \quad (\text{A.73})$$

$$= \Delta t \left[- \left(\frac{D_{\theta e}}{\delta x_e} + \frac{D_{\theta w}}{\delta x_w} \frac{1}{C_1} \right) \theta_B(I) + \frac{D_{\theta e}}{\delta x_e} \theta_E + \frac{D_{\theta w}}{\delta x_w} \theta_W + \frac{D_{\theta w}}{\delta x_w} \frac{C_2}{C_1} \right] \quad (\text{A.74})$$

$$\bullet \int_t^{t+\Delta t} \int_w^e \frac{\partial}{\partial x} \left(D_T \frac{\partial T}{\partial x} \right) dx dt = \Delta t \left(\frac{D_{Te}}{\delta x_e} T_E - \frac{D_{Te}}{\delta x_e} T_I - \frac{D_{Tw}}{\delta x_w} T_I + \frac{D_{Tw}}{\delta x_w} T_W \right) \quad (\text{A.75})$$

On peut donc écrire :

$$\Delta x \left[\left(\frac{\delta x_w}{C_1(\delta x_w + \delta x_e)} + \frac{\delta x_e}{\delta x_w + \delta x_e} \right) \theta_B(I) - \frac{\delta x_e}{\delta x_w + \delta x_e} \theta_B^0(I) - \frac{\delta x_w}{\delta x_w + \delta x_e} \theta_A^0(I) - \frac{\delta x_w}{\delta x_w + \delta x_e} \frac{C_2}{C_1} \right] = \Delta t \left[- \left(\frac{D_{\theta e}}{\delta x_e} + \frac{D_{\theta w}}{\delta x_w} \frac{1}{C_1} \right) \theta_B(I) + \frac{D_{\theta e}}{\delta x_e} \theta_E + \frac{D_{\theta w}}{\delta x_w} \theta_W + \frac{D_{\theta w}}{\delta x_w} \frac{C_2}{C_1} + \frac{D_{Te}}{\delta x_e} T_E - \frac{D_{Te}}{\delta x_e} T_I - \frac{D_{Tw}}{\delta x_w} T_I + \frac{D_{Tw}}{\delta x_w} T_W \right] \quad (\text{A.76})$$

Après arrangement, on obtient l'équation suivante :

$$A_\theta \theta_B(I) = B_\theta \theta_E + C_\theta \theta_W + Y_\theta \quad (\text{A.77})$$

Avec :

$$A_\theta = \frac{\Delta x}{\Delta t} \left(\frac{\delta x_w}{C_1(\delta x_w + \delta x_e)} + \frac{\delta x_e}{\delta x_w + \delta x_e} \right) + \frac{D_{\theta e}}{\delta x_e} + \frac{D_{\theta w}}{\delta x_w} \frac{1}{C_1} \quad (\text{A.78})$$

$$B_\theta = \frac{D_{\theta e}}{\delta x_e} \quad (\text{A.79})$$

$$C_\theta = \frac{D_{\theta w}}{\delta x_w} \quad (\text{A.80})$$

$$Y_\theta = \frac{\Delta x}{\Delta t} \left[\frac{\delta x_e}{\delta x_w + \delta x_e} \theta_B^0(I) + \frac{\delta x_w}{\delta x_w + \delta x_e} \theta_A^0(I) + \frac{\delta x_w}{\delta x_w + \delta x_e} \frac{C_2}{C_1} \right] + \frac{D_{\theta w} C_2}{\delta x_w C_1} + \frac{D_{T_e}}{\delta x_e} T_E - \left(\frac{D_{T_e}}{\delta x_e} + \frac{D_{T_w}}{\delta x_w} \right) T_I + \frac{D_{T_w}}{\delta x_w} T_W \quad (\text{A.81})$$

Rappelons que la détermination des coefficients C_1 et C_2 nécessite la connaissance des courbes de sorption des deux matériaux A et B (équations II.58 et II.59).

