



HAL
open science

Simulation numérique des transferts de chaleur et d'humidité dans une paroi multicouche de bâtiment en matériaux biosourcés

Dylan Lelièvre Lelièvre

► **To cite this version:**

Dylan Lelièvre Lelièvre. Simulation numérique des transferts de chaleur et d'humidité dans une paroi multicouche de bâtiment en matériaux biosourcés. Science des matériaux [cond-mat.mtrl-sci]. Université de Bretagne Sud, 2015. Français. NNT : 2015LORIS359 . tel-01250778

HAL Id: tel-01250778

<https://theses.hal.science/tel-01250778>

Submitted on 5 Jan 2016

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

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



THESE / UNIVERSITE DE BRETAGNE-SUD
sous le sceau de l'Université européenne de Bretagne

pour obtenir le titre de
DOCTEUR DE L'UNIVERSITE DE BRETAGNE-SUD
Mention : Sciences pour l'ingénieur
Spécialité : Energétique
Ecole doctorale SICMA

Présentée par
Dylan Lelièvre

Préparée au LIMATB

Laboratoire d'Ingénierie des MATériaux de Bretagne

**Simulation numérique des transferts de
chaleur et d'humidité dans une paroi
multicouche de bâtiment en matériaux
biosourcés**

Soutenance de thèse prévue le 08-01-2015
devant le jury composé de :

Rapporteurs

M. Rafik BELARBI
Professeur, Université de La Rochelle
M. Romain REMOND
Maître de Conférences – HDR, Université de Lorraine

Examineurs

M. Christophe LANOS
Professeur des Universités, Université de Rennes 1
M. Philippe CHAUVELON
Maître de Conférences, Université de Bretagne-Sud

Directeur de thèse

M. Patrick GLOUANNEC
Professeur des Universités, Université de Bretagne-Sud

Co-encadrant

M. Thibaut COLINART
Maître de Conférences, Université de Bretagne-Sud

TABLE DES MATIERES

Nomenclature.....	6
Introduction.....	8
I Chapitre 1 : Contexte scientifique.....	11
I.1 Milieu poreux et teneur en eau	11
I.1.1 Grandeurs intrinsèques d'un milieu poreux	11
I.1.2 Milieu poreux non-déformable partiellement saturé.....	13
I.1.3 Modélisation des isothermes de sorption	20
I.1.4 Hystérésis de teneur en eau	24
I.2 Modélisation des mécanismes de transfert au sein d'un milieu poreux	33
I.2.1 Transferts de masse	35
I.2.2 Transferts de chaleur	37
I.2.3 Equations de conservation.....	38
I.2.4 Expressions des coefficients de diffusion	40
I.3 Modélisation du comportement thermohydrrique de paroi multi-couches du bâtiment	43
I.3.1 Problématique.....	43
I.3.2 Modèles HAM.....	44
I.3.3 Conditions aux interfaces dans le bâtiment.....	47
I.4 Propriétés thermohydrriques de mélanges chanvre-chaux pour le bâtiment	51
I.4.1 Présentation des matériaux biosourcés.....	52
I.5 Conclusion.....	58
II Chapitre 2 : Modélisation multiphysique des phénomènes de transfert au sein d'une paroi de bâtiment.....	60
II.1 Modèle développé.....	60
II.1.1 Equations constitutives et coefficients de transfert	60
II.1.2 Implémentation de l'hystérésis.....	62
II.1.3 Conditions aux limites.....	64
II.2 Propriétés du béton cellulaire	64
II.3 Résolution numérique.....	66

II.3.1	Equations de transfert interne au domaine	66
II.3.2	Conditions aux limites.....	67
II.3.3	Maillage et résolution numérique.....	67
II.4	Résultats et discussion	68
II.4.1	Etudes préliminaires	68
II.4.2	Réponse du modèle à un cyclage de température	71
II.4.3	Réponse du modèle à un cyclage d'humidité relative.....	73
II.5	Conclusion	78
III	Chapitre 3 : Etudes expérimentales et numériques du comportement hygrothermique de plaques planes	79
III.1	Présentation du dispositif expérimental	79
III.2	Démarche des études.....	80
III.3	Application à une plaque épaisse de béton de chanvre.....	81
III.3.1	Propriétés du béton de chanvre.....	81
III.3.2	Etude d'un cycle long d'adsorption-désorption.....	85
III.3.3	Essai en cyclage court.....	95
III.4	Application à des plaques fines d'enduits.....	104
III.4.1	Etudes d'un enduit chanvre-chaux	104
III.4.2	Etudes d'un enduit sable-chaux	114
III.5	Conclusion	123
IV	Chapitre 4 : Etudes expérimentales et numériques du comportement hygrothermique d'une paroi multicouche	124
IV.1	Expérimentation.....	124
IV.1.1	Présentation du dispositif.....	124
IV.1.2	Analyse des conditions expérimentales.....	128
IV.1.3	Propriétés des matériaux.....	130
IV.2	Etude de la paroi non-enduite	132
IV.2.1	Relevés expérimentaux.....	132
IV.2.2	Confrontation entre simulation et expérience.....	133
IV.2.3	Sensibilité à la teneur en eau initiale	138
IV.2.4	Sensibilité au coefficient de convection	142

IV.3	Etude de la paroi enduite.....	142
IV.3.1	Etude préliminaire sur un échantillon multicouche.....	142
IV.3.2	Etude d'une séquence estivale.....	148
IV.3.3	Etude d'une séquence hivernale.....	155
IV.4	Conclusion.....	162
Conclusions et perspectives		163
Bibliographie.....		166
Annexes.....		172

NOMENCLATURE

c_p	Chaleur spécifique	$J.kg^{-1}.K^{-1}$
D	Coefficient de diffusion	
E	Energie interne volumique	$J.m^{-3}$
h	Coefficient d'échange surfacique	$W.m^{-2}.K^{-1}$
H	Enthalpie	$J.kg^{-1}$
HR	Humidité relative	% ou (-)
j	Densité de flux massique	$kg.m^{-2}.s^{-1}$
k	Perméabilité intrinsèque	m^2
K	Taux de changement de phase	$kg.m^{-3}.s^{-1}$
K_l	Conductivité hydraulique	$kg.m^{-1}.Pa^{-1}.s^{-1}$
L	Distance	m
L_v	Chaleur latente de vaporisation	$J.kg^{-1}$
m	Masse	kg
M	Masse molaire	$kg.mol^{-1}$
p	Pression	P_a
p_c	Pression capillaire	P_a
R	Constante des gaz parfaits	$J.mol^{-1}.K^{-1}$
S	Saturation	(-)
S	Surface	m^2
T	Température	K ou °C
V	Volume	m^3
v	Vitesse	$m.s^{-1}$
x	Abscisse	m

Symboles grecs

δ_p	Perméabilité à la vapeur d'eau	$\text{kg.m}^{-1}.\text{Pa}^{-1}.\text{s}^{-1}$
$\delta_{p,a}$	Perméabilité de l'air à la vapeur d'eau	$\text{kg.m}^{-1}.\text{Pa}^{-1}.\text{s}^{-1}$
λ	Conductivité thermique	$\text{W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$
μ	Facteur de résistance à la diffusion	(-)
ρ	Masse volumique	kg.m^{-3}
ε	Porosité	-
σ	Constante de Stefan-Boltzmann	$\text{W.m}^{-2}.\text{K}^{-4}$
φ	Densité de flux de chaleur	W.m^{-2}

Indices

a	air
atm	atmosphérique
ext	extérieur
int	intérieur
g	gaz
l	liquide
m	massique
s	solide
sat	saturation
surf	surface
t	total
v	vapeur
vol	volumique

Exposants

app	apparent
exp	expérimental
int	intrinsèque
sim	simulé

INTRODUCTION

Le XXI^{ème} siècle a été témoin d'un essor des considérations d'ordre écologique à l'échelle mondiale. Face à l'épuisement progressif des réserves d'énergie fossile, de nombreuses initiatives ont été mises en place visant à réduire notre consommation énergétique. En France, le Grenelle de l'Environnement de 2007 a étudié les secteurs les plus consommateurs d'énergie, parmi lesquels figure le bâtiment, qui représente à lui seul 43% de l'énergie consommée. L'objectif fixé est de réduire cette dépense de 38% à l'horizon 2020, via l'instauration de normes drastiques : la Réglementation Thermique 2012 vise une consommation énergétique moyenne de 50 kWh/m²/an, soit une division par 3 de celle fixée par la RT 2005. Pour atteindre ces objectifs, des actions de recherche et de développement doivent être menées, entre autres, dans le domaine des matériaux et de la conception des parois. En effet, pour assurer le confort thermique des ambiances intérieures et minimiser les besoins énergétiques, il est nécessaire de mettre en œuvre des parois combinant différentes fonctions (isolation, accumulation/restitution des apports solaires, etc) et de prendre en compte le cycle de vie des matériaux.

L'enveloppe d'un bâtiment est en interaction constante avec l'environnement extérieur et l'air intérieur qu'on souhaite maintenir sur une plage restreinte de température et d'hygrométrie. Les matériaux majoritairement utilisés dans le domaine du bâtiment étant des milieux poreux, les parois sont le siège de transferts de chaleur et de vapeur d'eau. Ainsi, un milieu poreux « sec » peut apporter une très bonne isolation du fait de sa faible conductivité thermique mais la présence de vapeur d'eau peut engendrer une forte dégradation de ces performances et avoir un impact négatif sur sa durabilité. Dès lors, l'analyse des performances énergétiques d'un matériau du bâtiment passe par l'étude de son comportement hygrothermique face à des variations de température et d'humidité relative. Ainsi, dans une démarche de conception de parois de bâtiment, il est nécessaire de disposer d'outils numériques destinés à la prédiction en usage du comportement hygrothermique de parois complexes.

Ce travail de thèse porte sur l'analyse expérimentale et la modélisation numérique du comportement hygrothermique d'une paroi multicouche composée de matériaux biosourcés : un mur de béton de chanvre, recouvert de plusieurs couches d'enduit (chanvre-chaux et sable-chaux). Les mélanges chanvre-chaux sont des matériaux poreux hygroscopiques, utilisés depuis plusieurs années pour les différentes parois des bâtiments (mur, toiture, plancher...). Associé à une ossature bois, ils permettent de constituer une enveloppe à isolation répartie.

Les matériaux dits biosourcés, comportent des matières premières d'origine végétale telle que le bois ou le chanvre ce qui apportent des avantages au regard du cycle de vie : énergie grise, recyclage...

Le premier chapitre du mémoire introduit les grandeurs caractéristiques d'un matériau poreux ainsi que les différents états de l'eau au sein de ce milieu. Des modèles représentatifs des isothermes de sorption sont alors décrits ainsi que les différentes approches de la littérature

pour prendre en compte numériquement le phénomène d'hystérésis observé sur la teneur en eau en réponse à des cyclages successifs d'humidité relative. La seconde partie de ce chapitre est dédiée à une présentation des phénomènes physiques ainsi que des hypothèses permettant d'établir les équations constitutives qui régissent les transports d'eau et de chaleur au sein d'un matériau poreux. Les différentes expressions des flux sont passées en revue ainsi que les conditions aux limites, telles que le contact entre le matériau et l'air ou l'interface entre deux milieux solides. Un récapitulatif des différents modèles de transferts de chaleur, d'air et d'eau (« HAM » pour « Heat, Air and Moisture ») dédiés à l'étude de paroi complète a été réalisé. Enfin, une présentation de matériaux biosourcés est réalisée en se focalisant sur les propriétés hygrothermiques de mélanges chanvre-chaux.

Le deuxième chapitre détaille les lois et les hypothèses retenues dans cette thèse pour développer un modèle numérique 1D, dans le but de représenter les transferts d'eau et de chaleur dans un matériau poreux soumis à des variations externes d'humidité relative et de température. Le modèle développé s'appuie sur l'approche macroscopique développée par Whitaker, en assimilant le matériau à un milieu poreux hygroscopique homogène et non déformable et en supposant le milieu constitué de trois phases distinctes : solide, liquide et gazeuse. Dans le but de valider différentes hypothèses simplificatrices, des simulations sont effectuées pour une paroi monocouche en béton cellulaire (matériau de référence du génie civil). Ainsi, dans une première étape, des simulations sont réalisées en considérant trois variables afin de connaître les champs de température, de pression de vapeur et de pression de l'air. Les résultats présentés montrent la démarche numérique mise en œuvre pour la prédiction des transferts de chaleur et d'eau dans une paroi soumise à des cycles d'adsorption et de désorption. La validité de l'outil numérique développé est traitée par le biais de simulations liées à l'étude de différents facteurs tels que les propriétés hygrothermiques du matériau, la teneur en eau initiale ou bien encore le modèle d'hystérésis utilisé.

Dans le troisième chapitre, le modèle numérique établi précédemment est exploité pour simuler le comportement hygrothermique de plaques planes soumises à des variations d'humidité de l'air. Ces études sont menées en parallèle avec des expériences. Les matériaux testés sont un béton de chanvre et deux enduits (chanvre-chaux et sable-chaux). Des éprouvettes instrumentées sont placées dans une enceinte climatique où elles subissent des variations cycliques de l'humidité de l'air. Différentes échelles de temps sont mises à l'étude afin d'évaluer la reproductibilité des mesures et conforter l'analyse. Ainsi, des essais sont réalisés en cyclage court de sorption-désorption sur 24 heures et d'autres en cyclage long sur plusieurs jours. Il s'agira en particulier de confronter les variations de la masse des échantillons et les évolutions de température et d'humidité relative. Des études de sensibilité sont menées afin de quantifier l'influence de différents paramètres sur les résultats numériques.

Le quatrième chapitre porte sur l'exploitation de séquences de mesures réalisées sur une paroi de béton de chanvre enduite montée dans une enceinte bi-climatique du laboratoire depuis 2009. Il s'agit d'étudier la pertinence du modèle numérique multicouche développé pour la

prédiction du comportement hygrothermique d'une telle paroi pour différents scénarios de fonctionnement. Les conditions ambiantes dans chaque chambre sont contrôlées indépendamment et des capteurs sont disposés au sein de la paroi. Dans une première étape, les études portent sur un mur non enduit de 36 cm de béton de chanvre. Les propriétés retenues au chapitre précédent sont exploitées pour la confrontation de valeurs simulées à des mesures de température et d'humidité locales. La seconde partie de ce chapitre est consacrée à l'étude de la paroi enduite sur sa face intérieure par un enduit sable-chaux et chanvre-chaux et, sur sa face extérieure par deux enduits sable-chaux. Un premier test spécifique réalisé sur un échantillon prélevé au sein de la paroi est tout d'abord présenté. Ensuite, des mesures réalisées avec des conditions de température et d'humidité relative de l'air estivales et hivernales dans la chambre climatique extérieure sont exploitées pour évaluer la qualité du modèle par le biais d'une analyse critique.

Enfin, la conclusion du mémoire dresse un bilan des travaux. Nous terminons par les conclusions tirées des travaux de cette thèse, ainsi que les perspectives futures pour les développer.

I Chapitre 1 : Contexte scientifique

De nombreux travaux sont consacrés à la modélisation des transferts de chaleur et d'eau au sein de milieu poreux soumis à des variations externes de température et d'humidité. Ceux-ci concernent aussi bien le domaine des sols (dos Santos 2006) (Chen et Ng 2013) (Aldaood et al. 2014) que celui des matériaux du bâtiment (Collet 2004) (Evrard 2008) (Belarbi et al. 2008) (Li et al. 2009) (Tran Le et al. 2010) (Atika Zaknoute 2011).

Si les équations décrivant les transferts couplés de chaleur et de masse dans les milieux poreux sont connues depuis longtemps, leur application au cas concret des enveloppes du bâtiment ne s'avère pas triviale. Afin de comprendre les phénomènes hygrothermiques qui ont lieu dans un matériau hygroscopique, il est nécessaire dans un premier temps de définir plus en détail la notion de milieu poreux et les états d'équilibre de l'humidité. En particulier, il apparaît nécessaire de décrire les phénomènes d'hystérésis dès lors que les matériaux sont soumis à de nombreux cycles d'humidité (Kwiatkowski et al. 2009) (Johannesson et Janz 2009) (Derluyn 2012). Dans un second temps, nous nous intéressons aux forces qui s'appliquent sur les phases solides et fluides, en régime stationnaire et transitoire, et en déduisons les équations de transfert de chaleur et de masse. Cela nous amènera naturellement vers une revue et une analyse des outils déjà existant qui ont mis en œuvre ces équations. En particulier, nous nous focaliserons sur le cas de systèmes composés de plusieurs couches de matériaux différents (Khoshbakht et al. 2006) (Johannesson et Janz 2009) (Qin et al. 2009) (Prommas 2011), pour lesquels il faut alors modéliser les phénomènes se déroulant aux interfaces entre les matériaux. Enfin, nous synthétiserons la base de données des caractéristiques physiques, thermiques et hydriques du béton de chanvre.

I.1 Milieu poreux et teneur en eau

Nous présentons dans cette partie les propriétés intrinsèques d'un matériau poreux, ainsi que les lois de comportement à l'équilibre entre la teneur en eau d'un matériau et les conditions ambiantes (température et humidité de l'air).

I.1.1 Grandeurs intrinsèques d'un milieu poreux

Un milieu poreux est constitué d'une matrice solide et d'un espace poreux qui peut être occupé par un ou plusieurs fluides, sous forme liquide ou gazeuse (Dañan 2012). Ce milieu poreux peut être décrit par des grandeurs caractéristiques : la porosité, la taille des pores et la tortuosité (Figure I-1).

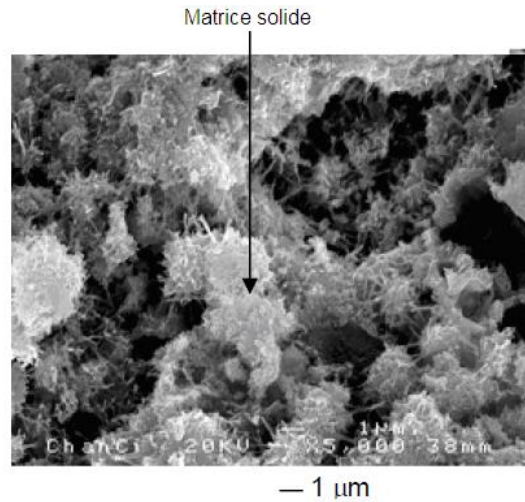


Figure I-1 : Matrice solide du béton de chanvre (Collet 2004)

La porosité ε est définie comme le rapport entre le volume vide et le volume total :

$$\varepsilon = \frac{V_l + V_g}{V_{\text{total}}} \quad (\text{Eq I-1})$$

La masse volumique solide apparente ρ_s^{app} d'un matériau poreux est égale au rapport entre la masse de sa matrice solide et le volume total occupé par le matériau :

$$\rho_s^{\text{app}} = \frac{m_s}{V_{\text{total}}} \quad (\text{Eq I-2})$$

La masse volumique solide intrinsèque d'un matériau poreux est égale au rapport entre la masse et le volume de la matrice solide :

$$\rho_s^{\text{int}} = \frac{m_s}{V_s} \quad (\text{Eq I-3})$$

La porosité ε peut alors être évaluée par la relation :

$$\varepsilon = 1 - \frac{\rho_s^{\text{app}}}{\rho_s^{\text{int}}} \quad (\text{Eq I-4})$$

Sauf indication contraire, l'utilisation du terme ρ_s se réfère à la masse volumique apparente ρ_s^{app} dans la suite de cette étude.

Les pores sont classés dans trois domaines différents selon la classification de l'« International Union of Pure and Applied Chemistry » (1994) :

- les micropores d'un diamètre inférieur à 2nm
- les mésopores d'un diamètre compris entre 2nm et 50nm
- les macropores d'un diamètre supérieur à 50nm

On nomme surface spécifique d'un pore sa surface exposée à l'espace poreux.

Hormis quelques matériaux modèles, un milieu poreux possède généralement des pores de tailles différentes. Leur distribution, peut être estimée :

- par des mesures expérimentales telles que la porosimétrie à mercure (Cook et Hover 1993) ou la tomodensitométrie aux rayons X (Reynaud et al. 1989)
- par une estimation à partir des mesures des isothermes de sorption-désorption. L'on citera notamment la méthode de Barrett, Joyner et Halenda (1951), dite méthode BJH.

A titre d'exemple, la Figure I-2 montre la distribution porale du béton cellulaire dont la porosité globale est de 84% (Bellini 1992) :

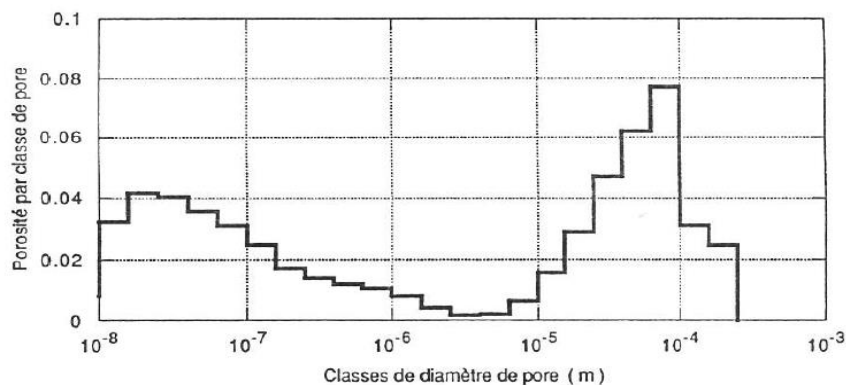


Figure I-2 : Distribution porale dans le béton cellulaire (Bellini 1992)

La tortuosité d'un matériau correspond au rapport entre la longueur moyenne des lignes de flux L_e et la longueur L du matériau (Figure I-3). La tortuosité vaut 1 pour des pores droits et perpendiculaires à la surface, et augmente jusqu'à atteindre $+\infty$ pour des pores fermés. Le béton a une tortuosité d'environ 2,5 (Safinowski 2008).

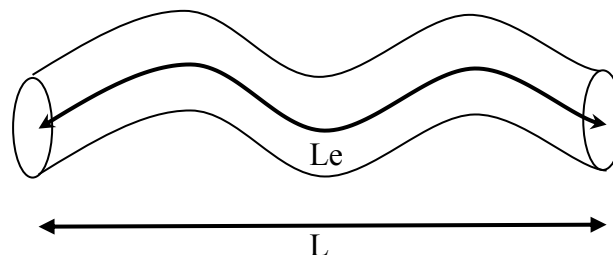


Figure I-3 : Tortuosité d'un pore

I.1.2 Milieu poreux non-déformable partiellement saturé

Nous nous intéressons au cas d'un matériau poreux humide pour lequel l'espace poreux est intégralement occupé par une phase liquide (eau) et une phase gazeuse (air sec + vapeur d'eau) (Figure I-4). La seule phase solide considérée est la matrice solide du matériau.

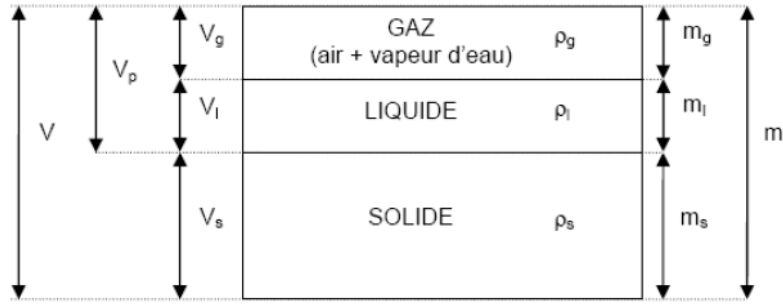


Figure I-4 : Phases d'un milieu poreux humide (Collet 2004)

1.1.2.1 Propriétés d'un milieu poreux humide

Lorsque les pores sont entièrement remplis d'eau liquide, le milieu est dans un état saturé. Lorsqu'il n'y a pas d'eau sous forme liquide ou vapeur, le milieu est en état sec. Tout état intermédiaire est défini comme partiellement saturé.

La masse volumique apparente d'une phase est définie par le rapport entre la masse de cette phase et le volume total du matériau :

$$\rho_{\alpha}^{\text{app}} = \frac{m_{\alpha}}{V_{\text{total}}} \text{ pour } \alpha = s, l \text{ et } g \quad (\text{Eq I-5})$$

La masse volumique apparente ρ^{app} d'un matériau poreux est égale à la somme des masses volumiques apparentes de chacune des phases :

$$\rho^{\text{app}} = \rho_s^{\text{app}} + \rho_l^{\text{app}} + \rho_g^{\text{app}} \quad (\text{Eq I-6})$$

Les fractions volumiques ε_s , ε_l et ε_g de chacune des phases sont égales au rapport entre le volume d'une phase et le volume total :

$$\varepsilon_{\alpha} = \frac{V_{\alpha}}{V_{\text{total}}} \text{ pour } \alpha = s, l \text{ ou } g \quad (\text{Eq I-7})$$

D'après la loi de Dalton, la pression de la phase gazeuse p_g dans le matériau est égale à la somme des pressions de chacun des composants de la phase gazeuse :

$$p_g = p_a + p_v \quad (\text{Eq I-8})$$

En particulier, la pression de vapeur peut varier entre 0 et une valeur maximale $p_{v,\text{sat}}$ qui est caractéristique de l'équilibre liquide-vapeur. La pression de vapeur saturante peut être évaluée par la formule de Clausius-Clapeyron comme suit :

$$\frac{dp_{v,\text{sat}}}{dT} = \frac{L_v}{T \Delta V_m} \quad (\text{Eq I-9})$$

Si l'on prend l'hypothèse que le gaz est parfait et que la chaleur latente de vaporisation ne varie pas sur la plage de température étudiée, la pression de vapeur saturante peut s'écrire avec la formule de Rankine :

$$p_{v,sat}(T) = p_0 \cdot \exp\left(\frac{M.L_v}{R} \cdot \left(\frac{1}{T_0} - \frac{1}{T}\right)\right) \quad (Eq I-10)$$

où T_0 est la température d'ébullition du liquide à la pression p_0 .

La pression de vapeur saturante peut être calculée selon l'expression empirique suivante :

$$p_{v,sat}(T) = 100 \cdot \exp\left(2,3026 \cdot \left(0,7858 + \frac{7,5 \cdot T(^{\circ}C)}{T(^{\circ}C) + 237,3}\right)\right) \quad (Eq I-11)$$

L'activité a est une grandeur adimensionnelle comprise entre 0 et 1, également appelée humidité relative HR en régime stationnaire. Elle est exprimée par la formule :

$$a = \frac{p_v}{p_{v,sat}} \quad (Eq I-12)$$

I.1.2.2 Différents états d'équilibre de l'eau au sein d'un matériau poreux

L'eau peut se trouver sous différents états au sein d'un milieu poreux :

- Eau chimiquement liée,
- Eau physiquement liée,
- Eau libre et soumise à la capillarité.

Une synthèse des différents états d'équilibre de l'eau lors d'une phase d'adsorption est présentée sur la Figure I-5.

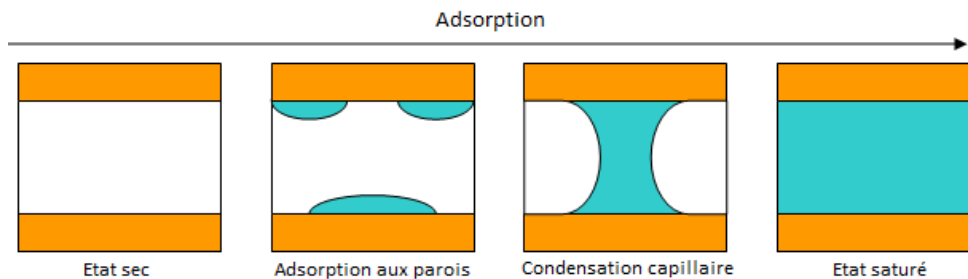


Figure I-5 : Etats de l'eau aux parois des pores en fonction de l'humidité relative

Eau chimiquement liée (ou eau de constitution)

L'eau établit des liaisons chimiques avec les autres composants. Ces forces étant significativement plus importantes que celles exercées sur l'eau physiquement liée et l'eau libre, il faut apporter davantage d'énergie pour provoquer l'évaporation de l'eau chimiquement liée. Il est important de s'assurer que cela ne se produise pas, en particulier au cours de processus de séchage avec une forte température et une faible humidité ambiante.

Eau physiquement liée

A l'échelle microscopique, les molécules sont liées par des forces d'attraction appelées forces de Van der Waals, applicables sans distinction aux phases solide, liquide et gazeuse. Lifshitz (1956) a étudié l'effet de ces forces dans le cas d'un contact entre une phase solide et une

phase liquide, et en a déduit que la force s'exerçant sur une molécule de liquide est inversement proportionnelle à son éloignement de la paroi. Dans le cas d'un équilibre thermohygrique, il est possible d'établir l'épaisseur maximale e du film liquide à la surface du solide (Daïan 2012). Ce terme e peut être mis sous la forme :

$$e = A \cdot (-R \cdot T \cdot \ln(HR))^{-1/3} \quad (Eq\ I-13)$$

où A est un coefficient positif dépendant du potentiel chimique du liquide, ainsi que de la topographie du matériau solide. Il ressort de cette équation que l'épaisseur de film liquide augmente avec l'humidité relative.