En raisonnant en terme de saturation, l'équation (A.77) s'écrit :

$$A_S S(I) = B_S S_E + C_S S_W + Y_S \quad (\text{A.82})$$

Si on raisonne juste en terme de "S_B", les paramètres précédents s'écrivent :

$$A_S = \varepsilon \left[\frac{\Delta x}{\Delta t} \left(\frac{\delta x_w}{C_1(\delta x_w + \delta x_e)} + \frac{\delta x_e}{\delta x_w + \delta x_e} \right) + \frac{D_{\theta e}}{\delta x_e} + \frac{D_{\theta w}}{\delta x_w} \frac{1}{C_1} \right] \quad (\text{A.83})$$

$$B_S = \varepsilon \frac{D_{\theta e}}{\delta x_e} \quad (\text{A.84})$$

$$C_S = \varepsilon \frac{D_{\theta w}}{\delta x_w} \quad (\text{A.85})$$

$$Y_S = \frac{\Delta x}{\Delta t} \left[\frac{\delta x_e}{\delta x_w + \delta x_e} \varepsilon S_B^0(I) + \frac{\delta x_w}{\delta x_w + \delta x_e} \varepsilon S_A^0(I) + \frac{\delta x_w}{\delta x_w + \delta x_e} \frac{C_2}{C_1} \right] + \frac{D_{\theta w} C_2}{\delta x_w C_1} + \frac{D_{T_e}}{\delta x_e} T_E - \left(\frac{D_{T_e}}{\delta x_e} + \frac{D_{T_w}}{\delta x_w} \right) T_I + \frac{D_{T_w}}{\delta x_w} T_W \quad (\text{A.86})$$

Sinon, si on raisonne juste en terme de "S_A", ces paramètres deviennent :

$$A_S = \varepsilon \left[\frac{\Delta x}{\Delta t} \left(\frac{\delta x_w}{\delta x_w + \delta x_e} + \frac{\delta x_e}{\delta x_w + \delta x_e} C_1 \right) + \frac{D_{\theta e}}{\delta x_e} C_1 + \frac{D_{\theta w}}{\delta x_w} \right] \quad (\text{A.87})$$

$$B_S = \varepsilon \frac{D_{\theta e}}{\delta x_e} \quad (\text{A.88})$$

$$C_S = \varepsilon \frac{D_{\theta w}}{\delta x_w} \quad (\text{A.89})$$

$$Y_S = \frac{\Delta x}{\Delta t} \left[\frac{\delta x_w}{\delta x_w + \delta x_e} \varepsilon S_A^0(I) + \frac{\delta x_e}{\delta x_w + \delta x_e} \varepsilon S_B^0(I) - \frac{\delta x_e}{\delta x_w + \delta x_e} C_2 \right] - \frac{D_{\theta e}}{\delta x_e} C_2 + \frac{D_{T_e}}{\delta x_e} T_E - \left(\frac{D_{T_e}}{\delta x_e} + \frac{D_{T_w}}{\delta x_w} \right) T_I + \frac{D_{T_w}}{\delta x_w} T_W \quad (\text{A.90})$$

A.4.2. Equation de chaleur

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \rho_l L_v \frac{\partial}{\partial x} \left(D_{T_v} \frac{\partial T}{\partial x} + D_{\theta_v} \frac{\partial \theta}{\partial x} \right) \quad (\text{A.91})$$

$$\bullet \rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \rho c \frac{T_I - T_I^0}{\Delta t} \quad (\text{A.92})$$

$$\bullet \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) = \frac{\lambda_e \frac{T_E - T_I}{\delta x_e} - \lambda_w \frac{T_I - T_W}{\delta x_w}}{\Delta x} \quad (\text{A.93})$$

$$\bullet \rho_l L_v \frac{\partial}{\partial x} \left(D_{T_v} \frac{\partial T}{\partial x} + D_{\theta_v} \frac{\partial \theta}{\partial x} \right) = \frac{\rho_l L_v}{\Delta x} \left[\frac{D_{T_{ve}}}{\delta x_e} T_E - \frac{D_{T_{ve}}}{\delta x_e} T_I - \frac{D_{T_{vw}}}{\delta x_w} T_I + \frac{D_{T_{vw}}}{\delta x_w} T_W + \frac{D_{\theta_{ve}}}{\delta x_e} \theta_E - \frac{D_{\theta_{ve}}}{\delta x_e} \theta_B(I) - \frac{D_{\theta_{vw}}}{\delta x_w} \theta_A(I) + \frac{D_{\theta_{vw}}}{\delta x_w} \theta_W \right] \quad (\text{A.94})$$