La théorie BET (Brunauer, Emmet, et Teller 1940) prévoit que l'épaisseur du film liquide sur une paroi solide n'est pas uniforme, mais suit une loi d'empilement des couches de molécules liquides, où les couches les plus éloignées de la phase solide contiennent le moins de molécules (Figure I-6). L'épaisseur de la couche liquide dépend alors du flux de molécules d'eau $N_{\text{condensation}}$ se posant sur la paroi et du flux de molécules $N_{\text{évaporation}}$ s'en détachant, l'équilibre étant atteint lorsque $N_{\text{condensation}} = N_{\text{évaporation}}$.

$N_{\text{condensation}}$ est de la forme $A \cdot S_{\text{exp}} \cdot P_v$, avec S_{exp} la surface exposée de la couche liquide, et A un coefficient exprimé en $\text{mol} \cdot \text{Pa}^{-1} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$. Une élévation de HR entraîne une élévation de P_v , et donc de $N_{\text{condensation}}$.

$N_{\text{évaporation}}$ est de la forme $B \cdot S_{\text{exp}} \cdot \exp\left(\frac{-M \cdot L_v}{R \cdot T}\right)$, avec B un coefficient exprimé en $\text{mol} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$.

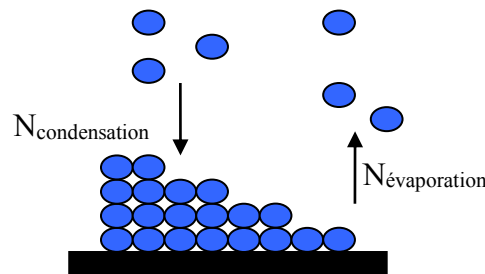


Figure I-6 : Distribution de molécules liquides sur une paroi solide selon BET

Eau soumise à la capillarité

Nous avons vu précédemment que lorsque l'humidité relative HR augmente, l'épaisseur du film d'eau à la surface du pore augmente également. Des phénomènes de condensation capillaire peuvent alors se produire : des points de contact apparaissent entre deux films liquides, séparés de la phase gazeuse par un ménisque.

L'équilibre devient alors un équilibre capillaire. Il existe entre les phases liquide, solide et gazeuse, des tensions interfaciales :

- à l'interface solide/liquide, une tension interfaciale σ_{sl}
- à l'interface solide/gaz, une tension interfaciale σ_{sg}
- à l'interface liquide/gaz, une tension interfaciale σ_{lg}

Dans le cas d'un équilibre mécanique à trois phases, ces trois termes sont reliés entre eux par la loi de Young-Dupré (1805) :

$$\sigma_{sg} - \sigma_{sl} = \sigma_{lg} \cdot \cos\theta \quad (Eq I-14)$$

Où θ est l'angle de mouillage entre la paroi solide et l'interface liquide/gaz (Figure I-7).

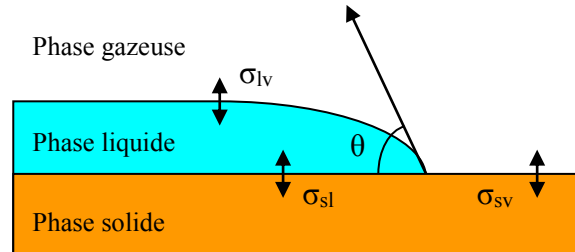


Figure I-7 : Tensions interfaciales et angle de mouillage entre les phases solide, liquide et gazeuse

La pression capillaire p_c s'exprime en fonction de la pression intrinsèque moyenne du fluide mouillant $\overline{p_m}$ et de celle du fluide non-mouillant $\overline{p_{nm}}$:

$$p_c = \overline{p_{nm}} - \overline{p_m} \quad (Eq I-15)$$

Dans le cas d'une interface air-eau, le fluide mouillant est la phase liquide, et le fluide non-mouillant est la phase gazeuse.

La loi de Kelvin (Thomson 1870) permet de calculer la pression capillaire à l'équilibre thermodynamique :

$$p_c = -\frac{R \cdot T \cdot \rho_l}{M_l} \cdot \ln(HR) \quad (Eq I-16)$$

Si l'on considère que l'interface liquide-vapeur est en équilibre mécanique, la loi de Laplace permet d'écrire :

$$p_c = \frac{2 \cdot \sigma_{lg} \cdot \cos\theta}{R_c} \quad (Eq I-17)$$

où R_c est le rayon de courbure du pore.

1.1.2.3 Isothermes de sorption

Dans un milieu poreux présentant une distribution porale étendue, l'eau peut se trouver sous différents états pour une condition d'humidité relative donnée. Par exemple, l'eau contenue dans les petits pores est sous forme capillaire, alors qu'elle est simplement adsorbée à la surface des grands pores. Pour tenir compte de ces différents états, la quantité d'eau contenue dans un matériau poreux peut être définie de différentes façons :

- la teneur en eau massique base sèche W , exprimée en $\text{kg}_{\text{eau}} \cdot \text{kg}_{\text{matière sèche}}^{-1}$:

$$W = \frac{m_{\text{eau}}}{m_s} = \frac{m_l + m_v}{m_s} \quad (\text{Eq I-18})$$

- la teneur en eau volumique W_{vol} , exprimée en $\text{m}^3 \cdot \text{m}^{-3}$:

$$W_{\text{vol}} = \frac{V_{\text{eau}}}{V_{\text{total}}} \quad (\text{Eq I-19})$$

- la teneur en eau par unité de volume W_{uv} , exprimée en $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$:

$$W_{\text{uv}} = \frac{m_{\text{eau}}}{V_{\text{total}}} \quad (\text{Eq I-20})$$

Dans les cas où la teneur en eau par unité de volume W_{uv} est utilisée comme variable, les deux expressions sont aisément interchangeables en utilisant l'équation :

$$W_{\text{uv}} = \rho_s^{\text{app}} \cdot W \quad (\text{Eq I-21})$$

Le taux de saturation S compris entre 0 et 1 est défini ainsi :

$$S = \frac{W}{W_{\text{sat}}} = \frac{W \cdot \rho_s^{\text{app}}}{\rho_l \cdot \varepsilon} \quad (\text{Eq I-22})$$

avec la teneur en eau de saturation W_{sat} correspondant à l'état du matériau où les pores sont entièrement remplis de liquide :

$$W_{\text{sat}} = \frac{\rho_l \cdot \varepsilon}{\rho_s^{\text{app}}} \quad (\text{Eq I-23})$$

Cette quantité d'eau contenue dans le matériau poreux dépend fortement de la température et de l'humidité relative de l'environnement dans lequel il se situe. Lorsque le matériau est placé à des humidités relatives croissantes, sa teneur en eau augmente : il s'agit du phénomène d'adsorption. A l'inverse, si les humidités relatives diminuent, sa teneur en eau diminue également : il s'agit du phénomène de désorption. Au final, on appelle isotherme de sorption (d'adsorption ou de désorption) la courbe reliant la teneur en eau en fonction de l'humidité relative. Celle-ci peut prendre différentes formes (Annexe A.1.1) (IUPAC 1985), le type II étant le plus fréquemment rencontré dans les matériaux du génie civil (Baroghel-Bouny 1994).

Pour mesurer l'isotherme d'adsorption d'un matériau, un échantillon est séché dans le but d'extraire toute l'eau physiquement liée (sans modifier l'eau chimiquement liée). Sa masse m_{sec} est alors mesurée. Il est ensuite exposé à une ambiance à température T et humidité HR constantes jusqu'à atteindre un état stationnaire. La masse totale $m(HR)$ de l'échantillon est mesurée, et en prenant l'hypothèse que les variations de masse totale ne sont dues qu'aux variations de masse d'eau, on en déduit la teneur en eau avec l'équation :

$$W(HR) = \frac{m(HR) - m_{\text{sec}}}{m_{\text{sec}}} \quad (\text{Eq I-24})$$

En répétant cette opération pour de multiples valeurs d'humidité relative croissantes entre 0 et 1, on obtient la courbe d'adsorption principale $W_{ad}(HR)$ du matériau. Si l'on part d'un échantillon saturé en eau et l'on mesure la teneur en eau d'équilibre à des humidités relatives décroissantes, on obtient la courbe de désorption principale $W_{dés}(HR)$. Les courbes d'adsorption et de désorption principales ont des formes similaires, mais peuvent avoir des valeurs différentes : on parle alors d'hystérésis de teneur en eau.

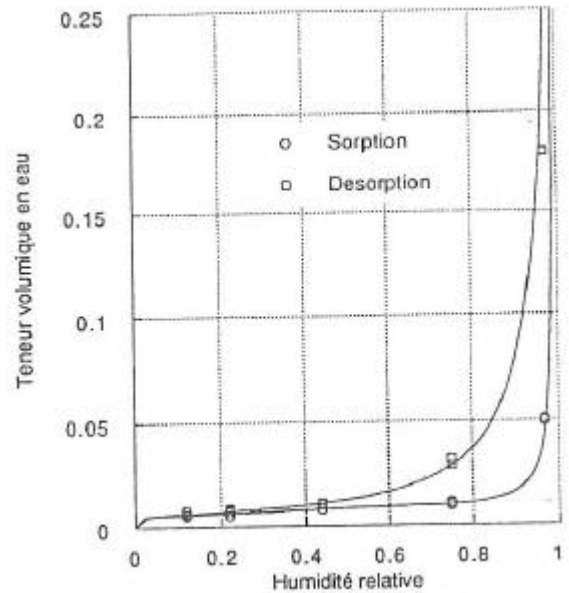


Figure I-8 : Isothermes de sorption-désorption du béton cellulaire (Bellini 1992)

Une isotherme de sorption est délimitée en quatre zones (Figure I-9) :

- le domaine hygroscopique, où l'eau est liée aux parois par les forces d'adsorption mono-moléculaire. La teneur en eau hygroscopique W_{hyg} correspond à la teneur en eau où toute la surface des pores est recouverte d'une couche mono-moléculaire d'eau.
- le domaine pendulaire, où l'eau est liée aux parois par les forces d'adsorption poly-moléculaire.
- le domaine funiculaire, où l'eau forme des capillaires entre les parois des pores. La teneur en eau de saturation libre W_f correspond à la teneur en eau pour laquelle l'humidité relative vaut 100%, soit une pression de vapeur du matériau égale à la pression de vapeur saturante.
- le domaine libre, où l'humidité relative est considérée comme constante égale à 100%, et la teneur en eau augmente jusqu'à atteindre sa valeur de saturation W_{sat} .

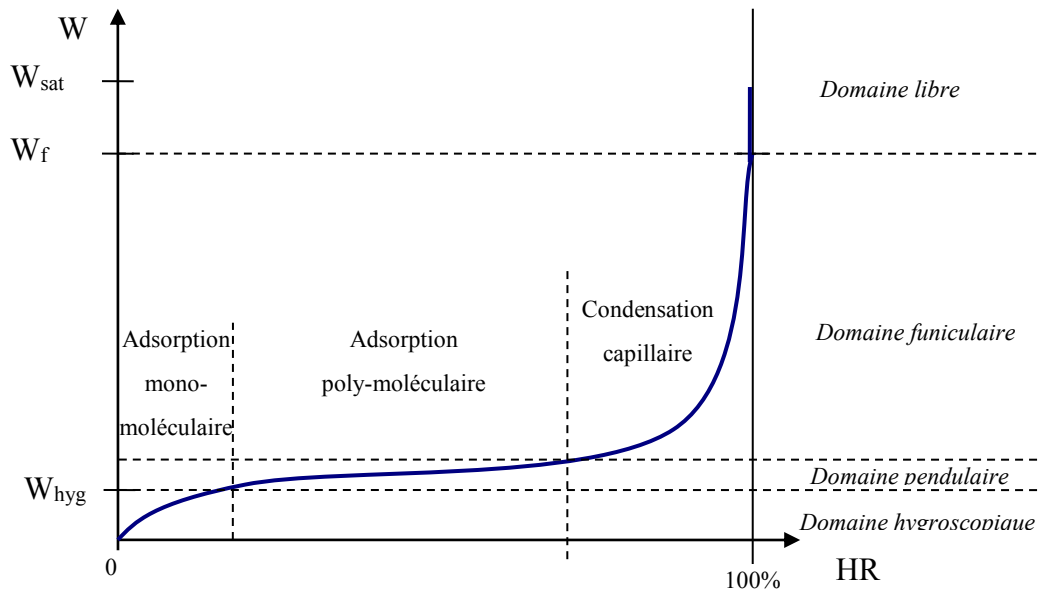


Figure I-9 : Allure générale d'un isotherme de sorption

Comme le nom l'indique, une isotherme de sorption est évaluée à une température donnée. Pour une humidité relative donnée, une température plus élevée entraîne une teneur en eau mesurée à l'équilibre plus faible comme le montre la Figure I-10 (Poyet et al. 2009).

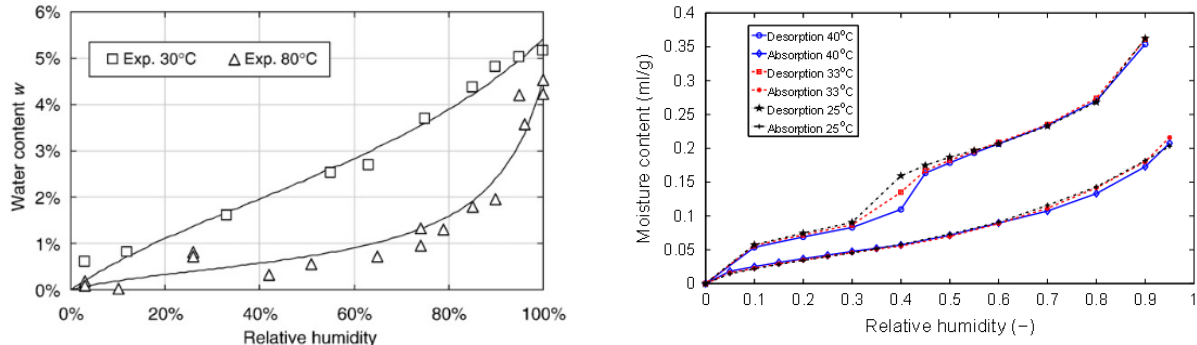


Figure I-10 : Influence de la température sur l'isotherme de désorption du béton (Poyet et 2009) à gauche et sur l'isotherme de sorption-désorption du ciment (Wu et al. 2014) à droite

I.1.3 Modélisation des isothermes de sorption

De nombreux modèles existent dans la littérature pour représenter la courbe de teneur en eau en fonction de l'humidité relative et de la température. Les formules présentées sont conçues pour modéliser la courbe d'adsorption principale $W_{ad}=f(HR)$, mais dans la pratique il est possible d'en modifier les coefficients pour également modéliser la courbe de désorption principale $W_{dés}=f(HR)$.

1.1.3.1 Modèle de Langmuir

Le modèle de Langmuir (1918) décrit l'adsorption monocouche des molécules dans le domaine hygroscopique comme suit :

$$W = \frac{W_m \cdot C_{\text{Langmuir}} \cdot \text{HR}}{1 + C_{\text{Langmuir}} \cdot \text{HR}} \quad (\text{Eq I-25})$$

où W_m est la teneur en eau adsorbée maximale (c'est-à-dire lorsque toute la surface des pores est recouverte d'une molécule d'eau) et C_{Langmuir} est exprimé en fonction de la chaleur latente d'adsorption L_{ad} (Daïan 2012) :

$$C_{\text{Langmuir}} \propto \exp\left(\frac{M_1 \cdot L_{\text{ad}}}{R \cdot T}\right) \quad (\text{Eq I-26})$$

Ce modèle est donc uniquement exploitable pour une teneur en eau W inférieure à W_m , ce qui limite son application au domaine des faibles humidités relatives ($\text{HR} < 20\%$).

1.1.3.2 Modèles de BET et de GAB

Le modèle de BET (Brunauer, Emmet, et Teller 1940) reprend le modèle de Langmuir en cherchant à étendre son domaine d'application à l'adsorption multicouche. Il prend l'hypothèse que les molécules d'eau de la première couche liée à la paroi font intervenir la chaleur latente d'adsorption L_{ad} et que les couches suivantes font intervenir la chaleur latente de vaporisation L_v . Il s'écrit sous la forme :

$$W = \frac{W_m \cdot C_{\text{BET}} \cdot \text{HR}}{(1 - \text{HR}) \cdot (1 + (C_{\text{BET}} - 1) \cdot \text{HR})} \quad (\text{Eq I-27})$$

Le coefficient C_{BET} est exprimé en fonction de la différence entre L_{ad} et L_v (Daïan 2012) :

$$C_{\text{Langmuir}} \propto \exp\left(\frac{(L_{\text{ad}} - L_v)}{R \cdot T}\right) \quad (\text{Eq I-28})$$

Le modèle de BET ne s'applique que dans le domaine hygroscopique où la condensation capillaire est négligeable, soit des humidités relatives inférieures à 50%.

Le modèle de GAB (Guggenheim, Anderson et De Boer) reprend le modèle de BET en y rajoutant un facteur de correction K pour l'étendre sur toute la gamme d'humidité relative :

$$W = \frac{W_m \cdot C_{\text{GAB}} \cdot K_{\text{GAB}} \cdot \text{HR}}{(1 - K_{\text{GAB}} \cdot \text{HR}) \cdot (1 - K_{\text{GAB}} \cdot \text{HR} + C_{\text{GAB}} \cdot K_{\text{GAB}} \cdot \text{HR})} \quad (\text{Eq I-29})$$

Si l'on connaît les coefficients W_m , C_{GAB} et K_{GAB} d'un matériau pour une température de référence $T_{\text{réf}}$, il est possible de modéliser l'isotherme pour n'importe quelle température en utilisant l'expression $C_{\text{GAB}}(T)$ suivante (Staudt et al. 2013) :

$$C_{GAB}(T) = C_{GAB}(T_{réf}).\exp\left(\frac{Q}{R}\left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_{réf}}\right)\right) \quad (Eq I-30)$$

où Q est la chaleur de sorption du matériau.

Ce modèle permet une modélisation de la courbe de sorption jusqu'à des humidités relatives de l'ordre de 90% (Chamoin 2013), aussi est-il souvent employé dans le cas d'un matériau du bâtiment : béton cellulaire (Samri 2008), béton de chanvre (Collet 2004), enduit végétal (Zaknoute 2011)...

1.1.3.3 Modèle de Van Genuchten

Si l'on souhaite modéliser le comportement hygroscopique d'un matériau à des teneurs en eau élevées, proches de la teneur en eau de saturation W_{sat} , les phénomènes de condensation capillaire deviennent de plus en plus prépondérants. Il devient alors préférable d'exprimer la teneur en eau non pas en fonction de l'humidité relative, mais de la pression capillaire P_c ou de la hauteur capillaire h_c :

$$h_{cap} = \frac{R.T}{M_1.g} \ln(HR) \quad (Eq I-31)$$

Le modèle de Van Genuchten prédit l'évolution de la saturation normée S^* en fonction de la pression capillaire P_c . Il s'écrit sous la forme :

$$S^* = \left(1 + (\alpha.h_{cap})^n\right)^{-m} \quad (Eq I-32)$$

où α , n et m sont des coefficients empiriques dépendant du matériau. Souvent, on pose $m = 1 - \frac{1}{n}$. La saturation normée est définie par :

$$S^* = \frac{W - W_{rés}}{W_{sat} - W_{rés}} \quad (Eq I-33)$$

où $W_{rés}$ est la teneur en eau résiduelle, égale à la valeur de teneur en eau lorsque HR tend vers 0 (Van Genuchten 1980).

Ce modèle a été conçu à l'origine pour l'étude du comportement hygrothermique des sols, car la pression capillaire y est davantage employée que l'humidité relative. Il est cependant possible d'appliquer le modèle de Van Genuchten pour évaluer la teneur en eau en fonction de l'humidité relative, en employant la loi de Kelvin. Nous obtenons alors :

$$W = W_{rés} + (W_{sat} - W_{rés}) \left(1 + \left(\frac{\alpha.R.T}{M_1.g} \ln(HR)\right)^n\right)^m \quad (Eq I-34)$$

Pour la plupart des matériaux, la teneur en eau de saturation W_{sat} est considérablement plus élevée que les teneurs en eau correspondant au domaine $0\% < HR < 99\%$, aussi la prise en

compte de W_{sat} se fait au détriment de la précision pour des humidités relatives plus faibles. Le modèle de Van Genuchten est donc davantage adapté aux études de matériaux dont l'humidité relative est élevée (>80%).

1.1.3.4 Modèle de Künzle

Le modèle de Künzle (1995) est fréquemment utilisé pour définir l'état hydrique de matériaux de génie civil. Il représente la teneur en eau avec la formule suivante :

$$W(HR) = W_f \cdot \frac{(b-1) \cdot HR}{b - HR} \quad (Eq\ I-35)$$

où b est un coefficient empirique constant supérieur à 1, ajusté à partir des mesures expérimentales.

Des exemples d'isothermes pour différents matériaux sont présentés sur la Figure I-11.

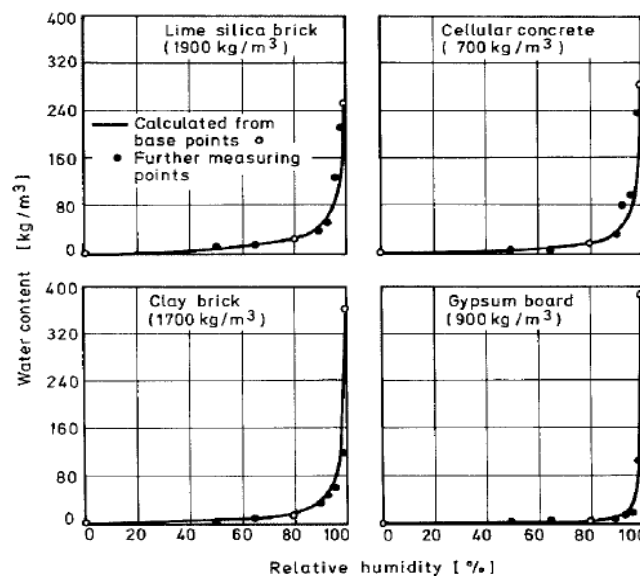


Figure I-11 : Isothermes de sorption d'après le modèle de Künzle (1995)

1.1.3.5 Modèle de Merakeb

Le modèle de Merakeb (2009) donne une relation entre la teneur en eau et l'humidité relative à partir d'une approche thermodynamique. Elle est exprimée par la formule :

$$\ln\left(\frac{W}{W_f}\right) = \varphi \cdot \ln(HR) \cdot \exp(a \cdot HR) \quad (Eq\ I-36)$$

où φ et a sont des constantes de calibration liés aux propriétés thermodynamiques du matériau. φ possède des valeurs φ_{ad} et $\varphi_{dés}$ différentes en sorption et en désorption, mais la valeur de a ne change pas. La Figure I-12 montre un exemple d'isotherme de sorption-désorption de bois représenté avec ce modèle.

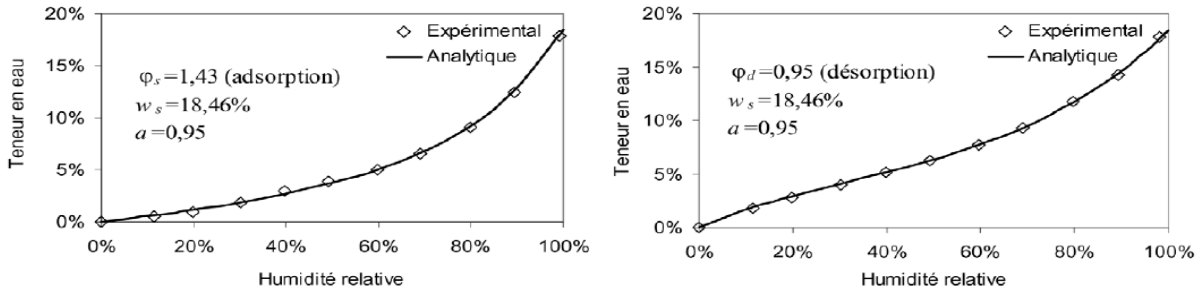


Figure I-12 : Isothermes de sorption-désorption d'un bois selon le modèle de Merakeb (2009)

I.1.4 Hystérésis de teneur en eau

I.1.4.1 Problématique

Pour une humidité relative HR donnée, un matériau poreux va tendre vers une teneur en eau à l'équilibre différente s'il est dans une phase d'adsorption (HR croissante) ou de désorption (HR décroissante). On parle alors de phénomène d'hystérésis.

Bellini (1992) explique cela par deux phénomènes physiques :

- Le rayon de courbure $R_{c,ad}$ servant à l'expression de la pression capillaire P_c dans une phase d'adsorption est celui d'une surface cylindrique. Cependant, durant le drainage d'un pore cylindrique, l'interface eau-air a la forme d'un ménisque sphérique, dont le rayon de courbure $R_{c,dés}$ est différent de celui d'un cylindre. Ainsi, à une même humidité relative HR, on peut distinguer deux rayons de courbure $R_{c,ad}$ et $R_{c,dés}$, associés à des teneurs en eau W_{ad} et $W_{dés}$ différentes (Figure I-13)

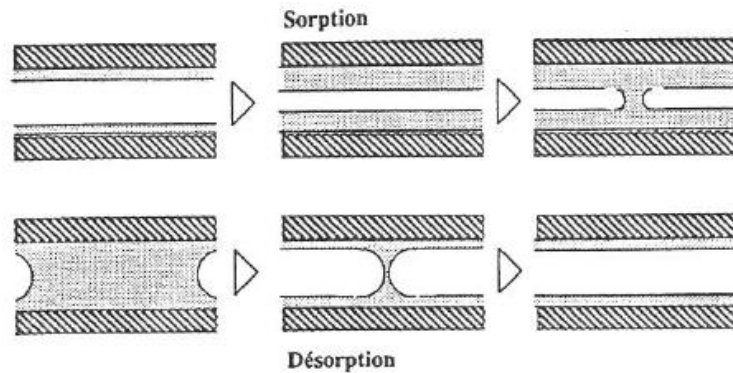


Figure I-13 : Sorption et désorption dans un pore cylindrique (Bellini 1992)

- le remplissage d'un pore de faible diamètre empêche le remplissage d'un pore adjacent de diamètre supérieur, et entraîne un piégeage d'air. La vidange s'effectue en premier dans les pores de faible diamètre, et le pore plus grand ne commencera à se vider qu'à une humidité relative plus faible. On parle alors d'effet « bouteille d'encre » (Figure I-14).

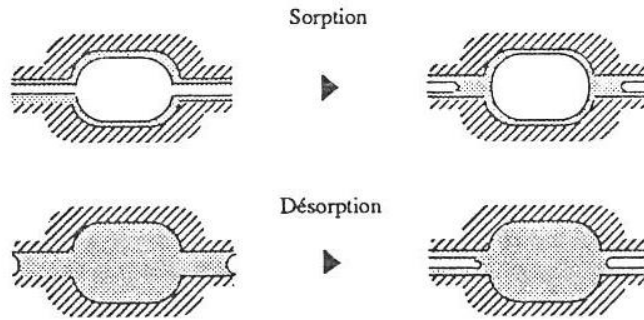


Figure I-14 : Sorption et désorption dans un pore en « bouteille d'encre » (Bellini 1992)

La teneur en eau suit des courbes différentes en fonction de l'état initial dans lequel se trouve le matériau (Figure I-15):

- Si le matériau est initialement sec et adsorbe de l'eau, la teneur en eau suit la courbe d'adsorption principale $W_{ad}=f(HR)$ (courbe A).
- Si le matériau est initialement saturé en eau et désorbe, la teneur en eau suit la courbe de désorption principale $W_{dés}=f(HR)$ (courbe C).
- Si le matériau est sur la courbe d'adsorption principale et se met à désorber, la teneur en eau suit la courbe de désorption primaire (courbe D).
- Si le matériau est sur la courbe de désorption principale et se met à adsorber, la teneur en eau suit la courbe d'adsorption primaire (courbe B).

Une phase d'adsorption depuis une courbe de désorption primaire suit une courbe appelée courbe d'adsorption intermédiaire, et inversement pour une courbe de désorption intermédiaire.

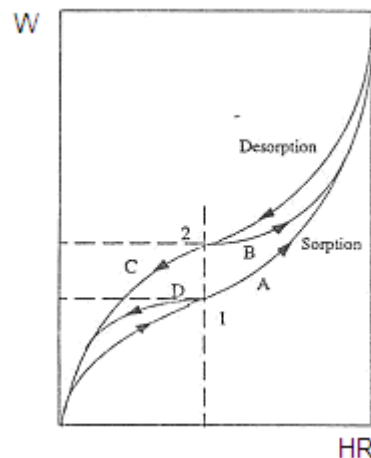


Figure I-15 : Hystérésis de teneur en eau (Bellini 1992)

L'International Union of Pure and Applied Chemistry classifie les formes possibles d'hystérésis (1985) (Annexe A.1.2).

Les isothermes de sorption-désorption peuvent être tracés sous la forme $W(HR)$, mais également sous la forme $p_c(W)$. La Figure I-16 montre les isothermes d'adsorption-désorption exprimés de cette façon pour le béton cellulaire (Crausse et al. 1996).

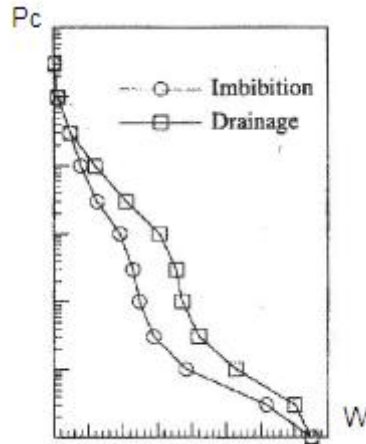


Figure I-16 : Isothermes d'adsorption-désorption de type $p_c(W)$ pour le béton cellulaire (Crausse et al. 1996)

Les courbes d'adsorption et de désorption principales permettent de décrire uniquement une phase d'adsorption à partir d'un matériau sec ou une phase de désorption à partir d'un matériau saturé. Ces conditions ne sont que très rarement remplies, c'est pourquoi il est nécessaire de connaître tous les états intermédiaires possibles. Cela peut se faire en mesurant les isothermes d'adsorption et de désorption primaires et intermédiaires pour toute situation possible, ce qui prendrait un temps considérable. Il est en pratique préférable d'utiliser un modèle estimant la capacité θ , définie par :

$$\theta = \frac{\partial W}{\partial HR} \quad (\text{Eq I-37})$$

La teneur en eau en phase d'adsorption intermédiaire est appelée $W_{ad,hys}$ et sa capacité hydrique d'adsorption $\theta_{ad,hys}$, tandis la teneur en eau en phase de désorption intermédiaire est appelée $W_{des,hys}$ et sa capacité hydrique de désorption $\theta_{des,hys}$.

L'estimation de ces termes nécessite la connaissance des points d'inversion entre les phases d'adsorption et de désorption. Nous notons (HR_i, W_i) les valeurs de l'humidité relative et de la teneur en eau lors de la transition entre désorption et adsorption, et (HR_j, W_j) les valeurs de l'humidité relative et de la teneur en eau lors de la transition entre adsorption et désorption.

Différents modèles d'hystérésis sont présentés, avec dans un premier temps des modèles empiriques simplifiés, et ensuite d'autres plus complexes basés sur des théories physiques.

1.1.4.2 Modèle de Pedersen

Le modèle de Pedersen (1990) est un modèle empirique visant à calculer la capacité hydrique θ pour tout W compris entre les courbes d'adsorption $W_{ad}(HR)$ et de désorption $W_{des}(HR)$ en appliquant des coefficients empiriques de pondération aux capacités hydriques des courbes principales θ_{ad} et θ_{des} .

Les capacités hydriques $\theta_{ad,hys}$ et $\theta_{des,hys}$ sont calculées par les formules :

$$\theta_{ad,hys} = \frac{B.(W_{ad,hys} - W_{ad})^A \theta_{des} + (W_{ad,hys} - W_{des})^A \theta_{ad}}{(W_{des} - W_{ad})^A} \quad (Eq I-38)$$

$$\theta_{des,hys} = \frac{(W_{des,hys} - W_{ad})^A \theta_{des} + C.(W_{des,hys} - W_{des})^A \theta_{ad}}{(W_{des} - W_{ad})^A} \quad (Eq I-39)$$

où A, B et C sont des coefficients empiriques constants.

Pedersen utilise les valeurs suivantes pour les coefficients : A=2 et B=C=0,1. Certaines études ont néanmoins montré qu'il était préférable d'ajuster les coefficients B et C selon le matériau étudié (Carmeliet 2005) (Kwiatkowski et al. 2009). Ce modèle est simple à mettre en oeuvre car il ne prend pas en compte l'historique du matériau, mais il nécessite la connaissance d'isothermes d'adsorption et désorption principales et primaires afin de déterminer les coefficients.

1.1.4.3 Modèle de Merakeb

Pour appliquer les formules de la partie I.1.3.5 à des courbes de sorption et désorption intermédiaire, Merakeb (2009) introduit un terme de raccord :

$$W_{ad,hys} = W_f \cdot \exp(\varphi_{ad} \cdot \ln(HR) \cdot \exp(a \cdot HR) + \Delta\varphi_{ad} \cdot \ln(HR) + \exp(\alpha_{ad} \cdot HR)) \quad (Eq I-40)$$

$$W_{des,hys} = W_f \cdot \exp(\varphi_{dés} \cdot \ln(HR) \cdot \exp(a \cdot HR) + \Delta\varphi_{dés} \cdot \ln(HR) + \exp(\alpha_{dés} \cdot HR)) \quad (Eq I-41)$$

Les expressions des termes $\Delta\varphi_{ad}$, α_{ad} , $\Delta\varphi_{dés}$, $\alpha_{dés}$ sont données en annexe A.1.3.

Ce modèle permet de prendre en compte l'effet de la température sur les isothermes d'adsorption-désorption, en exprimant les termes W_f , a , φ_{ad} et $\varphi_{dés}$ sous la forme d'un polynôme de type A.T+B, où A et B sont des coefficients d'ajustement à déterminer expérimentalement. La Figure I-17 montre l'influence d'un cyclage entre un climat hivernal (T=5°C et HR=90%) et estival (T=40°C et HR=50%).

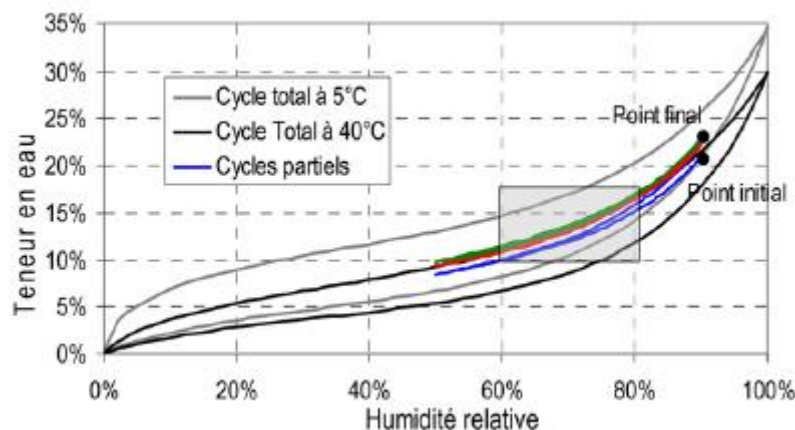


Figure I-17 : Cyclage d'humidité relative du bois avec le modèle de Merakeb (2009)

1.1.4.4 Modèle de Huang

Le modèle de Huang est basé sur le modèle de Kool et Parker (1987), lui-même basé sur le modèle de Scott (1983). Il pose l'hypothèse que la teneur en eau résiduelle $W_{rés}$ conserve la même valeur pour les courbes d'adsorption et de désorption principales. Il en est de même pour W_{sat} , aussi l'expression de la saturation normée S^* en adsorption et désorption principales devient :

$$S^*_{ad} = \frac{W_{ad} - W_{rés}}{W_{sat} - W_{rés}} = f_{ad}(h_{cap}) \quad (Eq\ I-42)$$

$$S^*_{dés} = \frac{W_{dés} - W_{rés}}{W_{sat} - W_{rés}} = f_{dés}(h_{cap}) \quad (Eq\ I-43)$$

Pour calculer la saturation normée, et donc la teneur en eau, au cours d'une phase de sorption intermédiaire, on considère que l'expression de S^* est la même qu'en adsorption principale, à l'exception du terme de teneur en eau résiduelle $W_{rés}^*$ calculé via la formule suivante :

$$W_{rés}^* = \frac{W_i - W_{sat} \cdot S^*_{ad}(HR_i)}{1 - S^*_{ad}(HR_i)} \quad (Eq\ I-44)$$

La teneur en eau $W_{ad,hys}$ se calcule ainsi :

$$W_{ad,hys} = W_{rés}^* + (W_{sat} - W_{rés}^*) \cdot f_{ad}(h_{cap}) \quad (Eq\ I-45)$$

De même, pour une phase de désorption intermédiaire, S^* reprend la formule de la désorption principale, à l'exception du terme de teneur en eau saturée W_{sat}^* :

$$W_{sat}^* = \frac{W_j - W_{rés} \cdot (1 - S^*_{dés}(HR_j))}{S^*_{dés}(HR_j)} \quad (Eq\ I-46)$$

On en déduit l'expression de $W_{dés,hys}$:

$$W_{dés,hys} = W_{rés} + (W_{sat}^* - W_{rés}) \cdot f_{dés}(h_{cap}) \quad (Eq\ I-47)$$

Le modèle de Huang pose les égalités $W_{rés}(HR=1)=W_{rés,ad}(HR=1)=W_{rés,dés}(HR=1)$ et $W_{sat}(HR=1)=W_{sat,ad}(HR=1)=W_{sat,dés}(HR=1)$.

Pour toute phase de sorption intermédiaire, il faut calculer les termes $W_{rés,ad}(HR_i)$ et $W_{sat,ad}(HR_i)$ en résolvant le système de deux équations à deux inconnues suivant :

$$\frac{W_i - W_{rés,ad}(HR_i)}{W_{sat,ad}(HR_i) - W_{rés,ad}(HR_i)} = f_{ad}(h_{cap}) \quad (Eq\ I-48)$$

$$\frac{W_j - W_{rés,ad}(HR_i)}{W_{sat,ad}(HR_i) - W_{rés,ad}(HR_i)} = f_{ad}(h_{cap}) \quad (Eq\ I-49)$$

La teneur en eau $W_{ad,hys}$ s'exprime alors :

$$W_{ad,hys} = W_{rés,ad}(HR_i) + (W_{sat,ad}(HR_i) - W_{rés,ad}(HR_i))f_{ad}(h_{cap}) \quad (Eq\ I-50)$$

De même, lors d'une phase de désorption intermédiaire, on calcule $W_{rés,dés}(HR_j)$ et $W_{sat,dés}(HR_j)$ avec le système de deux équations suivant :

$$\frac{W_j - W_{rés,dés}(HR_j)}{W_{sat,dés}(HR_j) - W_{rés,dés}(HR_j)} = f_{dés}(h_{cap}) \quad (Eq\ I-51)$$

$$\frac{W_i - W_{rés,dés}(HR_j)}{W_{sat,dés}(HR_j) - W_{rés,dés}(HR_j)} = f_{dés}(h_{cap}) \quad (Eq\ I-52)$$

La teneur en eau $W_{dés,hys}$ s'exprime alors :

$$W_{dés,hys} = W_{rés,dés}(HR_j) + (W_{sat,ad}(HR_j) - W_{rés,ad}(HR_j))f_{dés}(h_{cap}) \quad (Eq\ I-53)$$

Ce modèle nécessite la connaissance d'isothermes de sorption et désorption principales et de l'historique du matériau en humidité relative et teneur en eau.

1.1.4.5 Modèle de Mualem

Mualem a développé plusieurs modèles visant à représenter le comportement hystérétique d'un matériau poreux. Une étude comparative menée par Zhang et al. (2014) conclut que le modèle II est le plus apte à décrire les cycles de sorption-désorption d'un milieu poreux, en comparant les résultats expérimentaux et simulés de cinq matériaux : trois échantillons de béton et deux échantillons d'enduit.

Le modèle II de Mualem (2009) est basé sur deux hypothèses : la première est celle du domaine indépendant (Poulovassilis 1962), qui considère qu'il n'y a pas d'interactions entre les pores d'un matériau poreux, et que les phénomènes d'adsorption et de désorption peuvent être modélisés par une fonction $f(HR_{ad}, HR_{dés})$, où HR_{ad} et $HR_{dés}$ sont respectivement les humidités relatives auxquelles un pore se remplit d'eau ou se vide. La seconde hypothèse est le principe de similarité, selon lequel la fonction $f(HR_{ad}, HR_{dés})$ peut être exprimée au moyen de deux fonctions $l(HR_{ad})$ et $h(HR_{dés})$, où l représente le volume de pores remplis d'eau, et h l'accessibilité des pores aux phénomènes de sorption. Il est alors possible de visualiser le comportement hystérétique d'un matériau poreux sur un graphe $l-h$ (Figure I-18) : lors d'une phase d'adsorption, le volume l augmente et l'accessibilité h reste constante. Lors d'une phase de désorption, le volume l diminue ainsi que l'accessibilité, en raison des phénomènes étudiés en I.1.4.1.

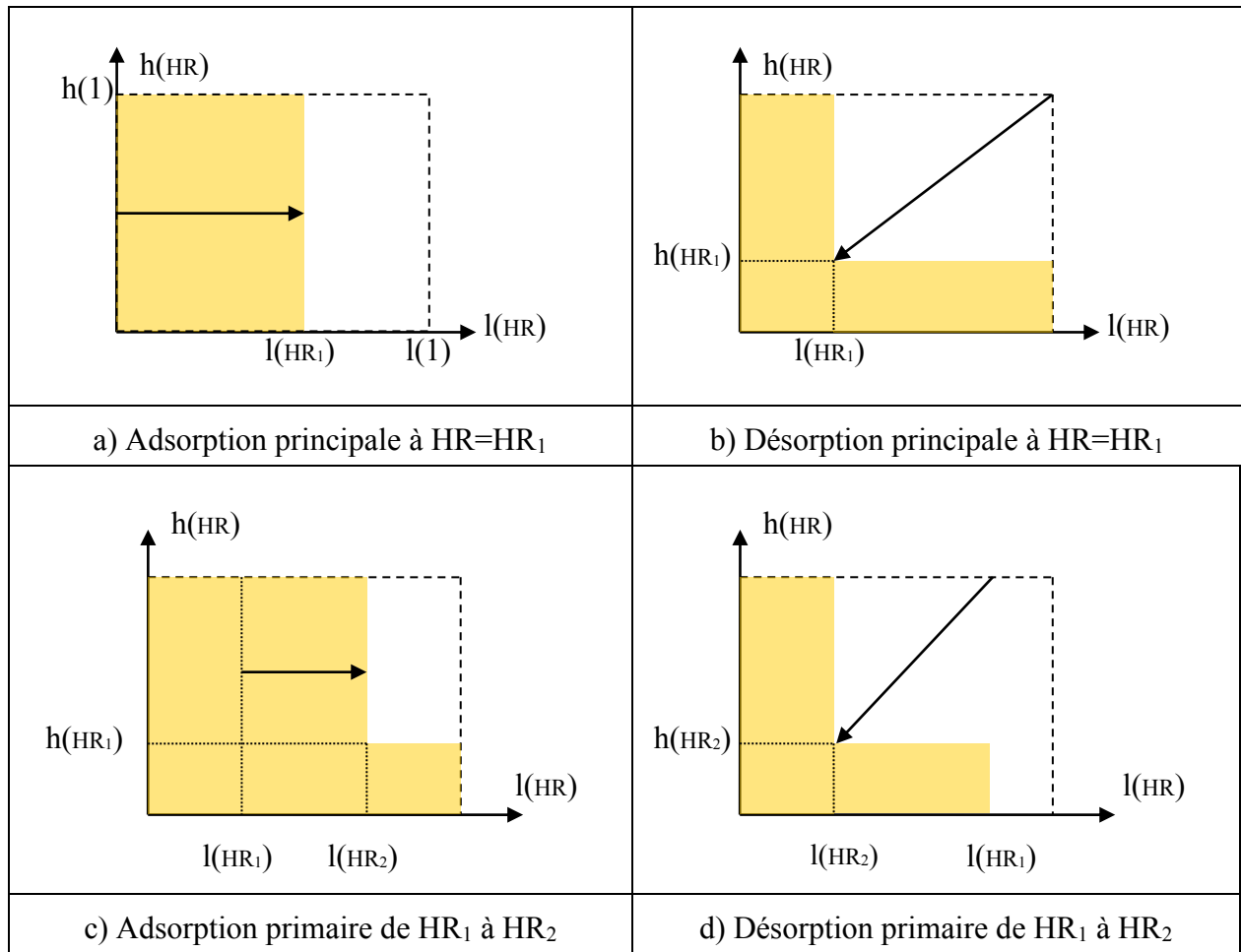


Figure I-18 : Représentation des cycles de sorption-désorption dans l'espace $l-h$

La teneur en eau peut être calculée en intégrant le domaine rempli. Ainsi, en phase de sorption principale (Figure I-18a), nous avons la relation suivante :

$$W_{ad}(HR_1) = \int_0^{HR_1} l(HR)dHR \int_0^1 h(HR)dHR = L(HR_1).H(1) \quad (Eq I-54)$$

La fonction $h(HR)$ est normalisée, par conséquent son intégrale $H(1)=1$ et nous obtenons ainsi l'expression de l'intégrale $L(HR)$:

$$L(HR) = W_{ad}(HR) \quad (Eq I-55)$$

De même, en phase de désorption principale (Figure I-18b), nous avons la relation :

$$W_{des}(HR_1) = \int_0^{HR_1} l(HR)dHR \int_0^1 h(HR)dHR + \int_{HR_1}^1 l(HR)dHR \int_0^{HR_1} h(HR)dHR$$

$$W_{des}(HR_1) = L(HR_1).H(1) + (L(1) - L(HR_1)).H(HR_1)$$

$$W_{des}(HR_1) = W_{ad}(HR_1) + (W_f - W_{ad}(HR_1)).H(HR_1) \quad (Eq I-56)$$

Nous pouvons en déduire l'expression de $H(HR)$:

$$H(HR) = \frac{W_{des}(HR) - W_{ad}(HR)}{W_f - W_{ad}(HR)} \quad (Eq\ I-57)$$

En réitérant ces calculs, nous obtenons l'expression de la teneur en eau sur une courbe d'adsorption intermédiaire (Figure I-18c) :

$$W_{ad,hys}(HR) = W_i + (L(HR) - L(HR_i))(1 - H(HR_i)).$$

$$W_{ad,hys}(HR) = W_i + (W_{ad}(HR) - W_{ad}(HR_i)) \cdot \frac{W_f - W_{des}(HR_i)}{W_f - W_{ad}(HR_i)} \quad (Eq\ I-58)$$

De même, pour une phase de désorption intermédiaire (Figure I-18d) :

$$W_{des,hys}(HR) = W_j - (L(HR_j) - L(HR))(1 - H(HR))$$

$$W_{des,hys}(HR) = W_j - (W_{ad}(HR_j) - W_{ad}(HR)) \cdot \frac{W_f - W_{des}(HR)}{W_f - W_{ad}(HR)} \quad (Eq\ I-59)$$

Il est alors possible de calculer les capacités $\theta_{ad,hys}$ et $\theta_{des,hys}$:

$$\theta_{ad,hys} = \frac{\partial W_{ad,hys}}{\partial HR} = \frac{W_f - W_{des}(HR_i)}{W_f - W_{ad}(HR_i)} \cdot \theta_{ad}(HR) \quad (Eq\ I-60)$$

$$\begin{aligned} \theta_{des,hys} = \frac{\partial W_{des,hys}}{\partial HR} = & \frac{W_f - W_{des}(HR)}{W_f - W_{ad}(HR)} \cdot \theta_{ad}(HR) \\ & - (W_{ad}(HR_j) - W_{ad}(HR)) \cdot \frac{(W_f - W_{des}(HR))\theta_{ad}(HR) - (W_f - W_{ad}(HR))\theta_{des}(HR)}{(W_f - W_{ad}(HR))^2} \end{aligned} \quad (Eq\ I-61)$$

Le modèle dépendant de Mualem est différent du Modèle II car il ne prend pas en compte l'hypothèse d'indépendance entre les pores, et modélise leur interaction en adsorption et en désorption par des coefficients p_{ad} et $p_{dés}$, inférieurs à 1. Le coefficient p_{ad} est en pratique très proche de 1 et a peu d'impact comparé à $p_{dés}$ (Mualem 1975), c'est donc ce dernier qui est utilisé. La teneur en eau intermédiaire en désorption $W_{des,hys}$ est alors exprimée :

$$W_{des,hys}(HR) = W_j - p_{dés} \cdot (W_f - W_{ad}(HR)) \cdot \frac{W_{ad}(HR_j) - W_{ad}(HR)}{W_f} \quad (Eq\ I-62)$$

$$p_{dés} = W_f \cdot \frac{W_f - W_{des,hys}}{W_f - W_{ad}(HR^*)} \quad (Eq\ I-63)$$

où HR^* est la valeur d'humidité relative vérifiant $W_{des}(HR^*) = W_{des,hys}$.

La mise en oeuvre du modèle II de Mualem nécessite la connaissance des isothermes d'adsorption et désorption principales, ainsi que l'historique d'humidité relative et de teneur en eau du matériau. Par la suite, l'expression « modèle de Mualem » se réfère au modèle II, sauf indication contraire

1.1.4.6 Modèle de Frandsen

Le modèle de Frandsen (2007) repose sur la normalisation de la teneur en eau en utilisant le paramètre s défini par :

$$s(\text{HR}) = \frac{W(\text{HR}) - W_{\text{ad}}(\text{HR})}{W_{\text{dés}}(\text{HR}) - W_{\text{ad}}(\text{HR})} \quad (\text{Eq I-64})$$

de telle sorte que $s(\text{HR})=0$ sur la courbe d'adsorption principale et $s(\text{HR})=1$ sur la courbe de désorption principale.

L'évolution de s au cours des phases d'adsorption et de désorption est calculée avec les formules suivantes :

- Phase d'adsorption

$$s_{\text{ad,hys}}(\text{HR}) = -1 + 2 \left(\frac{1-\text{HR}}{1-\text{HR}_{\text{d},0}} \right)^{\left(\frac{d_1}{\ln(d_2(1-\text{HR}_{\text{d},0}))} \right)} \quad (\text{Eq I-65})$$

- Phase de désorption

$$s_{\text{des,hys}}(\text{HR}) = 2 - 2 \left(\frac{\text{HR}}{\text{HR}_{\text{a},0}} \right)^{\left(\frac{d_1}{\ln(d_2 \cdot \text{HR}_{\text{a},0})} \right)} \quad (\text{Eq I-66})$$

Le calcul des termes $\text{HR}_{\text{a},0}$, $\text{HR}_{\text{d},0}$, d_1 et d_2 est détaillé en annexe A.1.4.

Les teneurs en eau pour des courbes d'adsorption et désorption intermédiaires sont exprimées ainsi :

$$W_{\text{ad,hys}}(\text{HR}) = W_{\text{ad}}(\text{HR}) + (W_{\text{des}}(\text{HR}) - W_{\text{ad}}(\text{HR}))s_{\text{ad,hys}}(\text{HR}) \quad (\text{Eq I-67})$$

$$W_{\text{des,hys}}(\text{HR}) = W_{\text{ad}}(\text{HR}) + (W_{\text{des}}(\text{HR}) - W_{\text{ad}}(\text{HR}))s_{\text{des,hys}}(\text{HR}) \quad (\text{Eq I-68})$$

Ce modèle nécessite la connaissance des isothermes d'adsorption et désorption principales, de l'historique d'humidité relative et de teneur en eau du matériau et de courbes de sorption-désorption primaires pour déterminer les coefficients, ce qui le rend difficile à mettre en oeuvre.

1.1.4.7 Principe de fermeture et effet de pompage

La principale différence entre les modèles d'hystérésis existants est l'application du principe de fermeture (Zhang et al. 2014) : d'après celui-ci, lors d'une succession de cycles de sorption-désorption, pour tout extremum d'humidité relative, il existe une et une seule teneur en eau. Ainsi, si un matériau avec une humidité relative et teneur en eau initiales HR_{init} et W_{init} subit plusieurs cycles d'adsorption-désorption et revient à HR_{init} , sa teneur en eau sera à nouveau W_{init} .

Le non-respect de cette condition entraîne un effet dit de «pompage» (Werner et Lockington 2006), et la différence de teneur en eau entre deux cycles (Figure I-19) est désigné dans la littérature sous le nom d'«Erreur de Pompage Artificielle» (EPA). Les données expérimentales sur différents matériaux poreux tendent à confirmer le principe de fermeture (Zhang et al 2014) (Mualem et al 2009), aussi l'effet de pompage est-il souvent considéré comme une anomalie calculatoire à corriger.

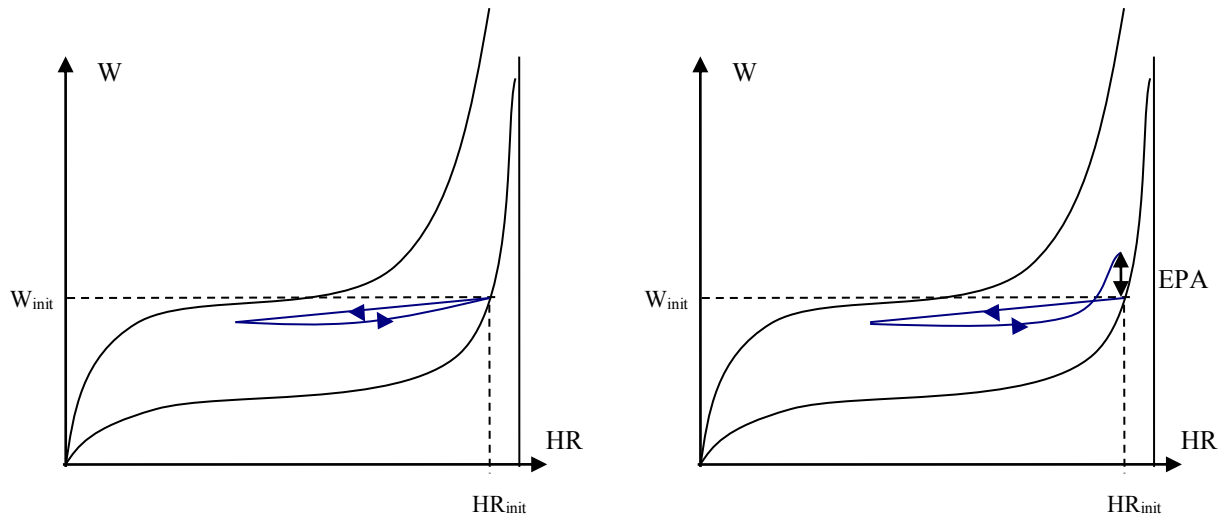


Figure I-19 : Cycles de sorption-désorption sans et avec effet de pompage

Parmi les modèles présentés, ceux de Pedersen, Merakeb, Kool-Parker et Frandsen ne respectent pas le principe de fermeture. Le modèle de Huang ajoute des contraintes mathématiques à celui de Kool-Parker qui permettent la fermeture, ce qui montre que le phénomène de pompage peut être traité mathématiquement. Le modèle de Mualem respecte le principe de fermeture grâce à l'hypothèse de similarité.

Néanmoins, le principe de fermeture n'est observable que sur les mesures expérimentales effectuées sur des matériaux en régime permanent, et pas sur celles en régime instationnaire (Scheffler et al. 2011). D'autre part, des modèles d'hystérésis continuent à être développés et utilisés pour prévoir le comportement hygrique de matériaux hygroscopiques, malgré la présence d'effets de pompage (X. S. Li 2005) (Merakeb, Dubois, et Petit 2009) (Kwiatkowski et al. 2009) ; il n'y a donc pas de consensus clair sur le sujet.

Nous avons vu les principales caractéristiques d'un matériau poreux, notamment la relation qui existe entre l'humidité relative et la teneur en eau. Nous allons à présent introduire les différents phénomènes physiques et leur modélisation afin de prédire des variations de masse et de température au sein de ce type de matériau.

I.2 Modélisation des mécanismes de transfert au sein d'un milieu poreux

Nous nous intéressons à une situation où des transferts se produisent. Les hypothèses retenues sont les suivantes :

- La phase solide est composée du matériau sec, considéré comme homogène et indéformable.
- La phase gazeuse est composée de vapeur d'eau et d'air, tous deux considérés comme des gaz parfaits.
- La phase liquide est composée d'eau, considérée comme incompressible.
- Les isothermes de sorption des matériaux sont indépendantes de la température et de la pression de gaz.
- La température du matériau reste supérieure à la température de gel de l'eau.
- Les réactions chimiques dans le matériau sont négligées.
- L'équilibre thermodynamique local est atteint pour chaque phase.
- Les effets de la gravité sont négligés.

En raison du caractère hétérogène et aléatoire de la distribution des pores, les mécanismes de transfert sont exprimés selon une approche macroscopique (Philip et De Vries 1957, Luikov 1975, Whitaker 1977).

On définit un volume élémentaire représentatif (VER) (Figure I-20), au sein duquel chaque variable intervenant dans les transferts de masse et de chaleur a une unique valeur à un temps donné. Cela est possible en attribuant à chacune de ces variables la valeur obtenue par une prise de moyenne volumique.

Appelons V_{VER} le volume du VER et f une variable quelconque intervenant dans ce volume. Si l'on prend l'hypothèse que l'équilibre thermodynamique local est atteint pour chaque phase, alors la moyenne volumique \bar{f} a pour expression :

$$\bar{f} = \frac{1}{V_{VER}} \int_0^{V_{VER}} f \cdot dV_{VER} \quad (Eq\ I-69)$$

Ainsi, pour tout point d'un système, la valeur de la variable f attribuée sera égale à la valeur \bar{f} , calculée dans le volume V_{VER} ayant ce point pour centre.