Donc :

$$\Delta x \rho c \frac{T_I - T_I^0}{\Delta t} + \left(\frac{\lambda_e}{\delta x_e} + \frac{\lambda_w}{\delta x_w} \right) T_I + \rho_l L_v \left(\frac{D_{Tve}}{\delta x_e} + \frac{D_{Tvw}}{\delta x_w} \right) T_I = \left(\rho_l L_v \frac{D_{Tve}}{\delta x_e} + \frac{\lambda_e}{\delta x_e} \right) T_E + \left(\rho_l L_v \frac{D_{Tvw}}{\delta x_w} + \frac{\lambda_w}{\delta x_w} \right) T_W + \rho_l L_v \left[\frac{D_{\theta ve}}{\delta x_e} \theta_E + \frac{D_{\theta vw}}{\delta x_w} \theta_W - \frac{D_{\theta ve}}{\delta x_e} \theta_B(I) - \frac{D_{\theta vw}}{\delta x_w} \theta_A(I) \right] \quad (\text{A.95})$$

L'expression précédente peut être écrite sous la forme :

$$A_T T(I) = B_T T_E + C_T T_W + Y_T \quad (\text{A.96})$$

En raisonnant en terme de degré de saturation au lieu de la teneur en eau volumique, les paramètres A_T , B_T , C_T et Y_T s'écrivent comme suit :

• *En terme de S_B :*

$$A_T = \rho c \frac{\Delta x}{\Delta t} + \frac{\lambda_e}{\delta x_e} + \rho_l L_v \frac{D_{Tve}}{\delta x_e} + \frac{\lambda_w}{\delta x_w} + \rho_l L_v \frac{D_{Tvw}}{\delta x_w} \quad (\text{A.97})$$

$$B_T = \frac{\lambda_e}{\delta x_e} + \rho_l L_v \frac{D_{Tve}}{\delta x_e} \quad (\text{A.98})$$

$$C_T = \frac{\lambda_w}{\delta x_w} + \rho_l L_v \frac{D_{Tvw}}{\delta x_w} \quad (\text{A.99})$$

$$Y_T = \rho c \frac{\Delta x}{\Delta t} T_I^0 + \rho_l L_v \left[\frac{D_{\theta vw}}{\delta x_w} \frac{C_2}{C_1} + \frac{D_{\theta ve}}{\delta x_e} \varepsilon S_E - \left(\frac{D_{\theta ve}}{\delta x_e} + \frac{1}{C_1} \frac{D_{\theta vw}}{\delta x_w} \right) \varepsilon S_B(I) + \frac{D_{\theta vw}}{\delta x_w} \varepsilon S_W \right] \quad (\text{A.100})$$

• *En terme de S_A :*

$$A_T = \rho c \frac{\Delta x}{\Delta t} + \frac{\lambda_e}{\delta x_e} + \rho_l L_v \frac{D_{Tve}}{\delta x_e} + \frac{\lambda_w}{\delta x_w} + \rho_l L_v \frac{D_{Tvw}}{\delta x_w} \quad (\text{A.101})$$

$$B_T = \frac{\lambda_e}{\delta x_e} + \rho_l L_v \frac{D_{Tve}}{\delta x_e} \quad (\text{A.102})$$

$$C_T = \frac{\lambda_w}{\delta x_w} + \rho_l L_v \frac{D_{Tvw}}{\delta x_w} \quad (\text{A.103})$$

$$Y_T = \rho c \frac{\Delta x}{\Delta t} T_I^0 + \rho_l L_v \left[\frac{D_{\theta ve}}{\delta x_e} \varepsilon S_E - \frac{D_{\theta ve}}{\delta x_e} C_2 - \left(\frac{D_{\theta ve}}{\delta x_e} C_1 + \frac{D_{\theta vw}}{\delta x_w} \right) \varepsilon S_A(I) + \frac{D_{\theta vw}}{\delta x_w} \varepsilon S_W \right] \quad (\text{A.104})$$