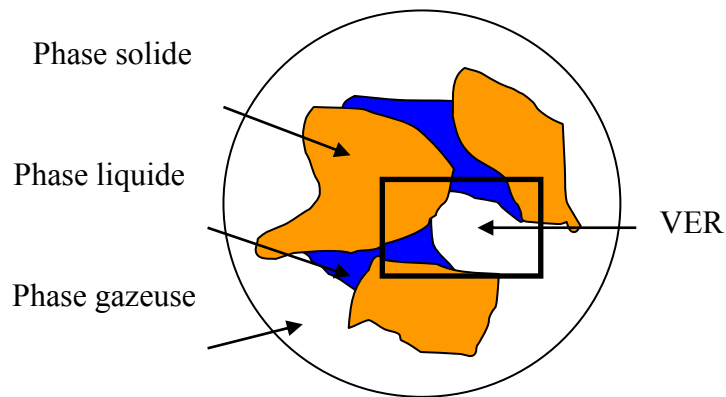


Figure I-20 : Volume Elémentaire Représentatif d'un milieu poreux

Dans la suite de cette étude, l'expression d'une variable f se réfère à sa moyenne volumique \bar{f} , sauf indication contraire.

I.2.1 Transferts de masse

Les transferts de masse se limitent ici aux phases gazeuse et liquide.

I.2.1.1 Transfert de la phase gazeuse

Vapeur d'eau

Le transfert de vapeur d'eau peut être induit par différents phénomènes physiques (Incropera et al. 2007) (Bird et al. 2006) :

- par advection : la circulation d'air dans le matériau entraîne des phénomènes de convection interne
- par diffusion moléculaire libre : le transport des molécules d'eau est déterminé par leurs collisions entre elles, et est équivalent à la diffusion de la vapeur d'eau dans l'air
- par effusion (transport de Knudsen) : le transport des molécules d'eau est déterminé par les collisions avec les parois des pores

La densité de flux de vapeur d'eau au sein d'un matériau j_v est alors donnée par la relation :

$$j_v = j_{v,adv} + j_{v,diff} + j_{v,eff} \quad (Eq I-70)$$

Le terme d'advection $j_{v,adv}$ se calcule de la façon suivante :

$$j_{v,adv} = \rho_a \cdot \frac{M_v}{M_a} \cdot \frac{p_v}{p_{atm} - p_v} \cdot v_a \quad (Eq I-71)$$

où v_a est la vitesse moyenne de l'air dans le matériau.

La première loi de Fick permet d'exprimer les flux molaires $j_{v,diff}$ et $j_{v,eff}$ en fonction du gradient de concentration de vapeur C_v :

$$j_{v,diff} + j_{v,eff} = -D_v \cdot \nabla C_v \quad (Eq I-72)$$

où D_v est un coefficient de diffusion de la vapeur dans le matériau exprimé en $m^2 \cdot s^{-1}$.

Si la vapeur d'eau est considérée comme un gaz parfait, la concentration de vapeur s'écrit :

$$C_v = \frac{M_v}{R \cdot T} p_v \quad (Eq I-73)$$

On aboutit alors à l'équation :

$$j_{v,diff} + j_{v,eff} = -\frac{M_v \cdot D_v}{R \cdot T} \nabla p_v \quad (Eq I-74)$$

Afin de vérifier l'importance relative des termes de diffusion et d'effusion, il faut calculer le facteur de Knudsen K_n du matériau :

$$K_n = \frac{L_{lp}}{d_p} \quad (Eq I-75)$$

avec L_{lp} est la distance moyenne de libre parcours de vapeur d'eau, et d_p est le diamètre moyen des pores du matériau.

Le coefficient D_v s'écrit alors : $D_v = \frac{D_{v,0}}{1 + K_n}$ (Eq I-76)

où $D_{v,0}$ est le coefficient de diffusion de la vapeur d'eau dans l'air libre (Schirmer 1938) :

$$D_{v,0}(p, T) = 2,17 \cdot 10^{-5} \frac{p_0}{p} \left(\frac{T(K)}{T_0(K)} \right)^{1,88} \quad (Eq I-77)$$

Si $K_n \gg 1$ le transfert de vapeur se produit essentiellement par effusion :

$$j_{v,eff} = -\frac{M_v \cdot D_{v,0}}{R \cdot T \cdot K_n} \nabla p_v \quad (Eq I-78)$$

Si $K_n \ll 1$ le transfert de vapeur par diffusion libre est prépondérant :

$$j_{v,diff} = -\frac{M_v \cdot D_{v,0}}{R \cdot T} \nabla p_v \quad (Eq I-79)$$

Ces équations sont valables pour un air humide. En milieu poreux, la diffusion est restreinte et la somme des flux effusif et diffusif s'écrit :

$$j_{v,eff} + j_{v,diff} = -\frac{\delta_{p,a}}{\mu_v} \nabla p_v \quad (Eq I-80)$$

avec $\delta_{p,a} = \frac{M_v \cdot D_{v,0}}{R \cdot T}$ la perméabilité de l'air à la vapeur

μ_v le coefficient de résistance à la vapeur du matériau

Air sec

De même que pour la vapeur d'eau, le transfert d'air au sein d'un matériau peut s'effectuer par advection, diffusion et effusion. Le flux d'air j_a , s'écrit :

$$j_a = j_{a,adv} + j_{a,diff} + j_{a,eff} \quad (Eq\ I-81)$$

Le terme $j_{a,adv}$ se calcule de la façon suivante :

$$j_{a,adv} = \rho_a \cdot V_a \quad (Eq\ I-82)$$

Le nombre de Knudsen calculé pour la vapeur d'eau s'applique également à l'air. La première loi de Fick permet d'exprimer les flux molaires $j_{a,diff}$ et $j_{a,eff}$ en fonction du gradient de concentration de vapeur C_a :

$$j_{a,diff} + j_{a,eff} = -D_a \cdot \nabla C_a \quad (Eq\ I-83)$$

avec

$$C_a = \frac{M_a}{R \cdot T} p_a \quad (Eq\ I-84)$$

et D_a le coefficient de diffusion de l'air dans le matériau. On en déduit :

$$j_{a,diff} + j_{a,eff} = -\frac{M_a \cdot D_a}{R \cdot T} \nabla p_a \quad (Eq\ I-85)$$

Eau liquide

La densité de flux d'eau liquide au sein d'un matériau s'écrit j_l . Le transfert s'effectue par capillarité et par écoulement :

$$j_l = j_{l,cap} + j_{l,écoul} \quad (Eq\ I-86)$$

La loi de Darcy généralisée permet d'exprimer le flux liquide total sous la forme :

$$j_l = -K_l \nabla p_c$$

où K_l est la conductivité hydraulique du matériau.

1.2.2 Transferts de chaleur

Au sein d'un milieu poreux, les transferts de chaleur peuvent s'effectuer selon quatre mécanismes : la conduction, la convection, le rayonnement et le changement de phase (Incropera et al. 2007). Nous négligeons ici le rayonnement interne se produisant dans les pores en raison des faibles températures appliquées à un matériau du bâtiment en conditions usuelles.

A une échelle macroscopique la densité de flux de chaleur par conduction thermique s'exprime par la loi de Fourier :

$$\Phi_{\text{cond}} = -\bar{\lambda}\nabla T \quad (\text{Eq I-87})$$

où $\bar{\lambda}$ est la conductivité thermique effective du milieu.

Des phénomènes de convection se produisent à l'interface entre un fluide et la surface d'un pore. L'apport d'énergie lié à la convection au sein d'un matériau s'écrit :

$$\Psi_{\text{conv,interne}} = (j_l \cdot c_{p,l} + j_v \cdot c_{p,v} + j_a \cdot c_{p,a}) \nabla T \quad (\text{Eq I-88})$$

où $c_{p,l}$, $c_{p,v}$ et $c_{p,a}$ sont respectivement les capacités thermiques de l'eau, de la vapeur et de l'air considérées constantes, et j_l , j_v et j_a les densités de flux massiques définies précédemment.

Les phénomènes d'évaporation et de condensation au sein du matériau induisent un apport interne Ψ_{phase} qui s'exprime en fonction du taux de changement de phase K et de la chaleur latente de vaporisation L_v de l'eau par la formule :

$$\Psi_{\text{phase}} = K \cdot (L_v(T_{\text{réf}}) + (c_{p,v} - c_{p,l}) \cdot (T - T_{\text{réf}})) \quad (\text{Eq I-89})$$

où $T_{\text{réf}}$ est une température de référence. Les variations de chaleur latente de sorption du matériau sont négligées.

1.2.3 Equations de conservation

1.2.3.1 Conservation de la masse

Les équations de conservation de la masse s'écrivent comme suit pour les trois composants :

- Air sec

$$\frac{\partial \rho_a}{\partial t} + \nabla(j_a) = 0 \quad (\text{Eq I-90})$$

- Vapeur d'eau

$$\frac{\partial \rho_v}{\partial t} + \nabla(j_v) = K \quad (\text{Eq I-91})$$

- Eau liquide

$$\frac{\partial \rho_l}{\partial t} + \nabla(j_l) = -K \quad (\text{Eq I-92})$$

où K est le taux de changement de phase : évaporation, condensation.

La teneur en eau W peut s'écrire :

$$W = \frac{\rho_l + \rho_v}{\rho_s} \quad (\text{Eq I-93})$$

En additionnant les équations (Eq I-91) et (Eq I-92), le terme de changement de phase disparaît et le bilan de teneur en eau s'écrit :

$$\frac{\partial W}{\partial t} + \nabla \left(\frac{j_1 + j_v}{\rho_s} \right) = 0 \quad (\text{Eq I-94})$$

Les équations de transfert de masse dans la partie I.2.1 montrent que si l'advection de la phase gazeuse est négligeable par rapport aux phénomènes d'effusion et de diffusion, les trois flux j_v , j_a et j_l peuvent s'exprimer en fonction des gradients des pressions relatives de chaque phase :

$$j_v = -D_v^{P_v} \nabla p_v \quad j_a = -D_a^{P_a} \nabla p_a \quad j_l = -D_l^{P_l} \nabla p_l$$

Les pressions relatives sont liées à de nombreuses autres variables (température T, humidité relative HR, pression de gaz p_g ...) et liées au matériau (teneur en eau W). Ainsi, les équations de bilan peuvent s'écrire différemment selon les variables choisies (Dubois et al. 2014). Si l'on considère n variables $\beta_1, \beta_2 \dots \beta_n$, où n correspond au nombre d'équations de conservation, les flux s'expriment sous la forme :

$$j_\alpha = \sum_{m=1}^n -D_\alpha^{\beta_m} \nabla \beta_m \text{ pour } \alpha=v, a \text{ et } l \quad (\text{Eq I-95})$$

Si l'on considère la phase solide comme incompressible, le terme ρ_s peut être sorti du gradient et l'équation de bilan de masse d'eau devient :

$$\rho_s \cdot \frac{\partial W}{\partial t} + \nabla \left(\sum_{m=1}^n \left(-D_l^{\beta_m} + D_v^{\beta_m} \right) \nabla \beta_m \right) = 0 \quad (\text{Eq I-96})$$

La dérivée de ρ_a par rapport au temps peut se décomposer en fonction des variables sous la forme :

$$\frac{\partial \rho_a}{\partial t} = \sum_{m=1}^n \gamma_m \frac{\partial \beta_m}{\partial t} \quad \text{avec } \gamma_m = \frac{\partial \rho_a}{\partial \beta_m} \quad (\text{Eq I-97})$$

1.2.3.2 Conservation de l'énergie

L'équation de la chaleur s'écrit :

$$\frac{\partial H_{\text{vol}}}{\partial t} + \nabla(\varphi) = \psi \quad (\text{Eq I-98})$$

où H_{vol} est l'enthalpie volumique du milieu, définie comme la somme des chaleurs spécifiques de chaque phase. Sa dérivée temporelle peut être exprimée sous la forme :

$$\frac{\partial H}{\partial t} = \rho c_p \cdot \frac{\partial T}{\partial t} \quad (\text{Eq I-99})$$

avec

$$\rho c_p = \rho_s \cdot c_{p,s} + \rho_l \cdot c_{p,l} + \rho_v \cdot c_{p,v} + \rho_a \cdot c_{p,a} \quad (\text{Eq I-100})$$

L'équation de la chaleur s'écrit alors :

$$\rho c_p \cdot \frac{\partial T}{\partial t} + \nabla(\phi) = \psi \quad (\text{Eq I-101})$$

En calculant le flux de chaleur total ϕ et la somme des apports internes d'énergie ψ à partir des phénomènes décrits en I.2.2, l'équation devient :

$$\rho c_p \cdot \frac{\partial T}{\partial t} + \nabla(\phi_{\text{cond}}) = \psi_{\text{conv,interne}} + \psi_{\text{phase}} \quad (\text{Eq I-102})$$

$$\rho c_p \cdot \frac{\partial T}{\partial t} + \nabla(-\lambda \nabla T) - (j_l \cdot c_{p,l} + j_v \cdot c_{p,v} + j_a \cdot c_{p,a}) \nabla T - K \cdot (L_v(T_{\text{réf}}) + (c_{p,v} - c_{p,l}) \cdot (T - T_{\text{réf}})) = 0$$

$$\rho c_p \cdot \frac{\partial T}{\partial t} + \nabla(-\lambda \nabla T) - \left(\begin{array}{l} \left(\sum_{m=1}^n D_l^{\beta_m} \nabla \beta_m \right) \cdot c_{p,l} \\ + \left(\sum_{m=1}^n D_v^{\beta_m} \nabla \beta_m \right) \cdot c_{p,v} \\ + \left(\sum_{m=1}^n D_a^{\beta_m} \nabla \beta_m \right) \cdot c_{p,a} \end{array} \right) \nabla T - K \cdot (L_v(T_{\text{réf}}) + (c_{p,v} - c_{p,l}) \cdot (T - T_{\text{réf}})) = 0 \quad (\text{Eq I-103})$$

Nous notons δ le terme de transport convectif défini par :

$$\delta = \left(\sum_{m=1}^n D_l^{\beta_m} \nabla \beta_m \right) \cdot c_{p,l} + \left(\sum_{m=1}^n D_v^{\beta_m} \nabla \beta_m \right) \cdot c_{p,v} + \left(\sum_{m=1}^n D_a^{\beta_m} \nabla \beta_m \right) \cdot c_{p,a} \quad (\text{Eq I-104})$$

L'équation (Eq-103) devient alors :

$$\rho c_p \cdot \frac{\partial T}{\partial t} + \nabla(-\lambda \nabla T) - \delta \nabla T - K \cdot (L_v(T_{\text{réf}}) + (c_{p,v} - c_{p,l}) \cdot (T - T_{\text{réf}})) = 0 \quad (\text{Eq I-105})$$

I.2.4 Expressions des coefficients de diffusion

La plupart des modèles de transferts d'eau dans un milieu poreux utilisent l'équation de conservation de la masse telle qu'écrite dans l'équation (Eq I-96). Cependant, le choix des variables retenues change l'expression des coefficients de diffusion utilisés (Dubois et al. 2014).

I.2.4.1 Coefficients de diffusion de l'eau liquide et de la vapeur

Le Tableau I-1 donne un récapitulatif des expressions des coefficients de transfert des phases liquide et vapeur.

Référence	Variables	Transfert d'eau liquide	Transfert de vapeur
(CISC 1982) (Lecharpentier 2000)	W,T	$D_1^W = -\rho_l \cdot K_1 \cdot \left(\frac{\partial p_c}{\partial W} \right)$ $D_1^T = -\rho_l \cdot K_1 \cdot \left(\frac{\partial p_c}{\partial T} \right)$	$D_v^W = D_v^{\text{eff}} \left(\frac{M_a \cdot M_v}{M \cdot R \cdot T} \right) \left(\frac{\partial p_v}{\partial W} \right)$ $D_v^T = D_v^{\text{eff}} \left(\frac{M_a \cdot M_v}{M \cdot R \cdot T} \right) \left(\frac{\partial p_v}{\partial T} \right)$
Zaknoute (2011)	W,T	$D_1^W = \exp(p_1 + \frac{p_2}{W})$	$D_v^W = D_v^{\text{eff}} \left(\frac{M_a \cdot M_v}{M \cdot R \cdot T} \right) \left(\frac{\partial p_v}{\partial W} \right)$
Künzel (1995)	HR,T	$D_1^{\text{HR}} = \left(\frac{1}{\mu(\text{HR})} - \frac{1}{\mu_v} \right) \delta_{p,a} \cdot p_{v,\text{sat}}$	$D_v^{\text{HR}} = \frac{\delta_{p,a}}{\mu_v} \cdot p_{v,\text{sat}}$ $D_v^T = \frac{\delta_{p,a}}{\mu_v} \cdot \frac{\partial p_v}{\partial T}$

Tableau I-1 : Expressions des coefficients de diffusion

Lecharpentier (2000) exprime la conductivité hydraulique K_1 sous la forme $K_1 = \frac{k \cdot k_{rl}}{\mu_l}$, avec μ_l la viscosité dynamique de la phase liquide, k la perméabilité intrinsèque du matériau, et k_{rl} sa perméabilité relative à la phase liquide sous deux formes empiriques k_{rl1} et k_{rl2} :

$$k_{rl1} = W_{\text{éq}}^2 (2 - W_{\text{éq}}^2) \quad k_{rl2} = W_{\text{éq}}^4$$

$$\text{avec } W_{\text{éq}} = \frac{W - W_{\text{hyg}}}{W_{\text{sat}} - W_{\text{hyg}}}$$

De même, la conductivité gazeuse K_g est exprimée sous la forme $K_g = \frac{k \cdot k_{rg}}{\mu_g}$ avec μ_g la viscosité dynamique de la phase gazeuse et k_{rg} la perméabilité relative du matériau à la phase gazeuse, exprimé sous deux formes empiriques k_{rg1} et k_{rg2} :

$$k_{rg1} = 1 + W_{\text{éq}}^2 (2 \cdot W_{\text{éq}} - 3) \quad k_{rg2} = (1 - W_{\text{éq}}^2)(1 - W_{\text{éq}})^2$$

D_v^{eff} est le coefficient effectif de diffusion gazeuse.

Zaknoute utilise les coefficients p_1 et p_2 propres au matériau à déterminer expérimentalement (Zaknoute et al. 2012) (Zaknoute et al. 2013).

Le coefficient D_v^{eff} est calculé par la formule :

$$D_v^{\text{eff}} = p_3 \cdot (1 - W_{\text{éq}}^2) \cdot D_0 \quad (\text{Eq I-106})$$

où p_3 est un coefficient propre au matériau à déterminer expérimentalement, et D_0 est le coefficient de diffusion de la vapeur dans l'air.

Künzel utilise la perméabilité à la vapeur de l'air $\delta_{p,a}$, et le facteur de résistance à la diffusion du matériau $\mu(HR)$, qui varie en fonction de HR. μ_v est le facteur de résistance à la diffusion de la vapeur, défini par $\mu_v = \mu(HR=0)$.

La Figure I-21 montre l'allure générale des coefficients D_l^W et D_v^W pour un matériau poreux d'après De Vries (1958). A faible teneur en eau, le transfert d'eau a lieu principalement sous forme vapeur par diffusion, et à forte teneur en eau il a lieu principalement sous forme liquide par capillarité.

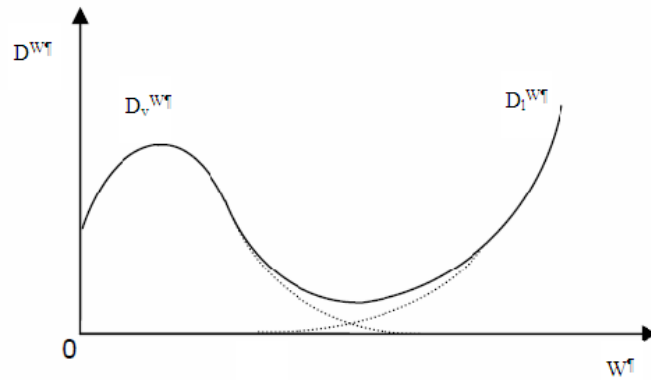


Figure I-21 : Allure des coefficients D_l^W et D_v^W (De Vries 1958)

1.2.4.2 Coefficients de diffusion de l'air

Lecharpentier (2000) exprime les coefficients D_a^W , D_a^T et D_a^{Pg} sous la forme :

$$D_a^W = -D_v^{\text{eff}} \left(\frac{M_a \cdot M_v}{M_g \cdot R \cdot T} \right) \left(\frac{\partial P_v}{\partial W} \right) \quad (\text{Eq I-107})$$

$$D_a^T = -D_v^{\text{eff}} \left(\frac{M_a \cdot M_v}{M_g \cdot R \cdot T} \right) \left(\frac{\partial P_v}{\partial T} \right) \quad (\text{Eq I-108})$$

$$D_a^{Pg} = \rho_a \cdot K_g + D_v^{\text{eff}} \left(\frac{M_a \cdot M_v}{M_g \cdot R \cdot T} \right) \left(\frac{\partial P_v}{\partial P_g} \right) \quad (\text{Eq I-109})$$

1.2.4.3 Conductivité thermique

La conductivité thermique d'un matériau poreux triphasique prend en compte les phases solide, liquide et gazeuse. Jury (2007) et Nicolas (2014) utilisent les formules de Zimmerman (1989) permettant de déterminer la conductivité thermique apparente via l'analogie thermo-électrique :

Modèle série

$$\bar{\lambda}_{//} = \bar{\varepsilon}_s \cdot \bar{\lambda}_s + \bar{\varepsilon}_l \cdot \bar{\lambda}_l + \bar{\varepsilon}_g \cdot \bar{\lambda}_g \quad (\text{Eq I-110})$$

Modèle parallèle

$$\bar{\lambda}_{\perp} = \frac{1}{\frac{\bar{\varepsilon}_s}{\bar{\lambda}_s} + \frac{\bar{\varepsilon}_l}{\bar{\lambda}_l} + \frac{\bar{\varepsilon}_g}{\bar{\lambda}_g}} \quad (Eq I-111)$$

où ε est la fraction volumique d'une phase.

Il existe de nombreuses autres méthodes empiriques et mathématiques pour exprimer la conductivité thermique d'un matériau poreux (Maxwell 1940) (Krischer 1963) (Gong 2014).

La conductivité thermique apparente peut être écrite sous une forme empirique dépendant de la teneur en eau et de la température (Pierre et al. 2013) :

$$\bar{\lambda} = A + B.W + C.T \quad (Eq I-112)$$

où A, B et C sont des coefficients à déterminer expérimentalement.

I.3 Modélisation du comportement thermohydrigue de paroi multicouches du bâtiment

I.3.1 Problématique

L'étude des transferts hygrothermiques au sein d'une paroi est un facteur important pour évaluer les performances d'un bâtiment. Celles-ci peuvent être évaluées selon trois critères : le confort intérieur, la consommation énergétique et la durabilité de l'ouvrage.

Le confort ressenti d'un habitat est fortement lié à la température et de l'humidité relative de l'air intérieur (Fang et al. 2000) (Simonson et al. 2002). La qualité des ambiances intérieure est impactée par l'occupation et le renouvellement d'air, et dans le cas de matériaux hygroscopiques, par les flux de chaleur et d'humidité se produisant à travers les parois (El Diasty et al. 1992).

Les phénomènes d'évaporation en surface sont fortement endothermiques et entraînent un refroidissement de la paroi. Les systèmes HVAC (Heat, Ventilation and Air Conditioning) dont sont équipées les maisons modernes consomment davantage d'énergie pour réguler la température et l'humidité lorsque les transferts sont importants (Steeman et al. 2009). Tran Le (2010) a montré l'impact positif de l'utilisation du béton de chanvre sur les performances énergétiques d'un bâtiment, comparé au béton cellulaire. Les propriétés thermiques d'un matériau poreux dépendent de son état hydrique (Collet et al. 2008) (Collet et al 2014), notamment la conductivité thermique qui augmente avec la teneur en eau (Pierre et al. 2013).

La durée de vie d'une paroi dépend des sollicitations qu'elle subit et des endommagements associés. Ainsi, une humidité trop importante dans les matériaux peut entraîner l'apparition de moisissure dans la paroi (Johansson et al. 2012), ainsi que des gonflements pouvant entraîner des déformations (Khoshbakht 2006) et impacter négativement la durabilité du bâtiment (Steeman et al. 2009). A l'inverse, une humidité relative trop faible se traduit par un retrait dans le matériau, pouvant causer l'apparition de fissures (Tang et al. 2013). Dans les régions

exposées à une faible température ambiante et une forte humidité relative, des phénomènes de gel peuvent se produire à l'intérieur du matériau (Kong et Zhang 2013).

Historiquement, la méthode de Glaser (1959) permet d'évaluer le profil de pression de vapeur dans une paroi multi-couches en régime permanent. De même, le profil de pression de vapeur saturante peut être obtenu à partir du profil de température déterminé par les formules de conductivité thermique. Il est alors possible de vérifier dans la paroi l'existence de points dont la pression de vapeur est supérieure à la pression de vapeur saturante : il se produira en ces points des phénomènes de condensation. La principale limitation de cette méthode est qu'elle se restreint aux cas de profils établis en régime permanent. Or une paroi de bâtiment est soumise à des variations journalières et saisonnières de température et d'humidité relative intérieures et extérieures.

Par conséquent, l'analyse du comportement hygrothermique d'une paroi du bâtiment nécessite un modèle capable d'évaluer les variations d'humidité et de température en régime dynamique, ce que l'on appelle communément un modèle HAM (Heat, Air and Moisture).

1.3.2 Modèles HAM

Les outils permettant de prédire le comportement hygrothermique d'un matériau hygroscopique sont de deux sortes :

- les modèles commerciaux où les équations sont directement implémentées
- les modèles développés sur des logiciels de simulation numérique tels que Comsol[®], Fortran[®], Matlab[®]... où les équations doivent être écrites manuellement

Les modèles commerciaux sont plus simples d'utilisation, mais sont basés sur des hypothèses qui ne peuvent pas être modifiées, et il est donc impossible d'adapter les équations en conséquence. C'est pourquoi ils sont surtout utilisés dans le cadre d'un usage professionnel pour évaluer les performances énergétiques d'un bâtiment, tandis que les modèles destinés à la recherche sont le plus souvent développés pour permettre une meilleure flexibilité dans les hypothèses retenues.

Jusqu'à récemment, la majorité des modèles HAM négligeaient l'hystérésis de teneur en eau. Hens (1996) a recensé trente-sept modèles, dont seulement deux prenaient en compte les phénomènes d'hystérésis : MATCH (Pedersen 1992) et CHEoH (Molenda et al. 1992). Or il a été montré depuis que la prise en compte de l'hystérésis a une influence considérable sur le résultat des simulations de variations d'humidité relative et de température (Huang et al. 2005) (Werner et Lockington 2006) (Frandsen et al. 2007) (Kwiatkowski et al. 2009).

Nous nous intéressons dans un premier temps aux logiciels WUFI[®] (appartenant à IBP Software) et Delphin[®] (appartenant à Bauklimatik-Dresden), puis aux modèles développés dans les travaux de recherche de Tran Le (2010) et Aït Ouméziane (2013).

1.3.2.1 WUFI®

Le logiciel WUFI® (Wärme Und Feuchte Instationär) permet de modéliser les transferts 1D ou 2D de chaleur et d'humidité dans les matériaux de construction. Ce logiciel est basé sur le modèle de Künzle (1995) qui prend pour variables de calcul l'humidité relative HR et la température T, en raison de leur continuité à l'interface entre deux matériaux dans des systèmes multi-couches. Les équations résolues par la technique des volumes finis s'écrivent :

$$\left| \begin{aligned} \frac{\partial H}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial t} &= \nabla(\lambda \nabla T) + L_v \nabla(\delta_p \nabla(HR \cdot P_{v,sat})) \\ \theta \frac{\partial HR}{\partial t} &= \nabla(D^{HR} \nabla HR + \delta_p \nabla(HR \cdot P_{v,sat})) \end{aligned} \right|$$

où H est l'enthalpie totale du matériau.

WUFI® possède une importante base de données contenant les propriétés hydriques et thermiques de nombreux matériaux du bâtiment. Il permet de modéliser des parois à une ou plusieurs couches, ce qui le rend intéressant pour représenter une paroi de bâtiment. Cependant, la relation entre teneur en eau et humidité relative est assimilée à une courbe unique, ce qui signifie que les phénomènes d'hystérésis entre adsorption et désorption présentés dans la partie sont négligés.

1.3.2.2 Delphin®

Delphin® (Nicolai et al. 2006) est un logiciel commercial de simulation HAM destiné aux matériaux poreux du bâtiment, résolvant les équations de transferts par la méthode des volumes finis. Les variables de calcul utilisées sont la pression de vapeur P_v , la pression de gaz P_g et la température T. Les équations de transfert de chaleur et de masse utilisées sont les suivantes :

$$\left| \begin{aligned} \rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} &= \nabla \left(\lambda \nabla T + K_{l1} \cdot (\nabla P_l + \rho_l \cdot g) \cdot c_{p,l} + \frac{P_v}{P_a + P_v} \cdot K_g \cdot (\nabla p_g + \rho_l \cdot g) \cdot c_{p,v} \right. \\ &\quad \left. + \frac{P_a}{P_a + P_v} \cdot K_g \cdot (\nabla P_g + \rho_l \cdot g) \cdot c_{p,a} + L_v \cdot \frac{D_{v,0}}{\mu \cdot R \cdot T} \cdot f(W_{vol}) \cdot \nabla p_v \right) \\ \rho \frac{\partial W}{\partial t} &= \nabla \left(K_{l1} \cdot (\nabla p_l + \rho_l \cdot g) + \frac{P_v}{P_a + P_v} \cdot K_g \cdot (\nabla p_g + \rho_l \cdot g) + \frac{D_{v,0}}{\mu \cdot R \cdot T} \cdot f(W_{vol}) \cdot \nabla p_v \right) \\ \frac{\partial p_a}{\partial t} &= \nabla \left(\frac{P_a}{P_a + P_v} \cdot K_g \cdot (\nabla p_g + \rho_l \cdot g) \right) \end{aligned} \right|$$

où K_g est la perméabilité au gaz du matériau, et $f(W_{vol})$ est une fonction spécifique au matériau, dépendant de la fraction volumique en eau et de la porosité.

Delphin possède une base de données contenant les propriétés hygriques et thermiques de matériaux du bâtiment et peut modéliser des parois à une ou plusieurs couches.

I.3.2.2.1 Modèle de Tran le sur SPARK

SPARK (Simulation Problem Analysis and Research Kernel) est un environnement de calcul conçu pour résoudre des systèmes d'équations. La modélisation du comportement hygro-thermique d'une paroi de bâtiment est l'une de ses nombreuses applications possibles. Tran Le a ainsi utilisé cet environnement pour créer un modèle résolvant les équations de transfert par la méthode des différences finies. Les variables de calcul utilisées sont la teneur en eau volumique W_{vol} et la température T . Les équations utilisées (Abadie et al. 2005) s'écrivent:

$$\left\{ \begin{aligned} \rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} &= \nabla(\lambda \nabla T) + \rho_l \cdot L_v \cdot \nabla \left(\left(\frac{\lambda - \lambda_0}{\rho_l \cdot L_v} \right) \nabla T + D_v^{W_{vol}} \nabla W_{vol} \right) \\ \frac{\partial W_{vol}}{\partial t} &= \nabla \left(\delta_p \cdot \frac{p_{v,sat}}{\rho_l} \cdot \frac{\partial HR}{\partial W_{vol}} \nabla W_{vol} + \frac{\lambda - \lambda_0}{\rho_l \cdot L_v} \nabla T \right) \end{aligned} \right.$$

avec λ_0 la conductivité thermique à 0°C du matériau (Crausse et al. 1996).

L'hystérésis n'est pas pris en compte dans ce modèle. Les simulations visent à reproduire des variations climatiques estivales d'une paroi en béton de chanvre enduite, sans toutefois disposer de mesures expérimentales pour les valider.

I.3.2.3 Modèle d'Ait Ouméziane sur Matlab®

Matlab® est un environnement de programmation pour le développement d'algorithmes, pouvant être utilisé pour la résolution d'un système d'équations. Les variables de calcul utilisées sont l'humidité relative HR et la température T. Les équations de transfert de chaleur et de masse sont les suivantes :

$$\left\{ \begin{aligned} &\left(\rho_s \cdot c_{p,s} + c_{p,l} \cdot (W + (T - T_{réf})) \cdot \frac{\partial W}{\partial T} \right) \frac{\partial T}{\partial t} + (c_{p,l} \cdot (T - T_{réf}) \cdot \theta) \frac{\partial HR}{\partial t} \\ &= \nabla \left(\lambda \nabla T + (L_v + c_{p,v} \cdot (T - T_{réf})) \cdot (D_v^{P_v} \nabla p_v - \rho_a \cdot r \cdot v) \right) \\ &+ \nabla \left(c_{p,l} \cdot (T - T_{réf}) \cdot (D_l^{HR} \nabla HR + D_l^T \nabla T) - c_{p,a} \cdot (T - T_{réf}) \cdot \rho_a \cdot v \right) \\ &\theta \frac{\partial HR}{\partial t} + \frac{\partial W}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \left((D_v^{P_v} \nabla (p_v)) - \rho_a \cdot 0,622 \cdot \frac{p_v}{P_{atm}} \cdot \frac{k_g}{\mu_a} \cdot \frac{\Delta p}{e} \right) + \nabla \left(D_l^{HR} \nabla HR + D_l^T \nabla T \right) \end{aligned} \right.$$

L'hystérésis est prise en compte via les modèles de Huang et de Carmeliet. Des variations climatiques sont appliquées à une paroi en béton de chanvre non-enduite expérimentale, dont la température et l'humidité relative locale sont mesurées. Les mesures dans la paroi sont comparées aux simulations, avec des résultats satisfaisants. Cependant, il n'a pas été possible d'effectuer les mesures sur une paroi enduite, par conséquent les modélisations en multicouche n'ont pas pu être validées.

Les études menées dans cette thèse s'inscrivent dans la continuité de ces travaux. L'objectif est de réaliser un modèle numérique de transfert de chaleur et de masse, applicable à une paroi

en béton de chanvre enduite. L'hystérésis est pris en compte, et des mesures locales de température et d'humidité relative sont menées sur une paroi enduite soumise à des variations de température et d'humidité relative extérieures, afin de valider les résultats obtenus par le modèle.

I.3.3 Conditions aux interfaces dans le bâtiment

Une fois établies les équations régissant les transferts de chaleur et d'eau au sein du matériau, il est nécessaire d'identifier les phénomènes se déroulant aux interfaces. En usage, chaque face d'une paroi de bâtiment est exposée à des ambiances différentes.

Du côté exposé aux conditions climatiques, le matériau est soumis :

- au rayonnement dans deux domaines spectraux (grande et courte longueur d'onde)
- à de la convection forcée (vent...)
- à la pluie
- à des variations de température et d'humidité relative

Du côté exposé à l'intérieur du bâtiment, le matériau peut être soumis :

- au rayonnement de grande longueur d'onde
- à de la convection naturelle et/ou forcée
- à des variations de température et d'humidité relative

Ces phénomènes sont répertoriés sur la Figure I-22.

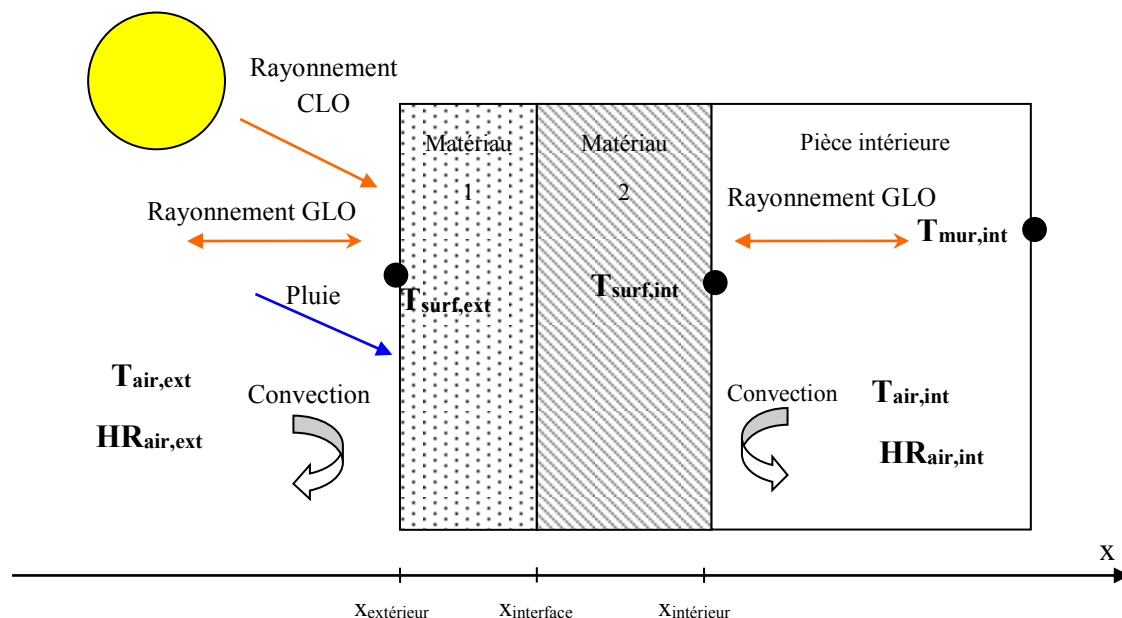


Figure I-22 : Conditions aux limites extérieures et intérieures d'une paroi

1.3.3.1 Interface matériau-air

1.3.3.1.1 Convection

La densité de flux de chaleur échangée par convection φ_{conv} entre l'air et la paroi est exprimée par la loi de Newton :

$$\varphi_{\text{conv}} = h_c \cdot (T_{\text{air}} - T_{\text{surf}}) \quad (\text{Eq I-113})$$

Avec h_c le coefficient d'échange obtenu par des corrélations qui font intervenir le mode de transfert (naturelle ou forcée) et le régime de l'écoulement (laminaire ou turbulent).

1.3.3.1.2 Flux de masse

La conservation de la masse à l'interface entre le matériau et l'air s'écrit sous la forme :

$$F_m + (j_l + j_v) = 0 \quad (\text{Eq I-114})$$

L'analogie entre les transferts de chaleur et les transferts de masse permet de quantifier le flux massique d'eau transféré F_m à la surface du matériau :

$$F_m = \frac{k_m \cdot M_l}{R} \left(\frac{p_{v,\text{air}}}{T_{\text{air}}} - \frac{p_{v,\text{surf}}}{T_{\text{surf}}} \right) \quad (\text{Eq I-115})$$

où k_m est le coefficient de transfert massique défini par :

$$k_m = \frac{\rho_a \cdot c_{p,a}}{h_c} \cdot L_e^{2/3} \quad (\text{Eq I-116})$$

où h_c est le coefficient de convection thermique et L_e est le nombre de Lewis.

1.3.3.1.3 Rayonnement

Dans le domaine du bâtiment co-existe du rayonnement thermique dans le domaine des courtes longueurs d'onde (CLO - Rayonnement solaire) et des grandes longueurs d'onde (GLO - infrarouge long).

Rayonnement extérieur

Sur la surface extérieure d'un mur, on pose :

$$\varphi_{\text{ray}} = \varphi_{\text{CLO}} + \varphi_{\text{GLO}} \quad (\text{Eq I-117})$$

La densité de flux thermique dû au rayonnement solaire est obtenue par la relation :

$$\varphi_{\text{CLO}} = \alpha_{\text{mat,sol}} \cdot \varphi_{\text{solaire}} \quad (\text{Eq I-118})$$

où α_{mat} est l'absorptivité solaire du matériau et φ_{solaire} l'éclairement incident.

Si l'on assimile le ciel et le sol à des surfaces noires, la densité de flux rayonnant GLO s'écrit :

$$\Phi_{\text{GLO}} = \varepsilon \cdot \sigma \cdot \left(\frac{1 + \sin \theta}{2} \cdot (T_{\text{paroi}}^4 - T_{\text{ciel}}^4) + \frac{1 - \sin \theta}{2} \cdot (T_{\text{paroi}}^4 - T_{\text{sol}}^4) \right) \quad (\text{Eq I-119})$$

où ε est l'émissivité du matériau, σ la constante de Stefan Boltzmann et θ un angle valant 0 pour une paroi verticale et $\pi/2$ pour une paroi horizontale.

Rayonnement intérieur

Le flux thermique de rayonnement sur la surface intérieure est dû aux échanges de rayonnement de grande longueur d'onde entre la paroi de température T_{surf} et les autres murs de la pièce de température T_{mur} . Il se calcule avec la formule suivante :

$$\Phi_{\text{ray}} = \frac{\sigma \cdot (T_{\text{surf}}^4 - T_{\text{mur}}^4)}{\left(\frac{1 - \varepsilon_{\text{surf}}}{\varepsilon_{\text{surf}} \cdot S_{\text{surf}}} + \frac{1}{S_{\text{surf}} \cdot F_{\text{surf-mur}}} + \frac{1 - \varepsilon_{\text{mur}}}{\varepsilon_{\text{mur}} \cdot S_{\text{mur}}} \right)} \quad (\text{Eq I-120})$$

où $F_{\text{surf-mur}}$ est le facteur de forme, d'une valeur de 1 pour une pièce concave. Si l'on prend l'hypothèse que $S_{\text{surf}} \ll S_{\text{mur}}$, l'équation devient :

$$\Phi_{\text{ray}} = \sigma \cdot \varepsilon_{\text{surf}} \cdot (T_{\text{surf}}^4 - T_{\text{mur}}^4) \quad (\text{Eq I-121})$$

Si l'on prend l'hypothèse que T_{surf} et T_{mur} sont du même ordre de grandeur, le flux peut s'écrire avec le coefficient d'échange par rayonnement h_r :

$$\Phi_{\text{ray}} = h_r \cdot (T_{\text{mur}} - T_{\text{surf}}) \quad (\text{Eq I-122})$$

avec

$$h_r = 4 \cdot \varepsilon_{\text{surf}} \cdot \sigma \cdot \left(\frac{T_{\text{mur}} + T_{\text{surf}}}{2} \right)^3 \quad (\text{Eq I-123})$$

1.3.3.1.4 Pluie

Künzel (1995) exprime le flux d'eau liquide dû à l'infiltration de la pluie $j_{\text{l,pluie infiltrée}}$ par l'équation :

$$j_{\text{l,pluie infiltrée}} = a_p \cdot j_{\text{pluie}} \quad (\text{Eq I-124})$$

où j_{pluie} est le flux d'eau de pluie arrivant sur la paroi exprimé en $\text{kg} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$, et a_p est un coefficient d'absorptivité aux précipitations.

1.3.3.2 Interface entre deux matériaux

Dans le cas d'une paroi multi-couches, différentes hypothèses peuvent être retenues pour définir les conditions aux limites à l'interface entre deux couches.

Prommas (2011) considère une continuité de pression capillaire P_c entre deux matériaux poreux. Johansson (2009) modélise le flux de vapeur j_v à l'interface en supposant la perméabilité locale à la vapeur d'eau égale à celle de l'air et le flux d'eau liquide j_l

négligeable. De Freitas (1996) étudie trois configurations qui induisent des conditions aux limites différentes pour les flux de chaleur et de masse (Figure I-23) : des phases solides en contact interpénétrées (contact hydraulique), des phases solides en contact sans interpénétration (contact naturel) et des phases solides séparées par une couche d'air.

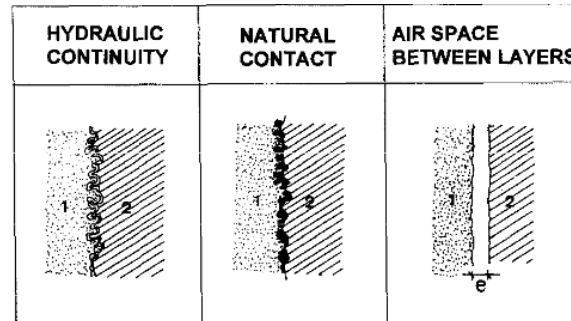


Figure I-23 : Types de contact possibles entre deux matériaux (De Freitas, 1996)

- Continuité hydraulique

Il y a continuité des potentiels intrinsèques T , P_v et HR entre les deux matériaux (Qin et al. 2009). On peut alors poser :

$$T_{\text{mat}1}(x_{\text{interface}}) = T_{\text{mat}2}(x_{\text{interface}}) \quad (\text{Eq I-125})$$

$$P_{v,\text{mat}1}(x_{\text{interface}}) = P_{v,\text{mat}2}(x_{\text{interface}}) \quad (\text{Eq I-126})$$

$$HR_{\text{mat}1}(x_{\text{interface}}) = HR_{\text{mat}2}(x_{\text{interface}}) \quad (\text{Eq I-127})$$

où $x_{\text{interface}}$ est l'abscisse de l'interface.

- Contact naturel

La continuité de température à l'interface est établie, mais pas la continuité d'humidité relative. Il faut alors exprimer le flux de masse en fonction d'une résistance hygrique R_{hyg} :

$$\dot{j}_{\text{interface}} = -\frac{HR_{\text{mat}1}(x) - HR_{\text{mat}2}(x)}{S \cdot R_{\text{hyg}}} \quad (\text{Eq I-128})$$

- Lamme d'air

Il y a discontinuité d'humidité relative et de température. Il faut alors exprimer le flux de température en fonction d'une résistance thermique R_{th} :

$$\Phi_{\text{interface}} = -\frac{1}{S \cdot R_{\text{th}}} (T_{\text{mat}1}(x) - T_{\text{mat}2}(x)) \quad (\text{Eq I-129})$$

Quelque soit le modèle utilisé pour le contact, la teneur en eau est discontinue à l'interface entre deux matériaux (Tariku, Kumaran, et Fazio 2010) (Prommas 2011), ce qui représente un obstacle lors de la modélisation d'une paroi multi-couches (Figure I-24).

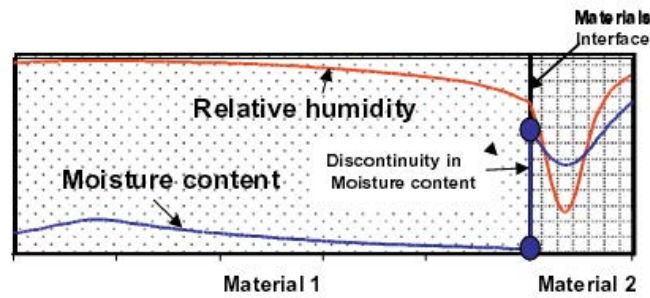


Figure I-24 : Profils de teneur en eau et d'humidité relative à l'interface entre deux matériaux (Tariku, Kumaran, et Fazio 2010)

Néanmoins, dans le cas d'une continuité hydraulique, les teneurs en eau W_{mat1} et W_{mat2} des deux matériaux sont liées par la relation :

$$W_{mat1}(x_{interface}) = R(P_c).W_{mat2}(x_{interface}) \quad (Eq\ I-130)$$

où $R(P_c)$ peut être établi à partir des isothermes de sorption $P_c(W)$ des deux matériaux (Figure I-25).

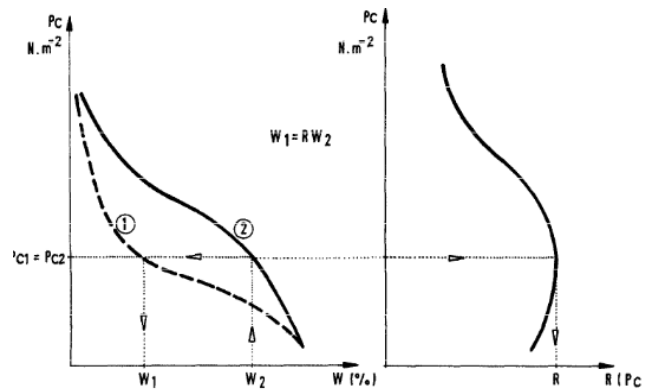


Figure I-25 : Relation entre la fonction R et la pression capillaire P_c (De Freitas, 1996)

La discontinuité de la teneur en eau à l'interface peut justifier le choix de l'humidité relative en tant que variable dans la modélisation des transferts hygriques au sein d'une paroi multicouches.

Pour modéliser les transferts hygriques à travers plusieurs couches de matériaux poreux, l'hypothèse d'une continuité hydraulique est souvent retenue (Samri 2008) (Qin et al. 2009) (Tariku, Kumaran, et Fazio 2010) (Aït Ouméziane 2013).

I.4 Propriétés thermohydriques de mélanges chanvre-chaux pour le bâtiment

Suite à l'essor des préoccupations à l'échelle mondiale sur le développement durable et les économies d'énergie, le secteur du bâtiment a progressivement renoué avec des matériaux biosourcés, qui existent pour certains depuis des millénaires et servaient déjà à construire des bâtiments au néolithique. Ces derniers offrent une bonne alternative aux matériaux d'origine minérale jusque là employés de façon beaucoup plus répandue, tels que la pierre ou le béton.

Le bilan écologique d'un matériau inclue son énergie grise, qui correspond à l'énergie totale nécessaire à sa fabrication, son entretien et sa fin de vie. Cette énergie peut être décomposée en énergies renouvelable et non-renouvelable. Ce bilan est extrêmement favorable aux matériaux biosourcés : ainsi, non seulement l'énergie grise d'une poutre en bois est trois fois inférieure à celle d'une poutre en béton armé de propriétés similaires, mais de plus cette énergie est à 55% d'origine renouvelable pour le bois, contre seulement 5% pour le béton armé (Besaire 2011).

De nombreuses études expérimentales ont été menées afin de déterminer les propriétés thermiques et hydriques de matériaux biosourcés : (Collet 2004) (Cerezo 2005) (Evrard 2008)...

I.4.1 Présentation des matériaux biosourcés

Un matériau est dit biosourcé si un ou plusieurs de ses composants sont issus de la biomasse végétale (bois, paille, chanvre...) ou animale (peau, graisse...). Les matériaux biosourcés peuvent être utilisés dans le domaine du bâtiment de nombreuses façons, en tant que :

- matériau porteur ou de remplissage (bois, béton de chanvre...)
- isolant (laine de bois, paille...)
- enduit (chanvre-chaux...)

Nous nous intéressons ici au cas d'une paroi type en chanvre.

I.4.1.1 Propriétés du béton de chanvre

I.4.1.1.1 Composition

Parmi les liants utilisés de façon récurrente dans les matériaux à base de chanvre, on retrouve le Tradical® PF70 et le Tradichanvre®. Le Tradical® PF70 a une composition volumique de 75% de chaux aérienne, 15% de chaux hydraulique et 10% de pouzzolane, et une masse volumique de 650 kg.m^{-3} (Collet 2004).

Le Tradichanvre® est un mélange de 55% de chaux aérienne, 10% de chaux hydraulique et 35% de sable, sa masse volumique est de 880 kg.m^{-3} (Chamoin 2013). La composition du liant, ainsi que les proportions et les conditions de fabrication ont un impact sur les propriétés thermophysiques et hydriques du produit final.

Les particules de chanvre (Figure I-26) sont issues de la plante Cannabis Sativa, et sont constituées de 50 à 60% de cellulose. Le défibrage d'une tige de chanvre par traitement mécanique produit environ 65% de chènevotte – à fibres courtes – et 35% de filasse – à fibres longues. La chènevotte est utilisée comme matière première pour les bétons et enduits de chanvre, tandis que la filasse sert à fabriquer de la laine de chanvre servant d'isolant (Bouloc et al. 2006).

La masse volumique de la chènevotte est de l'ordre de 100 à 150 kg/m³, la valeur exacte dépendant du produit commercialisé et de son usage. La masse volumique du Chanvribat[®] est de 110kg/m³ et celle du Terrachanvre[®] est de 100 kg.m⁻³.

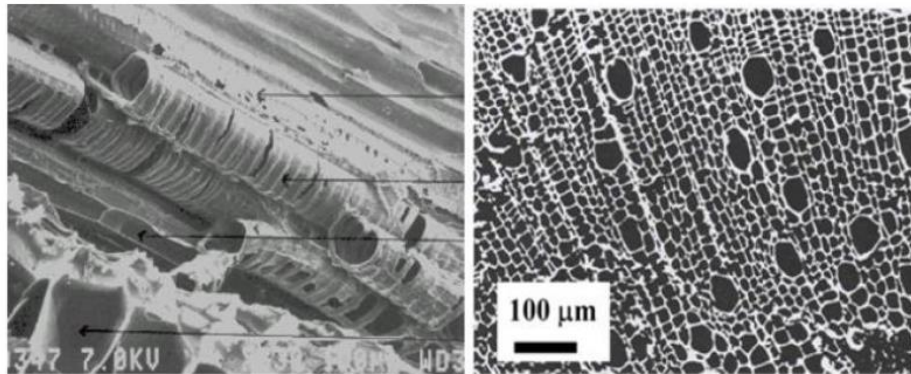


Figure I-26 : Photographie au microscope électronique d'une particule de chanvre (Garcia-Jaldon 1995)

Un béton de chanvre avec une formulation de type « mur » utilise des fractions massiques de l'ordre de 30% de liant, 15% de chènevotte et 55% d'eau (Cerezo 2005) (Evrard 2008) (Glouannec et al. 2011) (Chamoin 2013). Sa masse volumique est de l'ordre de 400-450 kg.m⁻³.

I.4.1.1.2 Propriétés hygrothermiques

Un béton de chanvre de type mur possède une porosité de l'ordre de 80% (Glouannec et al. 2011). La Figure I-27 montre la distribution porale d'un béton de chanvre (Collet 2004).

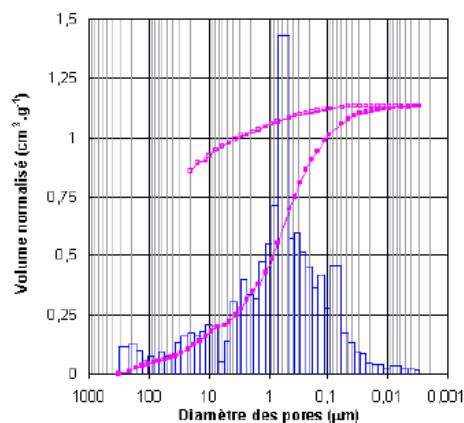


Figure I-27 : Distribution porale du béton de chanvre (Collet 2004)

Le Tableau I-2 montre une forte disparité – de l'ordre d'un facteur 10 - entre les conductivités thermiques de matériaux peu poreux tels que le granit ou le béton, et les matériaux à forte porosité tels que le bois d'épicéa ou le béton de chanvre. Ces derniers permettent de limiter les déperditions de chaleur grâce à leur faible conductivité thermique.

	Granit	Béton	Epicéa	Béton de chanvre
Porosité (%)	0	3	75	80
Conductivité thermique ($W.m^{-1}.K^{-1}$)	3,5	1	0,1	0,1

Tableau I-2 : Ordres de grandeur des porosités et des conductivités thermiques pour des matériaux secs du bâtiment

Le Tableau I-3 répertorie les propriétés thermohydrriques de plusieurs bétons de chanvre analysés lors d'études antérieures, notés BC1 à BC6. Les valeurs sont de l'ordre de $[390-450]$ $kg.m^{-3}$ pour la masse volumique, $[0,72-0,79]$ pour la porosité, $[3,9-11,7]$ pour le facteur de résistance à la diffusion entre 0 et 50% d'humidité relative, $[0,1-0,14]$ $W.m^{-1}.K^{-1}$ pour la conductivité thermique et $[1000-1560]$ $J.kg^{-1}.K^{-1}$ pour la capacité thermique. Ces valeurs peuvent varier avec le procédé de fabrication et la composition du matériau.

Les valeurs du facteur de résistance à la diffusion inférieures à 1 obtenues à forte humidité relative (0,625 pour 90% par Aït Ouméziane et 0,94 pour 94% par Chamoin) signifient que les transferts d'eau dans le matériau sont plus importants que ceux se produisant par diffusion dans l'air libre. Cela se justifie par le fait que le coefficient de « diffusion » mesuré à une forte humidité relative est en réalité constitué pour l'essentiel du coefficient D_l^W , qui représente les transferts d'eau liquide par capillarité.

	Dénomination	Masse volumique ($kg.m^{-3}$)	Porosité (-)	Facteur de résistance à la diffusion (-)	Conductivité thermique ($W.m^{-1}.K^{-1}$)	Capacité thermique ($J.kg^{-1}.K^{-1}$)	Référence
BC1	Béton de chanvre	440	0,765	11,7 (HR=50%) 8,7 (HR=85%)	0,124 (T=23°C)	1000	(Collet 2004)
BC2	Béton de chanvre Mur	390			0,1 (T=20°C)		(Cerezo 2005)
BC3	HLC	430	0,72		0,1 (T=20°C)	1000	(Samri 2008)
BC4	LHM-wall	440	0,73	4,85 (HR=50%)	0,115 (T=26°C)	1560	(Evrard 2008)
BC5	Easy Chanvre	450	0,786	3,91 (HR=50%) 0,625 (HR=90%)	0,12 (T=23°C)	1250	(Aït Ouméziane 2013)
BC6	SI2C R	440	0,79	6,17 (HR=23%) 0,94 (HR=94%)	0,14 (T=23°C)		(Chamoin 2013)

Tableau I-3 : Propriétés hygrothermiques de divers bétons de chanvre

Les isothermes de sorption-désorption des bétons BC1, BC5 et BC6 sont tracés sur la

Figure I-28. Nous observons des valeurs similaires pour les isothermes d'adsorption, mais un écart important pour les isothermes de désorption. Cela s'explique par l'écart important entre les teneurs en eau mesurées pour des humidités relatives élevées : la teneur en eau atteinte pour HR=97% influe sur les valeurs mesurées de la courbe de désorption.

La Figure I-29 présente l'évolution du coefficient de diffusion globale $D^W = D_l^W + D_v^W$ en fonction de la teneur en eau W pour ces bétons de chanvre. La forme observée est proche de celle prédite par De Vries sur la Figure I-21.

Nous observons un écart important entre les valeurs maximales du coefficient de diffusion à faible teneur en eau selon le matériau, avec des pics à $3.10^{-9}m^2.s^{-1}$ pour le béton de chanvre BC1, $7.10^{-9}m^2.s^{-1}$ pour BC5 et $3.10^{-8}m^2.s^{-1}$ pour BC6. Cela est dû à la forte disparité entre les valeurs du facteur de résistance à la diffusion observée dans le Tableau I-3, ainsi qu'aux différences de capacité hydrique à faible teneur en eau : plus la pente de l'isotherme d'adsorption est faible, plus la valeur de D_v^W est importante.

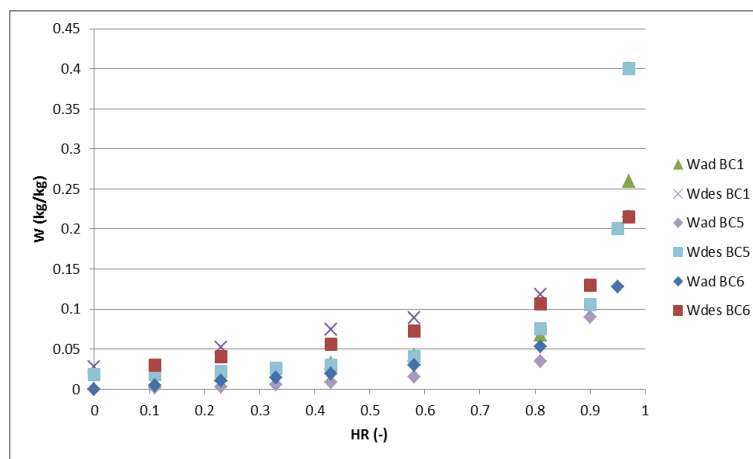


Figure I-28 : Isothermes de sorption-désorption de divers bétons de chanvre

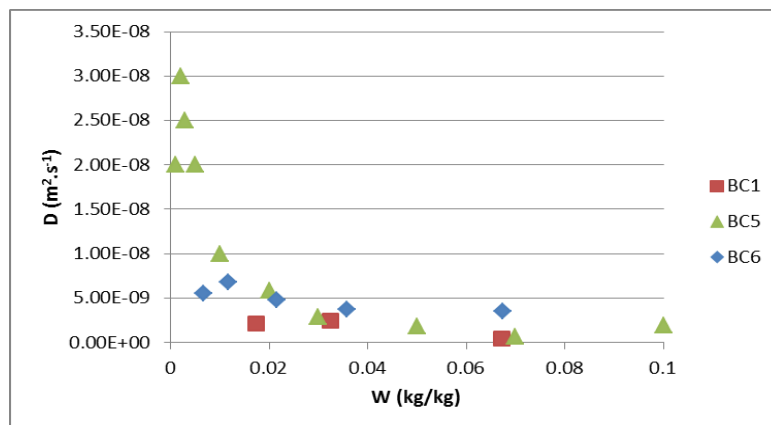


Figure I-29 : Coefficients de diffusion de divers bétons de chanvre

La capacité d'un matériau à absorber l'humidité se caractérise par un coefficient nommé MBV (Moisture Buffer Value), exprimé en g/m^2 . Un MBV important permet de réguler de façon passive l'humidité relative intérieure d'un bâtiment, c'est donc une propriété à prendre

en compte lors du choix du matériau. Cette valeur peut être déterminée expérimentalement en soumettant le matériau au protocole NORDTEST (Rode 2005).

La Figure I-30 répertorie les MBV de plusieurs matériaux : du bois d'épicéa, du béton, du gypse, du béton cellulaire et du béton de chanvre. Nous observons que le béton de chanvre a des valeurs de MBV supérieures aux matériaux d'origine minérale, et est classé comme « excellent » dans la notation présentée.

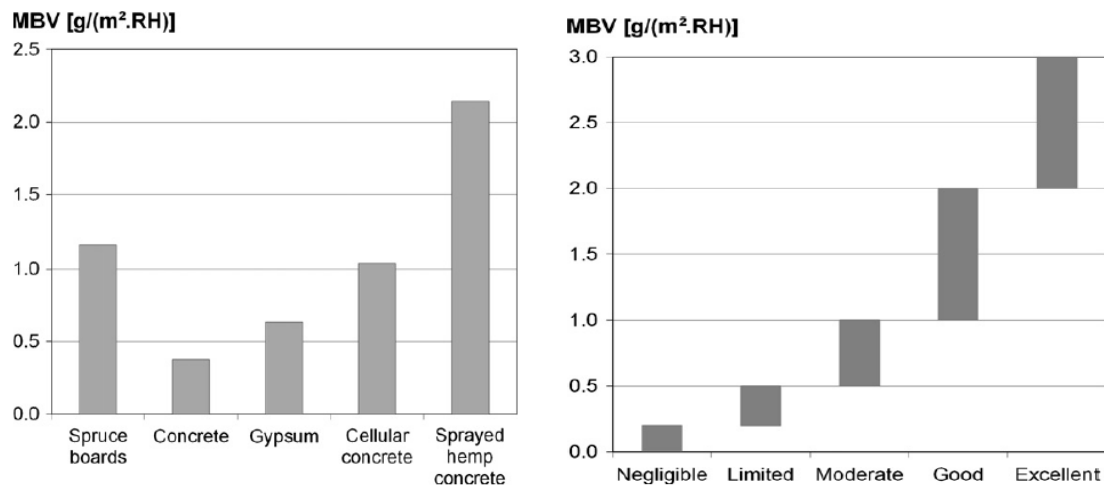


Figure I-30 : Classification des matériaux selon leur MBV (Rode 2005)

Le béton de chanvre n'a pas une résistance mécanique suffisante pour servir de matériau porteur, par conséquent il est utilisé comme matériau de remplissage, porté par une ossature de bois. Le béton de chanvre possède une faible conductivité thermique (de l'ordre de $0,1 \text{ W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$), il n'est donc pas nécessaire de rajouter un isolant thermique, et la finition se limite à le recouvrir d'un enduit.

I.4.1.2 Propriétés de l'enduit chanvre-chaux

I.4.1.2.1 Composition

Un enduit chanvre-chaux de finition se doit d'avoir une certaine tenue mécanique. En conséquence, la proportion de liant est augmentée. Une formulation de type « enduit » utilise des fractions massiques de l'ordre de 50% de liant, 10% de chènevotte et 40% d'eau (Collet 2004) (Chamoïn 2013).

I.4.1.2.2 Propriétés hygrothermiques

Un enduit chanvre-chaux possède une porosité de l'ordre de 60% (Collet 2004). La Figure I-31 montre la distribution porale de l'enduit chanvre-chaux :

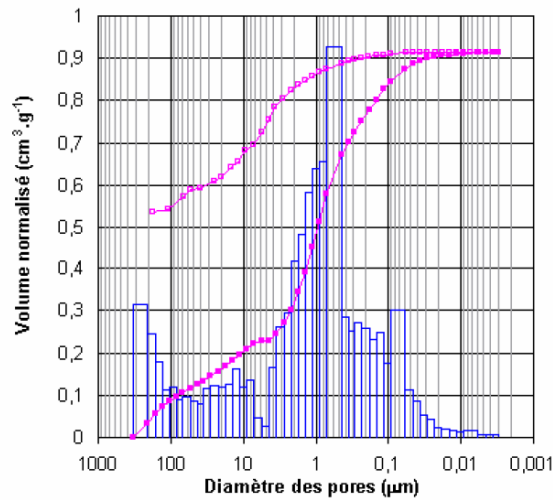


Figure I-31 : Distribution porale de l'enduit chanvre-chaux (Collet 2004)

Le Tableau I-4 répertorie les propriétés thermohydriques de plusieurs enduits chanvre-chaux analysés lors d'études antérieures, notés EC1 à EC4. Les valeurs sont de l'ordre de [761-881] kg.m^{-3} pour la masse volumique, [0,63-0,66] pour la porosité, [4-20] pour le facteur de résistance à la diffusion, [0,2-0,28] $\text{W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$ pour la conductivité thermique et [1030-1070] $\text{J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$ pour la capacité thermique.

	Dénomination	Masse volumique (kg.m^{-3})	Porosité (-)	Facteur de résistance à la diffusion (-)	Conductivité thermique ($\text{W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$)	Capacité thermique ($\text{J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$)	Référence
EC1	Enduit chanvre-chaux	806	0,63	13 (HR=50%) 10,6 (HR=85%)	0,2 (T=23°C)	1030	(Collet 2004)
EC2	Enduit intérieur	761	0,65	20 (constant pour tout HR)	0,21 (T=23°C)	1090	(Samri 2008)
EC3	Enduit chanvre-chaux	785	0,64	4 (HR=50%)	0,28 (T=23°C)	1070	(Aït Ouméziane 2013)
EC4	Enduit Terrachanvre	881	0,66	12,3 (HR=11%) 4,3 (HR=85%)			(Chamoin 2013)

Tableau I-4 : Propriétés hygrothermiques de divers enduits chanvre-chaux

Les isothermes de sorption-désorption des enduits EC1 et EC4 sont tracées sur la Figure I-32. Tout comme pour le béton de chanvre, les valeurs mesurées sont similaires pour les courbes d'adsorption mais présentent un écart important sur les courbes de désorption.

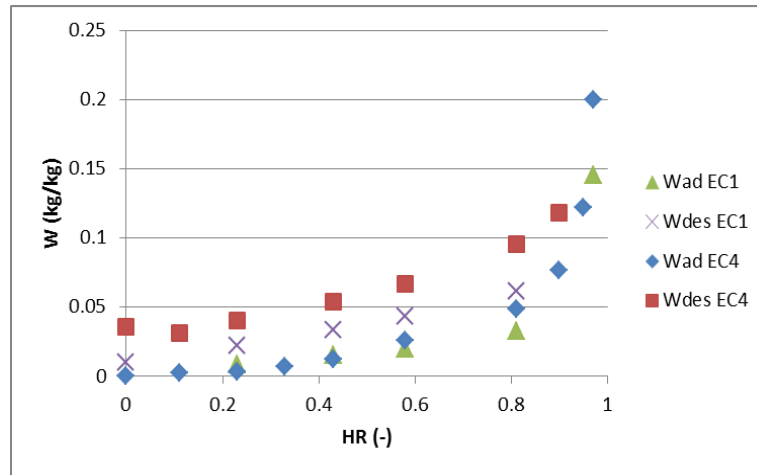


Figure I-32 : Isothermes de sorption-désorption de divers enduits chanvre-chaux

La Figure I-33 présente l'évolution du coefficient de diffusion D^W en fonction de la teneur en eau pour ces enduits chanvre-chaux. Tout comme pour le béton de chanvre, la différence d'amplitude entre les pics à faible teneur en eau selon le matériau dépend du facteur de résistance à la diffusion (similaire dans le cas présent, avec une valeur de 13 pour EC1 et 12,3 à EC4) et de la capacité hydrique à faible teneur en eau.

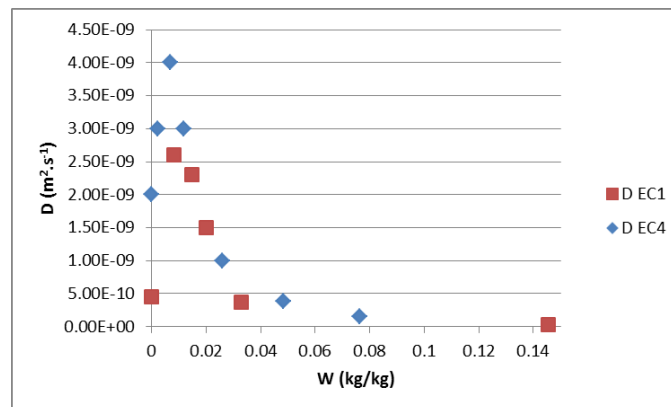


Figure I-33 : Coefficients de diffusion de divers enduits chanvre-chaux

I.5 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons défini dans un premier temps la notion de milieu poreux et les états d'équilibre de l'humidité. La description de phénomènes connus et observables tels que les tensions interfaciales entre différentes phases ou encore le piégeage de liquide dans les pores ont permis l'établissement de lois physiques reprises de façon récurrente dans les études traitant des propriétés d'un matériau hygroscopique. En particulier, la relation entre l'humidité relative et la teneur en eau a été étudiée au moyen d'isothermes de sorption, faisant apparaître une hystérésis hydrique. Différents modèles d'isothermes de sorption et d'hystérésis sont passés en revue, avec pour facteur déterminant la prise en compte ou non du principe de fermeture. Dans un second temps, nous avons étudié les équations décrivant les transferts macroscopiques de chaleur et de masse en régime transitoire au sein d'un matériau et analysé leur implémentation dans les différents modèles numériques de type HAM, en se

focalisant en particulier sur les variables et les hypothèses retenues. Enfin, les propriétés de deux matériaux biosourcés, le béton de chanvre et l'enduit chanvre-chaux, ont été passées en revue.

II Chapitre 2 : Modélisation multiphysique des phénomènes de transfert au sein d'une paroi de bâtiment

Nous avons pu constater dans le chapitre 1 que la modélisation des transferts de chaleur et de masse au sein d'un matériau poreux peut se référer à différentes hypothèses simplificatrices. A titre d'exemple, les flux d'eau liquide peuvent être considérés comme négligeables devant les flux d'eau vapeur si l'on s'intéresse à un matériau à faible humidité relative, mais pas si l'on étudie un matériau saturé en eau et soumis à un processus de séchage. De même, le choix de tenir compte ou non des flux liés à la surpression de gaz dépend des contraintes auxquelles le matériau est soumis. Enfin, la prise en compte de l'hystérésis de teneur en eau nécessite l'implémentation de formules spécifiques selon le modèle retenu.

L'objectif est ici de développer un modèle numérique des transferts de chaleur et de masse et d'évaluer les simplifications qui peuvent être apportées lors de l'étude du comportement hygrothermique d'une paroi homogène exposée à des variations cycliques d'humidité et de température.

II.1 Modèle développé

Nous choisissons comme variables l'humidité relative HR, la température T et la pression de gaz P_g. Les hypothèses retenues sont les mêmes que dans la partie I.2.

II.1.1 Equations constitutives et coefficients de transfert

La variation temporelle de teneur en eau $\frac{\partial W}{\partial t}$ est calculée à partir de la variation temporelle d'humidité relative $\frac{\partial HR}{\partial t}$ et de la capacité hydrique θ , avec la formule :

$$\frac{\partial W}{\partial t} = \theta \frac{\partial HR}{\partial t} \quad (Eq II-1)$$

L'équation de conservation de la masse d'eau s'écrit donc :

$$\rho_s^{app} \theta \frac{\partial HR}{\partial t} + \nabla \cdot \left(- (D_1^{HR} + D_v^{HR}) \nabla HR - (D_1^T + D_v^T) \nabla T - (D_1^{P_g} + D_v^{P_g}) \nabla P_g \right) = 0 \quad (Eq II-2)$$

L'équation de la masse d'air s'exprime sous la forme (Lecharpentier 2000) :

$$\frac{\partial \rho_a}{\partial t} = \left(\frac{\partial \rho_a}{\partial T} \right) \frac{\partial T}{\partial t} + \left(\frac{\partial \rho_a}{\partial HR} \right) \frac{\partial HR}{\partial t} + \left(\frac{\partial \rho_a}{\partial P_g} \right) \frac{\partial P_g}{\partial t} = \gamma_1 \frac{\partial T}{\partial t} + \gamma_2 \frac{\partial HR}{\partial t} + \gamma_3 \frac{\partial P_g}{\partial t} \quad (Eq II-3)$$

$$\text{avec } \gamma_1 = \frac{\partial \rho_a}{\partial T} = \gamma_3 \left(\frac{P_v - P_g}{T} - \frac{\partial P_v}{\partial T} \right) \quad (Eq II-4)$$

$$\gamma_2 = \frac{\partial \rho_a}{\partial HR} = -\gamma_3 \frac{\partial P_v}{\partial HR} - \theta \cdot \rho_s \frac{P_g - P_v}{\rho_1 \cdot \varepsilon \cdot (1-S)} \quad (Eq II-5)$$

$$\gamma_3 = \frac{\partial \rho_a}{\partial P_g} = \varepsilon \frac{M_a}{R.T} (1-S) \quad (Eq II-6)$$

L'équation de pression de gaz est donc la suivante :

$$\frac{\partial P_g}{\partial t} = -\frac{1}{\gamma_3} \left(\nabla \left(-D_a^{HR} \nabla HR - D_a^T \nabla T - D_a^{P_g} \nabla P_g \right) + \gamma_1 \frac{\partial T}{\partial t} + \gamma_2 \frac{\partial HR}{\partial t} \right) \quad (Eq II-7)$$

)

L'équation de conservation de l'énergie s'écrit :

$$\rho \cdot C_{p,l} \cdot \frac{\partial T}{\partial t} + \delta \nabla T + \nabla(-\lambda \nabla T) - K \cdot (L_v(T_{réf}) + (C_{p,v} - C_{p,l}) \cdot (T - T_{réf})) = 0 \quad (Eq II-8)$$

$$\text{Avec } \delta = \begin{pmatrix} - \left(D_1^{HR} \nabla HR + D_1^T \nabla T + D_1^{P_g} \nabla P_g \right) C_{p,l} \\ - \left(D_v^{HR} \nabla HR + D_v^T \nabla T + D_v^{P_g} \nabla P_g \right) C_{p,v} \\ - \left(D_a^{HR} \nabla HR + D_a^T \nabla T + D_a^{P_g} \nabla P_g \right) C_{p,a} \end{pmatrix}$$

Les expressions retenues pour les coefficients de diffusion sont présentées dans le Tableau II-1.

Dans le cas où le facteur de résistance à la diffusion $\mu(HR)$ n'est pas connu sur tout le domaine d'humidité relative, l'expression suivante est retenue (Zakoune et al. 2012) :

$$D_1^{HR} = \theta \cdot \exp\left(p_1 + \frac{p_2}{W}\right) \quad (Eq II-9)$$

où p_1 et p_2 sont des paramètres d'ajustement dépendant du matériau.

Il est possible d'utiliser les coefficients D_α^W tels que $D_\alpha^{HR} \nabla HR = D_\alpha^W \nabla W$. D_α^W se calcule alors avec la formule :

$$D_\alpha^W = \frac{D_\alpha^{HR}}{\theta} \quad \text{pour } \alpha=l,v \text{ ou } a \quad (Eq II-10)$$

$D_1^{HR} = \left(\frac{1}{\mu(HR)} - \frac{1}{\mu_v} \right) \cdot \delta_{p,a} \cdot P_{v,sat}$	$D_1^T = -\rho_l \frac{k \cdot k_{rl}}{\mu_l} \left(\frac{\partial P_c}{\partial T} \right)$	$D_1^{P_g} = \rho_l \frac{k \cdot k_{rl}}{\mu_l} \left(1 - \frac{\partial P_c}{\partial P_g} \right)$
$D_v^{HR} = \frac{\delta_{p,a}}{\mu_v} \cdot P_{v,sat}$	$D_v^T = \frac{\delta_{p,a}}{\mu_v} \cdot \frac{\partial P_v}{\partial T}$	$D_v^{P_g} = \rho_v \cdot \frac{k \cdot k_{rg}}{\mu_g} - \frac{\delta_{p,a}}{\mu_v} \cdot \frac{P_v}{P_g}$
$D_a^{HR} = -\frac{\delta_{p,a}}{\mu_v} \cdot P_{v,sat}$	$D_a^T = -\frac{\delta_{p,a}}{\mu_v} \cdot \frac{\partial P_v}{\partial T}$	$D_a^{P_g} = \rho_a \cdot \frac{k \cdot k_{rg}}{\mu_g} + \frac{\delta_{p,a}}{\mu_v} \cdot \frac{P_v}{P_g}$

Tableau II-1 : Coefficients de diffusion

II.1.2 Implémentation de l'hystérésis

Parmi les modèles d'hystérésis présentés dans la partie I.1.4, deux en particulier sont testés au cours de cette étude : Pedersen et Mualem. Différentes raisons ont motivé ce choix, parmi lesquelles :

- Les prémisses : le modèle de Mualem s'appuie sur la théorie physique des domaines, tandis que celui de Pedersen est purement empirique (ajustement de coefficients de pondération A, B et C).
- Le principe de fermeture : le modèle de Mualem impose une fermeture des cycles de sorption-désorption, tandis que celui de Pedersen ne respecte pas cette contrainte.

II.1.2.1 Implémentation du modèle de Mualem

Afin de calculer la teneur en eau associée à une humidité relative au cours d'un cycle d'adsorption-désorption, le modèle de Mualem nécessite la connaissance des valeurs numériques d'humidité relative et de teneur en eau minimales (HR_i, W_i) lorsqu'un point est passé d'une phase de désorption à une phase d'adsorption (et vice-versa pour (HR_j, W_j)). Les valeurs de HR et W doivent donc être mémorisées lorsque HR passe par un minima temporel. Or, un minima temporel est défini mathématiquement par une dérivée temporelle nulle et une dérivée temporelle seconde positive. Cela se traduit en langage de programmation par :

$$(HR_i, W_i) = (HR, W) \text{ si } \frac{\partial HR}{\partial t} = 0 \text{ et } \frac{\partial^2 HR}{\partial t^2} > 0 \quad (Eq II-11)$$

On peut alors établir les relations :

$$\frac{\partial HR_i}{\partial t} = \left(\frac{\partial HR}{\partial t} = 0 \right) \left(\frac{\partial^2 HR}{\partial t^2} > 0 \right) a_1 \cdot (HR_i - HR) \quad (Eq II-12)$$

$$\frac{\partial W_i}{\partial t} = \left(\frac{\partial HR}{\partial t} = 0 \right) \left(\frac{\partial^2 HR}{\partial t^2} > 0 \right) a_2 \cdot (W_i - W) \quad (Eq II-13)$$

où a_1 et a_2 sont des termes calculatoires et $\left(\frac{\partial \text{HR}}{\partial t} = 0\right)$ et $\left(\frac{\partial^2 \text{HR}}{\partial t^2} > 0\right)$ sont des variables booléennes, valant 1 si la condition est respectée et 0 dans le cas contraire.

Il est à noter que d'un point de vue calculatoire, la condition $\left(\frac{\partial \text{HR}}{\partial t} = 0\right)$ n'est jamais exactement vérifiée, la valeur de $\frac{\partial \text{HR}}{\partial t}$ pouvant être extrêmement faible sans être égale à zéro.

De même, la condition $\left(\frac{\partial^2 \text{HR}}{\partial t^2} > 0\right)$ peut présenter des problèmes d'oscillations lorsqu'un point du système peut être considéré comme à l'équilibre, mais présente tout de même des micro-cycles de sorption-désorption dus aux fluctuations extérieures. Il est alors nécessaire d'introduire deux termes calculatoires $\varepsilon_{\text{calc1}}$ et $\varepsilon_{\text{calc2}}$, inférieurs aux variations significatives mais supérieurs aux variations aléatoires, tels que les équations deviennent :

$$\frac{\partial \text{HR}_i}{\partial t} = \left(\left|\frac{\partial \text{HR}}{\partial t}\right| < \varepsilon_{\text{calc1}}\right) \left(\frac{\partial^2 \text{HR}}{\partial t^2} > \varepsilon_{\text{calc2}}\right) \cdot a_1 \cdot (\text{HR}_i - \text{HR}) \quad (\text{Eq II-14})$$

$$\frac{\partial \text{W}_i}{\partial t} = \left(\left|\frac{\partial \text{HR}}{\partial t}\right| < \varepsilon_{\text{calc1}}\right) \left(\frac{\partial^2 \text{HR}}{\partial t^2} > \varepsilon_{\text{calc2}}\right) \cdot a_2 \cdot (\text{W}_i - \text{W}) \quad (\text{Eq II-15})$$

$(\text{HR}_j, \text{W}_j)$ correspond aux valeurs d'humidité relative et teneur en eau lorsqu'un point est passé d'une phase d'adsorption à une phase de désorption. Cela se traduit en langage de programmation par les formules :

$$(\text{HR}_j, \text{W}_j) = (\text{HR}, \text{W}) \text{ si } \frac{\partial \text{HR}}{\partial t} = 0 \text{ et } \frac{\partial^2 \text{HR}}{\partial t^2} < 0 \quad (\text{Eq II-16})$$

d'où :

$$\frac{\partial \text{HR}_j}{\partial t} = \left(\left|\frac{\partial \text{HR}}{\partial t}\right| < \varepsilon_{\text{calc1}}\right) \left(\frac{\partial^2 \text{HR}}{\partial t^2} < \varepsilon_{\text{calc2}}\right) \cdot (\text{HR}_j - \text{HR}) \quad (\text{Eq II-17})$$

$$\frac{\partial \text{W}_j}{\partial t} = \left(\left|\frac{\partial \text{HR}}{\partial t}\right| < \varepsilon_{\text{calc1}}\right) \left(\frac{\partial^2 \text{HR}}{\partial t^2} < \varepsilon_{\text{calc2}}\right) \cdot (\text{W}_j - \text{W}) \quad (\text{Eq II-18})$$

II.1.2.2 Calcul de la capacité hydrique

La capacité hydrique θ est calculée différemment selon les modèles, et exprimée via deux formules distinctes : $\theta_{\text{ad,hys}}$ lors d'une phase d'adsorption, et $\theta_{\text{des,hys}}$ lors d'une phase de désorption.

Pour le modèle de Pedersen, $\theta_{\text{ad,hys}}$ et $\theta_{\text{des,hys}}$ sont calculées avec les formules (Eq I-38) et (Eq I-39). Pour le modèle de Mualem, elles sont calculées avec les formules (Eq I-60) et (Eq I-61).

II.1.3 Conditions aux limites

Dans cette étude on considère une paroi plane homogène soumise à des échanges par convection et rayonnement de grande longueur d'onde.

Les conditions aux limites extérieures sont présentées sur la Figure II-1. Les températures de l'air intérieur et extérieur sont nommées respectivement $T_{\text{air int}}$ et $T_{\text{air ext}}$, et les humidités relatives sont nommées $HR_{\text{air int}}$ et $HR_{\text{air ext}}$. Les phénomènes de convection sont pris en compte avec les coefficients $h_{c \text{ int}}$ et $h_{c \text{ ext}}$, et le rayonnement de grande longueur d'onde avec les coefficients $h_{r \text{ int}}$ et $h_{r \text{ ext}}$.

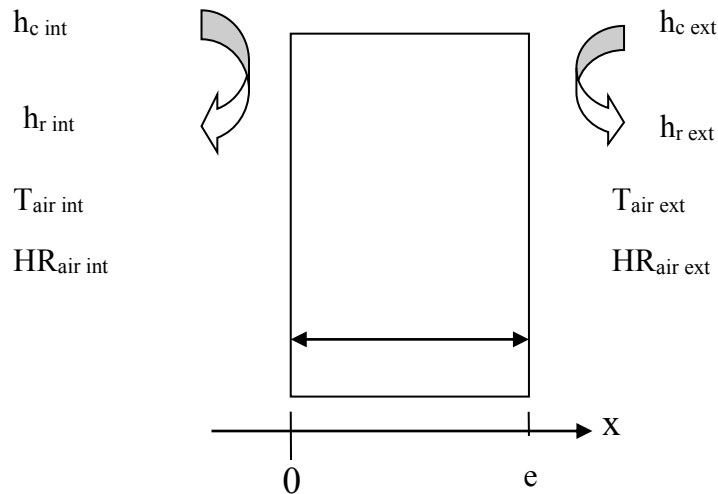


Figure II-1 : Présentation du modèle

Les équations de flux de masse et de chaleur en surface sont les suivantes :

$$\frac{k_m \cdot M_1}{R} \left(\frac{P_{v, \text{air}}}{T_{\text{air}}} - \frac{P_{v, \text{surf}}}{T_{\text{surf}}} \right) + (-D_1^{\text{HR}} + D_v^{\text{HR}}) \nabla \text{HR} - (D_1^{\text{T}} + D_v^{\text{T}}) \nabla T = 0 \quad (\text{Eq II-19})$$

$$\left| \begin{aligned} & -\lambda \nabla T - (-D_1^{\text{HR}} \nabla \text{HR} - D_1^{\text{T}} \nabla T) \cdot (L_v(T_{\text{réf}}) + (C_{\text{vap}} - C_{\text{liq}}) \cdot (T - T_{\text{réf}})) \\ & = (h_c + h_r) \cdot (T_{\text{air}} - T_{\text{surf}}) \end{aligned} \right. \quad (\text{Eq II-20})$$

avec $T_{\text{réf}}$ fixé à 0°C .

La température extérieure utilisée pour calculer le flux radiatif est considérée égale à T_{air} .

II.2 Propriétés du béton cellulaire

L'étude numérique du modèle multiphysique est réalisée sur une paroi en béton cellulaire. Il s'agit d'un matériau capillaro-poreux hygroscopique de référence dans le génie civil, de porosité 0,8 et dont l'étude des propriétés hygro-thermiques a fait l'objet de multiples travaux (Bellini 1992) (Crausse et al. 1996) (Jerman et al. 2013).

Les propriétés utilisées sont issues des travaux de Bellini (1992).

Les isothermes d'adsorption et de désorption principales sont modélisés avec la formule de GAB (Figure II-2), dont les coefficients sont donnés dans le Tableau II-2. Nous observons une bonne adéquation entre le modèle et les mesures expérimentales de teneur en eau.

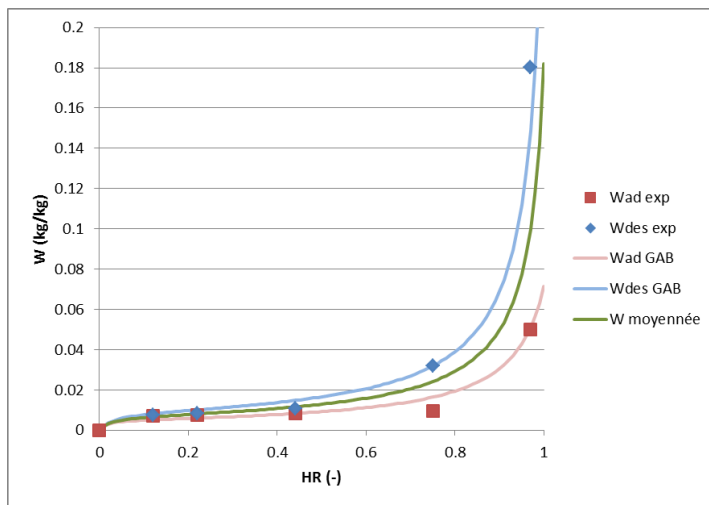


Figure II-2 : Isothermes d'adsorption-désorption du béton cellulaire ((Bellini 1992)

	W_m	C	K
W_{ad}	0,005	80	0,93
$W_{dés}$	0,0088	35	0,97

Tableau II-2 : Coefficients de GAB pour les isothermes d'adsorption-désorption du béton cellulaire

La perméabilité à la diffusion de l'eau du béton cellulaire en fonction de l'humidité relative $\delta_p(HR)$ peut être exprimée de façon empirique sous la forme :

$$\delta_p(HR) = A + B.HR^C \quad (Eq II-21)$$

Avec $A=2,22.10^{-11}$, $B=7,23.10^{-11}$ et $C=5,21$ (Galbraith et al. 1999).

Le facteur de résistance à la diffusion de l'eau $\mu = \frac{\delta_{p,a}}{\delta_p}$ est tracé sur la Figure II-3. Le facteur de résistance à la diffusion de la vapeur d'eau μ_v à l'état sec est égal à :

$$\mu_v = \frac{\delta_{p,a}}{\delta_p(HR=0)} = 9,0$$

La Figure II-4 montre les coefficients de diffusion D_l^W et D_v^W en phase d'adsorption.

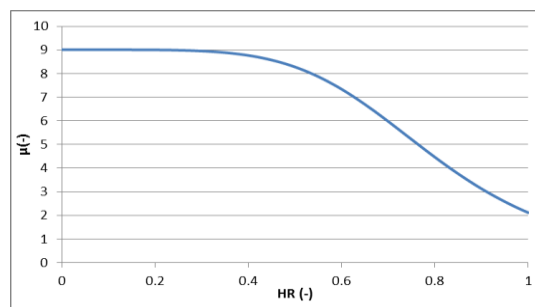


Figure II-3 : Facteur de résistance à la diffusion de l'eau du béton cellulaire

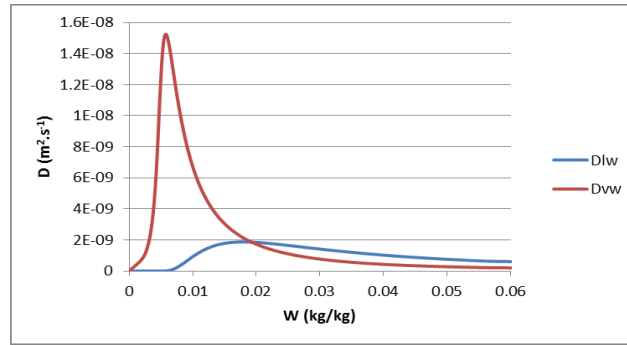


Figure II-4 : Coefficients de diffusion du béton cellulaire (Samri 2008)

Les coefficients servant à calculer D^{Pg} et D^T sont les suivants (Lecharpentier 2000) :

$$\rho_l \frac{k \cdot k_{fl}}{\mu_l} = \left(\frac{1}{\mu(HR)} - \frac{1}{\mu_v} \right) \pi_a \cdot \frac{\partial p_v}{\partial p_c}$$

$$k = 1.10^{-13} \quad k_{rg} = 1 + W_{\text{eq}}^2 \cdot (2 \cdot W_{\text{eq}} - 3) + 0,5 \cdot ((1 - W_{\text{eq}}^2) \cdot (1 - W_{\text{eq}})^2)$$

$$\text{avec } W_{\text{eq}} = \frac{W - W_{\text{hyg}}}{W_{\text{sat}} - W_{\text{hyg}}} \text{ où } W_{\text{sat}} = 1,788 \text{ kg.kg}^{-1} \text{ et } W_{\text{hyg}} = 0,0188 \text{ kg.kg}^{-1}$$

Les propriétés thermophysiques du béton cellulaire à l'état sec sont dans le Tableau II-3 :

ρ_s (kg.m ⁻³)	λ (W.m ⁻¹ .K ⁻¹)	C_p (J.kg ⁻¹ .K ⁻¹)
400	0,12	900

Tableau II-3 : Propriétés du béton cellulaire

II.3 Résolution numérique

Le modèle est mis en œuvre sur le logiciel Comsol Multiphysics® 4.2, qui résout le système d'équations établi précédemment avec la méthode des éléments finis (Zimmerman 2006). Afin de conserver une liberté sur la façon dont sont construites les formules utilisées dans cette étude, ainsi que pour simplifier au maximum le modèle, toutes les équations constitutives sont exprimées sous la forme d'équations aux dérivées partielles (EDP).

Le modèle est unidimensionnel selon l'axe x, avec x=0 sur la surface intérieure de la paroi et x=e sur sa surface extérieure.

II.3.1 Equations de transfert interne au domaine

Les formules utilisées dans le programme Comsol pour calculer les équations constitutives de l'humidité relative, la température et la pression au sein d'un milieu sont des EDP de la forme suivante :

$$e_a \cdot \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} + d_a \cdot \frac{\partial u}{\partial t} + \nabla(-c \nabla u - \alpha \cdot u + \gamma) + \beta \nabla u + a \cdot u = f \quad (Eq II-22)$$

où u est une variable du milieu parmi celles étudiées, et e_a , d_a , c , α , γ , β , a et f sont des coefficients dont il faudra préciser l'expression.

Au total, huit EDP sont programmées, articulées autour des huit variables : HR , T , P_g , W , HR_i , HR_j , W_i et W_j . Les quatre dernières ne servent qu'à modéliser l'hystérésis de teneur en eau, et peuvent donc être supprimées si celui-ci est négligé. Par la suite, nous désignons par c_{HR} , α_{HR} ... les termes associés aux équations de la variable HR , c_T , α_T ... les termes associés aux équations de la variable T et ainsi de suite.

II.3.2 Conditions aux limites

II.3.2.1 Interface entre le matériau et l'air

Nous reprenons l'équation (Eq II-19) représentant le flux d'eau à la surface du matériau au contact de l'air. Cette équation est implémentée dans Comsol sous la forme :

$$-c_{HR} \nabla HR - \alpha_{HR} \cdot HR + \gamma_{HR} = g_{HR} - q_{HR} \cdot HR \quad (Eq II-23)$$

L'équation de flux de chaleur (Eq II-20) est exprimée de façon similaire :

$$-c_T \nabla T - \alpha_T \cdot T + \gamma_T = g_T - q_T \cdot T \quad (Eq II-24)$$

II.3.3 Maillage et résolution numérique

En l'absence de source de chaleur ou de masse au sein du matériau, c'est à l'interface que les transferts ont la plus grande amplitude, et représentent donc le plus grand risque d'anomalie calculatoire. Pour cette raison, le maillage choisi n'est pas uniforme, mais suit une séquence arithmétique distribuée de façon symétrique, ce qui a pour effet de diminuer la taille des mailles au voisinage d'une interface.

Nous observons sur la Figure II-5 un exemple de maillage unidimensionnel respectant cette distribution. Il est défini selon deux paramètres : le nombre d'éléments et le rapport d'aspect des éléments. Dans cet exemple-ci, le nombre d'éléments vaut 20 et le rapport d'aspect vaut 5, ce qui signifie que le milieu est constitué de 20 mailles, et que la plus grande maille (au centre du système) est cinq fois plus grande que la plus petite maille (à l'extrémité du système).

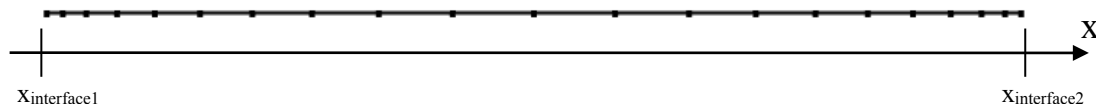


Figure II-5 : Exemple de maillage avec une séquence arithmétique

Le pas de temps peut être de deux types : libre ou fixe. Dans les deux cas, il dépend d'une valeur appelée tolérance relative et définie par l'utilisateur du programme. L'évolution d'une variable sur un temps quelconque ne peut être validée que si l'erreur relative de cette variable

est inférieure à la tolérance relative. Choisir une tolérance relative faible limite les risques d'imprécision du modèle ou d'anomalie numérique, mais augmente le temps de calcul.

II.4 Résultats et discussion

Les simulations sont réalisées dans le cas d'une paroi de 5 cm d'épaisseur. L'air du côté intérieur est à température et humidité relative constante, tandis que l'air du côté extérieur subit des variations de température et d'humidité relative (Tableau II-4). Les températures des parois extérieures servant à calculer les échanges de chaleur par rayonnement sont considérées égales à la température de l'air.

Le Tableau II-5 donne les conditions initiales utilisées. La teneur en eau est prise sur la courbe d'adsorption principale, soit une valeur de $W_{init}=W_{ad}(HR_{init})$.

	T (°C)	HR (%)	P _g (Pa)	h _c (W.m ⁻² .K ⁻¹)	h _r (W.m ⁻² .K ⁻¹)
Air intérieur	23	50	101325	10	5
Air extérieur	Variable	Variable	101325	10	5

Tableau II-4 : Conditions intérieures et extérieures

T _{init} (°C)	HR _{init} (%)	P _{g,init} (Pa)	W _{init} (kg.kg ⁻¹)
23	50	101325	0,0092

Tableau II-5 : Conditions initiales du matériau

Deux tests numériques sont menés : le premier est un cyclage en température et le second un cyclage en humidité relative. Chaque phase dure $t_p=10$ jours, suffisamment longtemps pour que le régime permanent s'établisse. Les paramètres de calcul utilisés sont les suivants :

Maillage	Pas de temps	Type de pas de temps
50 nœuds	1000s	libre

Tableau II-6 : Paramètres de calcul

II.4.1 Etudes préliminaires

L'objectif de cette étude est d'évaluer dans un premier temps l'importance des phénomènes liés à la thermo-migration, à la convection interne et aux variations de pression de gaz, qui se produisent lorsque le système est soumis à une augmentation de température extérieure. L'hystérésis de la teneur en eau n'est pas prise en compte dans cette partie.

II.4.1.1 Conditions extérieures

Les variations de température imposées à l'air extérieur sont trois phases successives de même durée égale à t_p : une phase de stabilisation à $T=23^\circ\text{C}$, suivie d'une phase de chauffage à 43°C , et enfin une phase de retour à 23°C (Figure II-6). La transition entre chaque phase s'effectue sur une durée de $0,05.t_p$ par une fonction de type rampe. L'humidité relative de l'air reste constante égale à 50%.

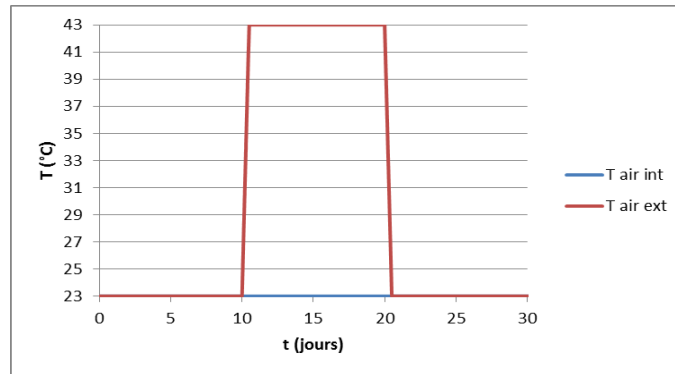


Figure II-6 : Températures de l'air extérieur et intérieur

II.4.1.2 Résultats simulés

Les évolutions de la pression de vapeur et de la température au sein de la paroi sont données sur la Figure II-7. Après une variation des conditions à la surface le régime permanent est rapidement atteint en tout point du matériau. La pression P_g (Figure II-8) présente à chaque variation de la température extérieure des pics d'amplitude très faible, de l'ordre de 0,4 Pa.

Les profils de température et de pression de vapeur sont tracés sur la Figure II-9 lorsque le régime permanent est atteint à $t=15$ jours. Les abscisses comprises entre 0cm et 5cm correspondent à la paroi, tandis que les abscisses hors de ces bornes correspondent à l'air intérieur et extérieur. La conductivité thermique est constante et le facteur de résistance à la diffusion varie peu dans le matériau, ce qui permet de prédire des profils linéaires de température et de pression de vapeur. Une régression linéaire aboutit à des coefficients de corrélation R^2 d'une valeur de 1 pour la température et 0,9998 pour la pression de vapeur, ce qui indique la linéarité des profils observés et la bonne convergence de la simulation.

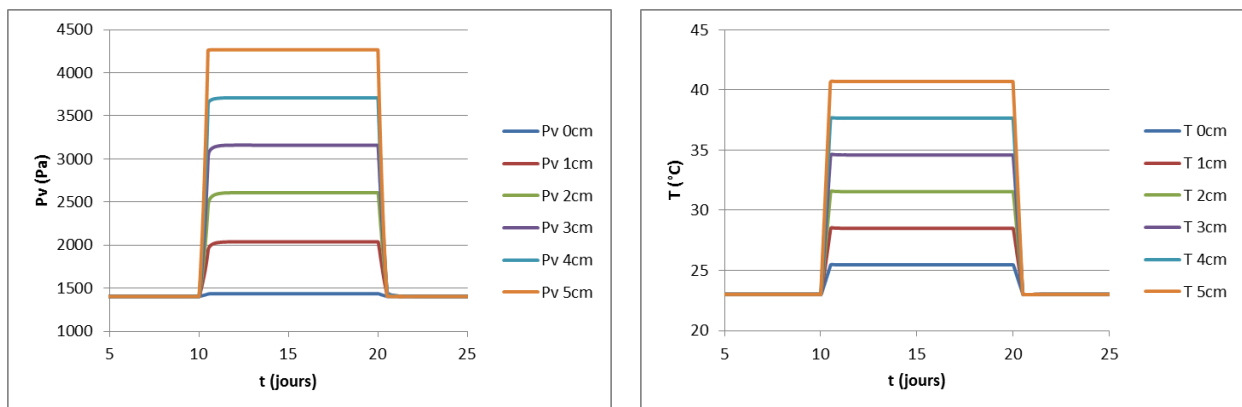


Figure II-7 : Pression de vapeur et température dans la paroi

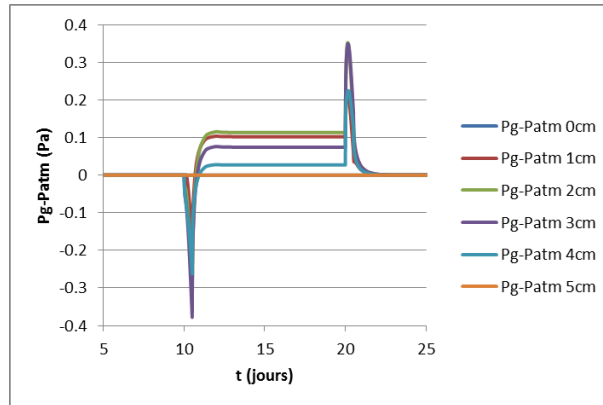


Figure II-8 : Pression de gaz dans la paroi

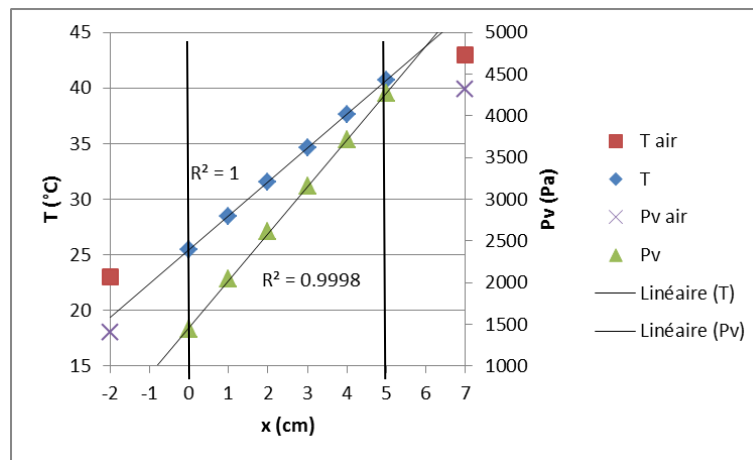


Figure II-9 : Profils de température et de pression de vapeur à 15 jours

II.4.1.3 Simplification du modèle

Il est fréquent pour un modèle de transfert de masse et de chaleur appliqué aux parois de bâtiment de négliger les variations de pression de gaz, la convection interne et la thermo-migration de la phase liquide (Künzel 1995) (Samri 2008) (Tran Le 2010). Des simulations complémentaires sont donc réalisées avec des modèles simplifiés notés A et B :

Modèle simplifié A

- la pression de gaz P_g est égale à la pression atmosphérique dans tout le matériau.
- les coefficients de diffusion D_l^{Pg} et D_v^{Pg} sont négligés.

Modèle simplifié B

- la pression de gaz P_g est égale à la pression atmosphérique dans tout le matériau.
- le coefficient de convection interne δ est négligé ainsi que les coefficients de diffusion D_l^T , D_l^{Pg} et D_v^{Pg} .

L'objectif est de comparer le modèle A au modèle complet pour évaluer l'impact de la pression de gaz, puis de comparer le modèle B au modèle A pour évaluer l'impact de la convection interne et de la thermo-migration. Pour vérifier la pertinence des ces

simplifications, la Figure II-10 présente les évolutions calculées de la pression de vapeur et de la température à $x=4\text{cm}$ en régime transitoire (entre 10 et 11 jours).

Nous observons que les résultats obtenus par les différents modèles sont superposés, aussi pouvons-nous valider l'hypothèse selon laquelle les transferts liés à la convection interne, la thermo-migration de la phase liquide et les variations de pression de gaz peuvent être négligés. C'est donc le modèle B qui est conservé par la suite.

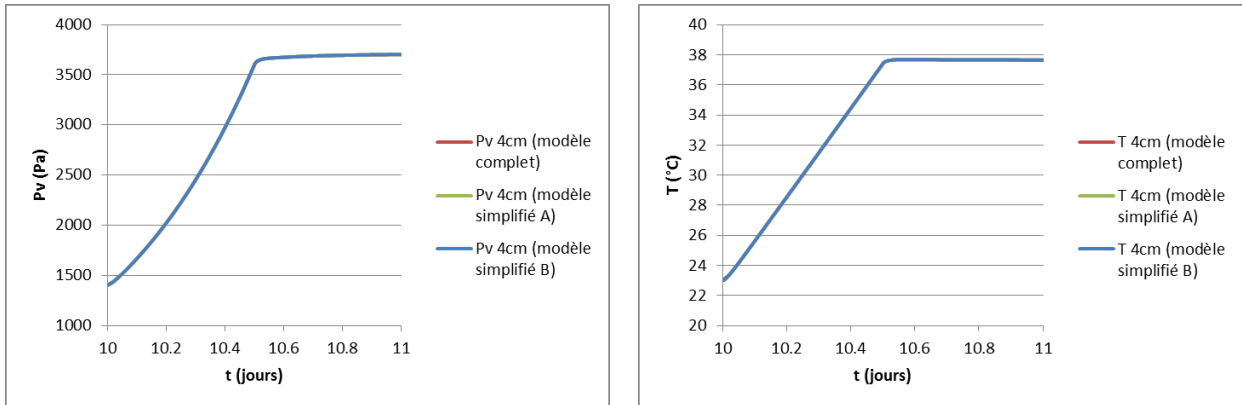


Figure II-10 : Influence du modèle sur la pression de vapeur et la température

II.4.2 Réponse du modèle à un cyclage de température

Dans cette étude, nous imposons à l'air extérieur des variations de température au cours de quatre phases successives : une phase de stabilisation à 23°C , une phase de chauffage à 33°C , une phase de refroidissement à 13°C et enfin une seconde phase de chauffage à 33°C (Figure II-11). L'humidité relative de l'air extérieur reste égale à 50%. Contrairement à l'étude précédente, l'hystérésis est ici prise en compte avec les modèles de Mualem et Pedersen. Pour ce dernier, les coefficients $A=2$, $B=0,95$ et $C=0,7$ sont utilisés.

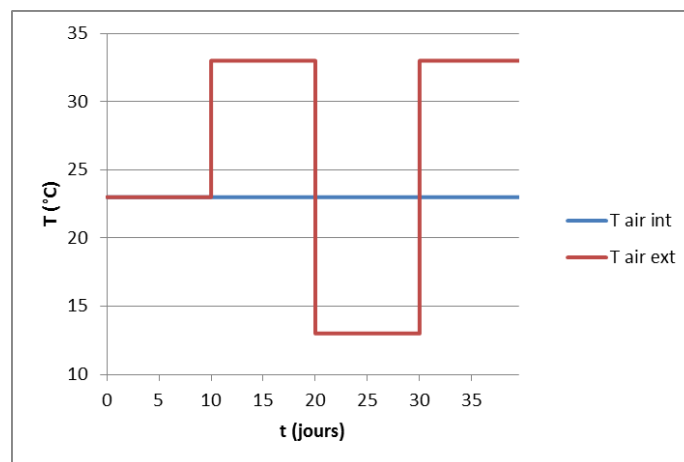


Figure II-11 : Températures de l'air extérieur et intérieur

La Figure II-12 et la Figure II-13 présentent les variations de température et de pression de vapeur au cours du temps, à différentes abscisses. La température et la pression de vapeur

dans la paroi suivent les variations de l'air extérieur, avec une amplitude plus grande pour des abscisses proches de la surface.

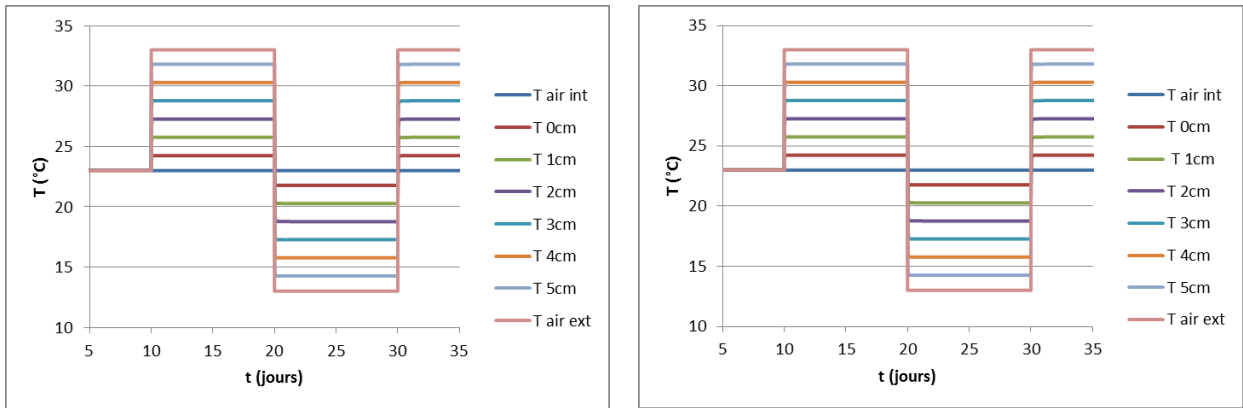


Figure II-12 : Température – Modèles de Mualem (gauche) et Pedersen (droite)

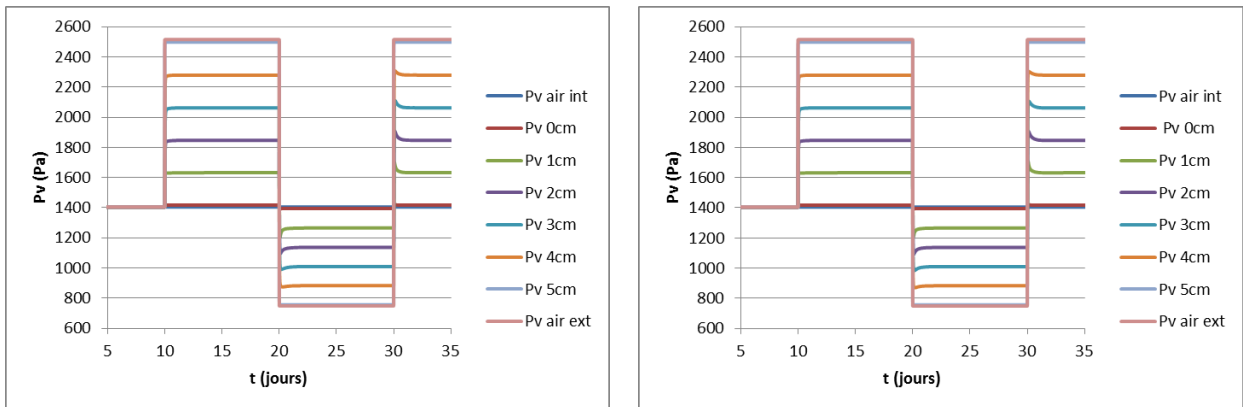


Figure II-13 : Pression de vapeur – Modèles de Mualem (gauche) et Pedersen (droite)

La Figure II-14 montre que pour cette simulation le choix du modèle d'hystérésis n'a pas d'influence significative sur la prédiction des températures et des pressions de vapeur. En effet, on observe que les évolutions calculées par les deux modèles (Mualem et Pedersen) à 4cm lors de la chute de la température extérieure sont confondues.

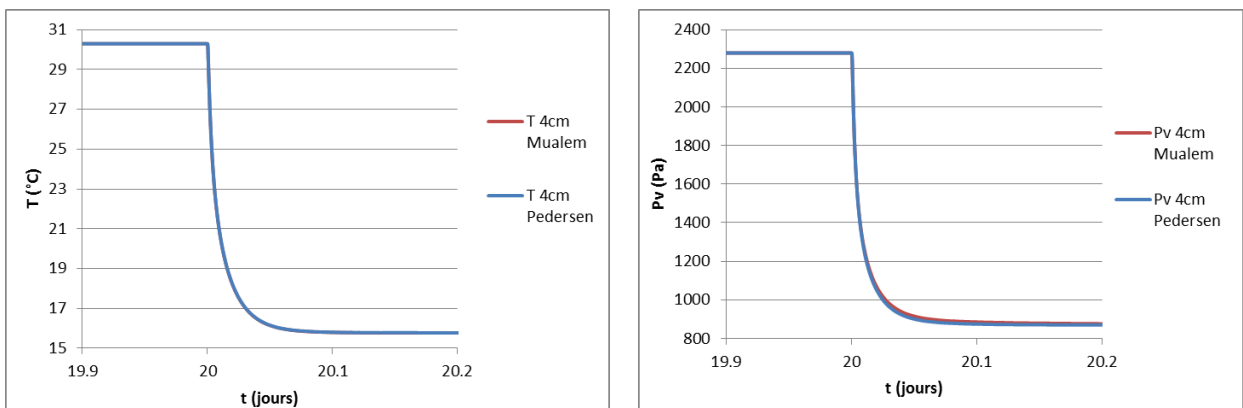


Figure II-14 : Température et pression de vapeur à 4cm – Modèles de Mualem et Pedersen

Nous vérifions sur la Figure II-15 que les températures et pressions de vapeur dans la paroi simulées avec le modèle de Mualem présentent bien un profil linéaire à 9, 19, 29 et 39 jours,

car le facteur de résistance à la diffusion et la conductivité thermique du matériau varient peu dans la paroi. A l'intérieur comme à l'extérieur, il existe un écart entre la température de surface et la température de l'air dû à la résistance thermique de convection.

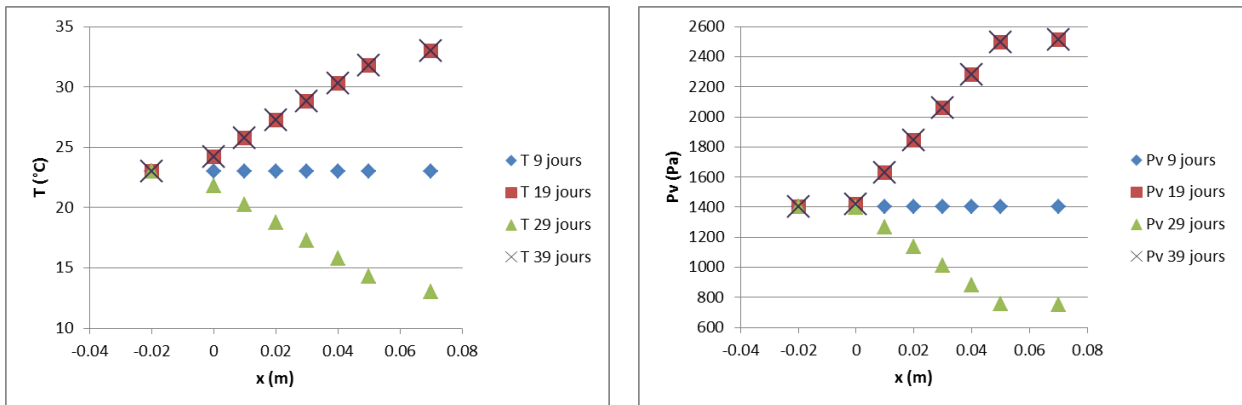


Figure II-15 : Profils de température et de pression de vapeur – Modèle de Mualem

II.4.3 Réponse du modèle à un cyclage d'humidité relative

Afin de visualiser le comportement hygrothermique du matériau soumis à des variations d'humidité relative, le cyclage suivant est imposé à l'humidité extérieure: une phase de stabilisation à HR=50%, une phase de sorption à 80%, une phase de désorption à 20%, et enfin une seconde phase de sorption à 80% (Figure II-16). La température de l'air extérieur est maintenue à 23°C.

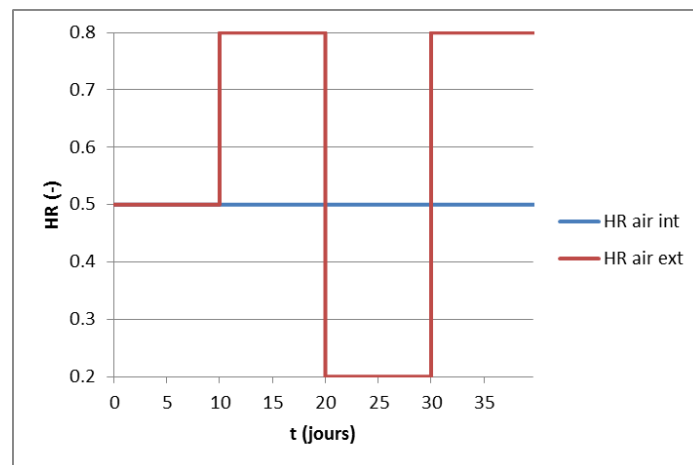


Figure II-16 : Humidités relatives de l'air intérieur et extérieur

La teneur en eau initiale est fixée à la valeur $W_{init}(HR)=W_{ad}(HR)=0,0092\text{kg.kg}^{-1}$. Une simulation est réalisée avec chaque modèle d'hystérésis de teneur en eau : modèle de Mualem et de Pedersen. Pour ce dernier, les coefficients $A=2$, $B=0,95$ et $C=0,7$ sont utilisés.

L'allure prédite des variations d'humidité relative et de teneur en eau apparaît sur la Figure II-17. Durant la première phase de sorption, la teneur en eau suit la courbe d'adsorption principale W_{ad} . Durant la phase de désorption, la teneur en eau suit une courbe de désorption primaire $W_{dés,hys}$, dont la pente $\theta_{dés,hys}$ dépend du modèle d'hystérésis (Mualem ou Pedersen).

Enfin, durant la seconde phase de sorption, la teneur en eau suit une courbe d'adsorption intermédiaire $\theta_{ad,hys}$ qui selon le modèle vérifie ou non le principe de fermeture.

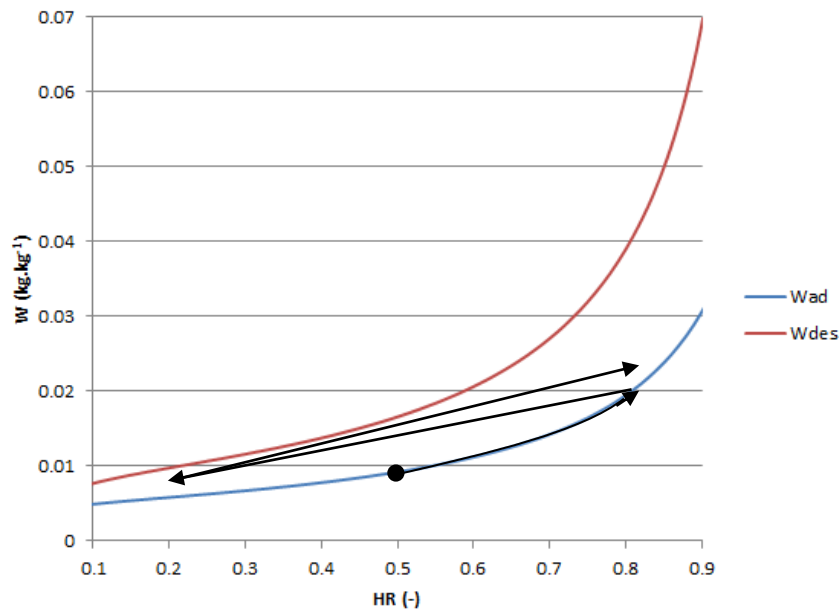


Figure II-17 : Variations d'humidité relative et de teneur en eau

II.4.3.1 Evolution de l'humidité relative

Nous observons sur la Figure II-18 les variations d'humidité relative dans la paroi à cinq abscisses différentes : 0cm (paroi intérieure), 1cm, 2cm, 3cm, 4cm et 5cm (paroi extérieure). L'humidité relative dans le matériau subit les variations de l'air extérieur, avec un amortissement et un déphasage croissant au fur et à mesure que l'on s'éloigne de la surface extérieure. Les humidités relatives convergent vers un même régime quasi-permanent quel que soit le modèle d'hystérésis utilisé.

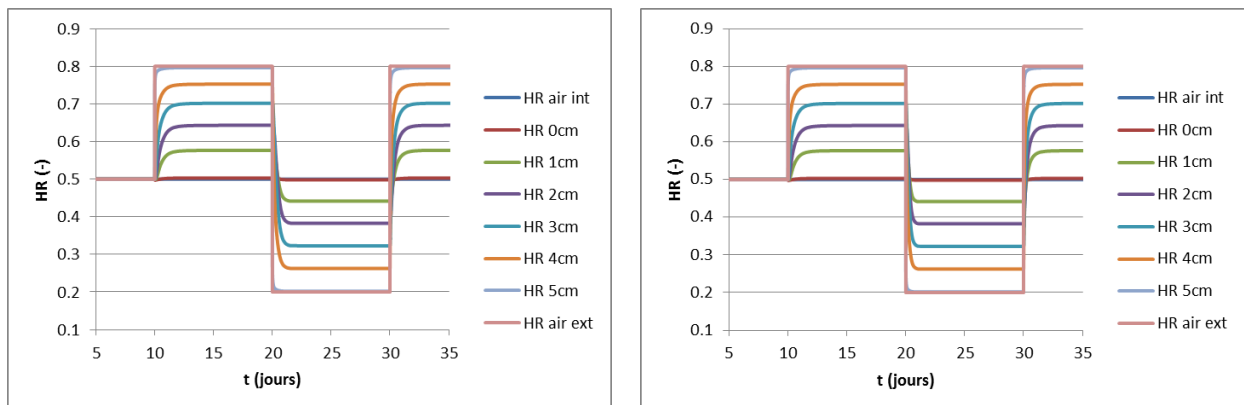


Figure II-18 : Humidité relative – Modèles de Mualem (gauche) et Pedersen (droite)

La Figure II-19 montre l'évolution de l'humidité relative à 4cm au début de la phase de désorption (20 jours). On constate que le choix du modèle d'hystérésis influe sur la variation d'humidité relative : le modèle de Pedersen atteint sa valeur de régime permanent à 20,9

jours, contre 21,3 jours pour celui de Mualem. Cela s'explique par la capacité hydrique plus faible pour le modèle de Pedersen.

Les évolutions de la teneur en eau globale du matériau sont présentées sur la Figure II-20. Les évolutions sont identiques durant la première phase de sorption, car les deux modèles suivent la courbe d'adsorption principale. En phase de désorption, la teneur en eau tend vers une valeur plus faible avec le modèle de Mualem, ce qui confirme la capacité hydrique plus importante pour le modèle de Mualem. A la fin de la seconde phase de sorption, la teneur en eau calculée avec le modèle Mualem est la même qu'à la fin de la première phase de sorption, tandis que celle calculée avec le modèle de Pedersen est plus importante. Cela confirme le fait que le modèle de Mualem respecte le principe de fermeture tandis que celui de Pedersen induit un effet de pompage, ce qui est étudié dans la partie suivante.

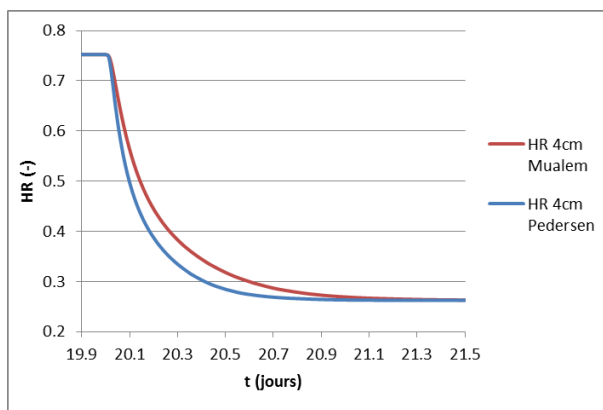


Figure II-19 : Humidité relative à 4 cm – Modèles de Mualem et Pedersen

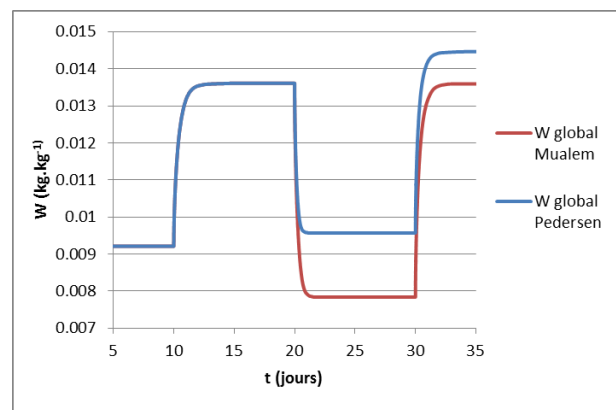


Figure II-20 : Teneur en eau globale – Modèles de Mualem et Pedersen

II.4.3.2 Fermeture des courbes de teneur en eau

La Figure II-21 montre l'évolution de la teneur en eau W en fonction de l'humidité relative HR à 4cm, ainsi que sa position par rapport aux isothermes d'adsorption et désorption principales $W_{ad}(HR)$ et $W_{des}(HR)$.

En se positionnant initialement sur l'isotherme de sorption (teneur en eau initiale $W_{init}(HR)=W_{ad}(HR)$), la teneur en eau calculée suit la courbe de sorption principale lorsque l'humidité relative passe de 50% à 80%, quelque soit le modèle. Les maximas d'humidité relative HR_j et de teneur en eau W_j atteignent respectivement les valeurs de 74% et 0,016 kg/kg.

En revanche, la phase de désorption primaire de 80% à 20% présente des pentes – et donc des capacités hydriques – significativement différentes selon le modèle. Ainsi, pour une même humidité relative minimum $HR_i=27\%$, la teneur en eau W_i calculée selon Mualem est de 0,007kg/kg, et de 0,010kg/kg par le calcul de Pedersen. La capacité hydrique de Mualem ne

dépend que des isothermes d'adsorption et désorption principales mesurées, et ne peut donc pas être modifiée sauf à changer ces deux courbes. En revanche, la capacité hydrique de Pedersen peut être modifiée en ajustant les coefficients A, B et C. Il est par exemple possible de caler la courbe de désorption primaire de Pedersen sur celle de Mualem en ajustant le coefficient C. Cette étude est réalisée dans la partie III.3.2.3.

La deuxième phase de sorption de 20% à 80% présente également une variation de teneur en eau différente selon le modèle. Avec le modèle de Mualem, la teneur en eau pour HR=74% atteint la même valeur que la teneur en eau W_j obtenue lors de la première phase de sorption ce qui montre que le principe de fermeture est donc bien respecté. En revanche, la teneur en eau calculée pour cette humidité relative par le modèle de Pedersen est significativement plus élevée que W_j : il y a donc un effet de pompage. La différence $W_{Pedersen}(HR_j) - W_j$ correspond à une « Erreur de Pompage Artificielle » notée EPA (Werner et al. 2006).

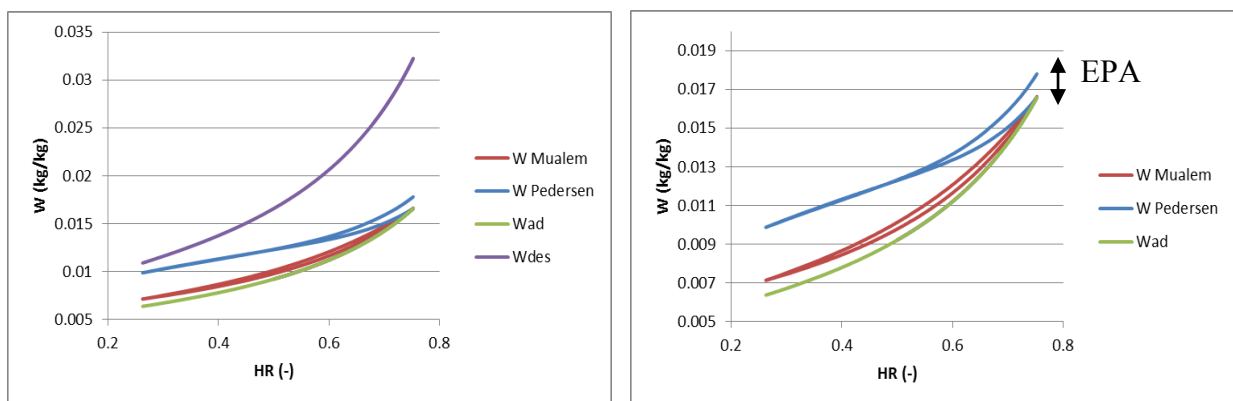


Figure II-21 : Fermeture des courbes de teneur en eau à 4cm

II.4.3.3 Evolution de la température

Bien que les températures de l'air intérieur et extérieur restent constantes à 23°C l'observation de la Figure II-22 montre l'existence de pics de température d'une amplitude significative à proximité de la surface extérieure. Ces pics sont induits par des phénomènes de condensation (exothermique) et d'évaporation (endothermique) au sein du matériau. On observe un pic positif de température à 10 jours, lorsque l'humidité relative extérieure augmente ; à l'inverse, un pic négatif à 20 jours.

Ces pics de température sont cohérents avec ce qui pouvait être observé dans la partie II.4.2, où une élévation de température entraînait une augmentation d'humidité relative.

Ces pics de température ont une amplitude plus importante à des abscisses proches de 5cm. Après chaque montée, la température tend à nouveau rapidement vers 23°C du fait des transferts de chaleur par convection à la surface et par conduction au sein du matériau.

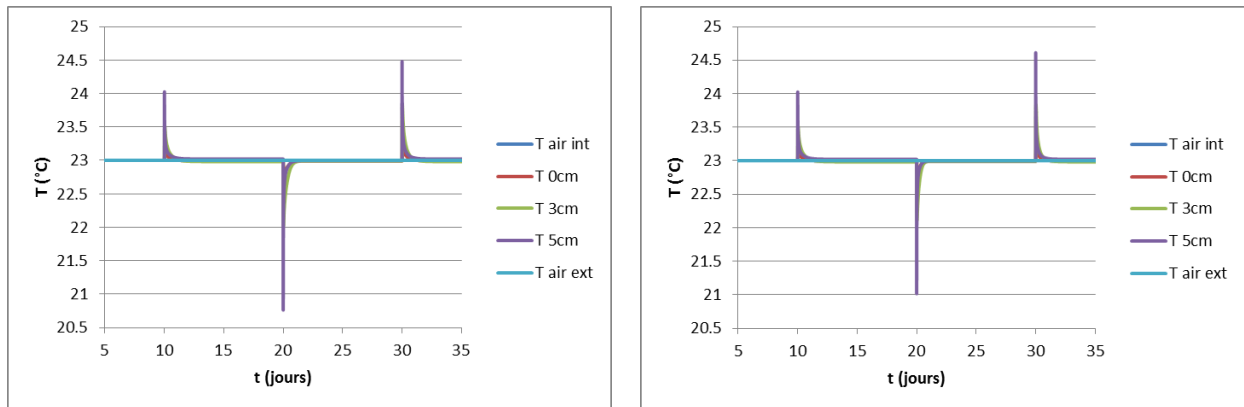


Figure II-22 : Température – Modèles de Mualem (gauche) et Pedersen (droite)

II.4.3.4 Profils de pression de vapeur

Pour s'assurer que le modèle aboutisse à des résultats corrects en régime permanent, tracer le profil d'humidité relative ne nous apporterait aucune information utile, car l'humidité relative ne suit pas un profil linéaire en régime permanent, contrairement à la pression de vapeur. L'annexe A.2.1 montre les profils de pression de vapeur dans la paroi un jour avant les changements de consigne. Nous observons bien un profil quasi-linéaire dans les trois cas de figures ayant des conditions aux limites différentes : $P_{v,air\ exterieur}=1400P_a$ à 9 jours, $P_{v,air\ exterieur}=2250P_a$ à 19 jours et $P_{v,air\ exterieur}=560P_a$ à 29 jours et $P_{v,air\ exterieur}=2250P_a$ à 39 jours.

II.4.3.5 Sensibilité à la teneur en eau initiale

Une simulation est effectuée en prenant une teneur en eau initiale W_{init} sur la courbe de désorption principale $W_{init}=W_{dés}(HR_{init})$. La Figure II-23 présente les teneurs en eau globales simulées avec les modèles de Mualem et Pedersen. On observe que pour une même variation d'humidité relative, la variation de la teneur en eau durant la phase d'adsorption est plus importante que dans la Figure II-20, ce qui s'explique par une pente de la courbe d'adsorption primaire plus importante que celle de la courbe d'adsorption principale, en particulier pour le modèle de Pedersen.

La Figure II-24 présente l'évolution de la teneur en eau en prenant $W_{init}=W_{moy}(HR_{init})$ et en posant $W(HR)=W_{moy}(HR)$. L'amplitude de la variation de teneur en eau est significativement plus importante en ne tenant pas compte de l'effet d'hystérésis.

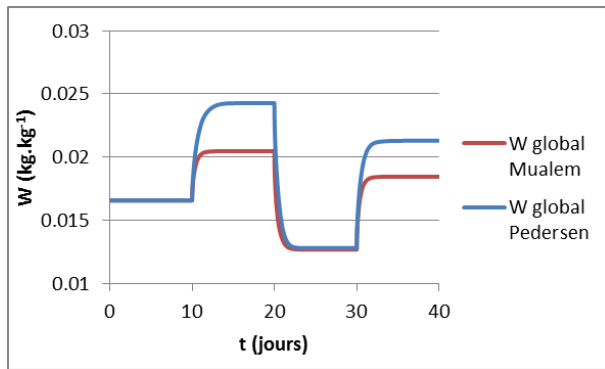


Figure II-23 : Teneur en eau ($W_{init}=W_{dés}(HR_{init})$)

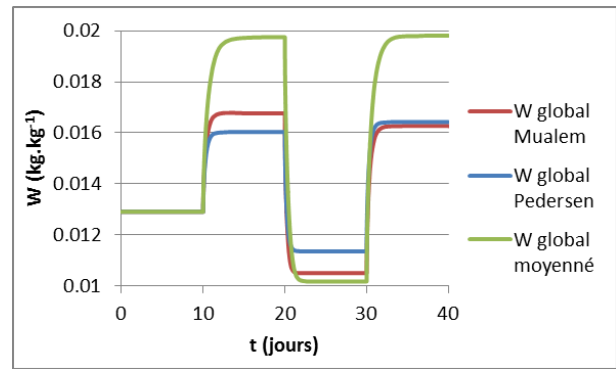


Figure II-24 : Teneur en eau ($W_{init}=W_{moy}(HR_{init})$)

II.4.3.6 Sensibilité au facteur de résistance à la diffusion

L'annexe A.2.2 montre les évolutions de l'humidité relative à 4cm si l'on modifie le coefficient μ de $\pm 20\%$. Si la valeur de μ augmente, les phénomènes diffusifs diminuent, ce qui se traduit par une baisse de D_l^{HR} , D_v^{HR} et D_v^T . L'humidité relative met alors davantage de temps à atteindre le régime permanent.

II.5 Conclusion

Le modèle numérique HAM développé dans cette étude sur le logiciel Comsol Multiphysics® a fait l'objet de simplifications, en négligeant les termes relatifs à la pression de gaz, la convection interne et la thermo-migration de la phase liquide. Des résultats satisfaisants ont été obtenus en régime permanent pour des variations externes de température et d'humidité relative. Les modèles d'hystérésis de Mualem et Pedersen ont été testés pour différentes teneurs en eau initiales. Des différences notables ont été observées entre les deux modèles, en raison notamment de l'effet de pompage induit par le modèle de Pedersen.

III Chapitre 3 : Etudes expérimentales et numériques du comportement hygrothermique de plaques planes

Ce chapitre concerne l'étude du comportement hygrothermique en régime transitoire de trois matériaux poreux : un béton de chanvre fortement hygroscopique, un enduit chanvre-chaux moins hygroscopique, et un enduit sable-chaux faiblement hygroscopique. Des expérimentations spécifiques sont réalisées afin de bien appréhender les phénomènes de transfert de masse au sein d'éprouvettes instrumentées soumises à diverses variations d'humidité relative. Connaissant les propriétés thermo-hydriques des matériaux, des simulations sont menées à l'aide du modèle développé au chapitre précédent. La confrontation des résultats numériques et expérimentaux doit permettre de conclure quant à la validité du modèle.

III.1 Présentation du dispositif expérimental

L'objectif de l'expérimentation est d'observer la réponse hygrothermique de matériaux hygroscopiques homogènes exposés à des variations de température et d'humidité relative.

Pour atteindre cet objectif, le dispositif expérimental, représenté schématiquement sur la Figure III-1, est le suivant : un échantillon parallélépipédique d'épaisseur e et de surface S est isolé thermiquement et hydriquement sur 5 de ses faces ; uniquement la face supérieure horizontale est en contact direct avec l'air. Cette configuration permet en particulier d'assurer des transferts unidirectionnels au sein du matériau et autorise les échanges au niveau de la surface libre. Cet échantillon est placé dans une enceinte climatique Memmert HPP 108 dans laquelle la température et l'humidité relative sont contrôlées (Figure III-2).

Un suivi continu des variations de masse de l'échantillon est assuré par le biais d'une balance avec une sensibilité de 0,01g. Les transferts d'eau dans les parois « isolantes » sont supposées négligeables. Des thermocouples de type K de diamètre 0,5mm et des capteurs de température et d'humidité relative de type Sensirion SHT 75 de diamètre 6mm sont insérés dans l'air et à différentes profondeurs dans le matériau, et rendus étanches à l'aide de pâte à fixer.

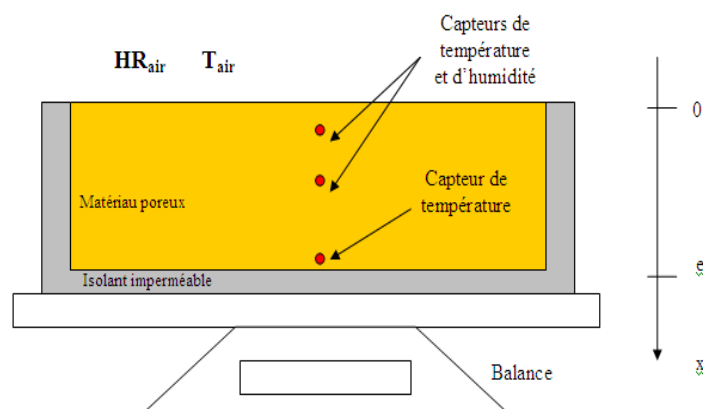


Figure III-1 : Description du dispositif expérimental MBV et conditions aux limites



Figure III-2 : Enceinte climatique avec échantillon

La Figure III-3 montre les températures et humidités relatives de l'air loin et près de la surface exposée, mesurées par des capteurs Sensirion et des thermocouples, pour un essai à 23°C et 80% d'humidité relative. Nous observons que l'humidité relative est la même pour les deux capteurs, ce qui indique une humidité relative homogène dans l'air. Les températures ont des valeurs similaires à $\pm 0,4^{\circ}\text{C}$ près, soit une erreur inférieure aux incertitudes de ces mesures (capteurs + chaîne de mesure) données dans le Tableau III-1.

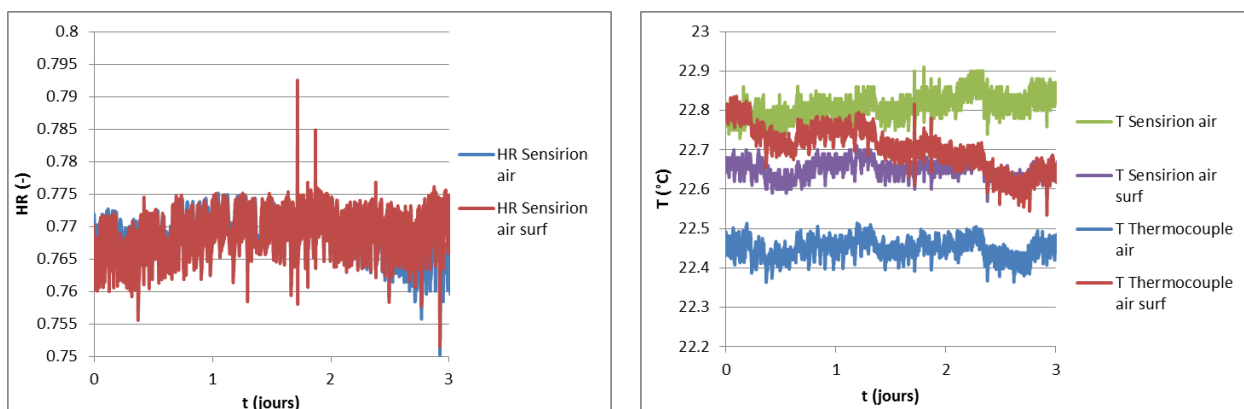


Figure III-3 : Mesures de la température et de l'humidité relative de l'air par différents capteurs

Température	Humidité relative	Masse
$\pm 0,5^{\circ}\text{C}$	$\pm 5\%$	$\pm 0,01\text{g}$

Tableau III-1 : Précision de mesure

III.2 Démarche des études

Le protocole expérimental est le suivant : l'échantillon est d'abord séché à une température de 60°C jusqu'à stabilisation de sa masse, dans le but d'évaluer sa masse sèche m_{sec} , puis est conditionné à une température de 23°C et une humidité relative de 50%. Ce protocole permet de s'assurer que la teneur en eau suive la courbe d'adsorption principale du matériau, et de connaître la teneur en eau initiale $W_{\text{init}}=W_{\text{ad}}(\text{HR}=50\%)$. Après ce conditionnement initial, des cycles d'humidité relative sont imposés entre 33% et 75%, la température restant imposée à 23°C. En particulier, deux types d'essais ont été menés :

- Un essai de cyclage long, durant lequel chaque palier d'humidité relative dure au moins 7 jours,
- Un essai de cyclage rapide, identique au protocole Nordtest, durant lequel l'humidité relative est élevée durant 8h, et faible durant 16h. Ce protocole permet notamment d'accéder à la valeur de MBV (Moisture Buffer Value (Rode 2005)).

L'objectif de cette démarche est de valider les propriétés hygrothermiques du matériau durant la première phase d'adsorption, puis de valider le modèle d'hystérésis durant les phases suivantes de désorption et d'adsorption. Ces protocoles ont été appliqués dans un premier temps sur des échantillons épais de béton de chanvre (section III.2), puis sur des échantillons plus fin d'enduits (section III.3).

Les séquences de mesure sont exploitées pour évaluer le modèle développé au chapitre 2 et valider des propriétés des différents matériaux. Pour le modèle, les conditions aux limites sont alors les suivantes :

- Au contact entre le matériau poreux et l'isolant ($x=e$), on prend l'hypothèse d'une étanchéité totale, représentée par la formule :

$$j_l(x=e) = j_v(x=e) = 0 \quad (Eq III-1)$$

- La température $T_{\text{fond}}(t)$ mesurée au fond du matériau est imposée comme condition de Dirichlet dans le modèle :

$$T(x=e) = T_{\text{fond}}(t) \quad (Eq III-2)$$

Le calcul du coefficient de convection pour une plaque plane horizontale en convection forcée avec les valeurs mesurées de T_{air} conduit à une valeur de $4,3 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ à 23°C .

Il existe une incertitude sur cette valeur en raison de plusieurs facteurs : l'éloignement entre le flux d'air et la surface du matériau, la rugosité du matériau... (Roels et al. 2006). Nous retenons dans un premier temps un h_c de $3 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$, et effectuons par la suite une étude de sensibilité pour évaluer l'impact possible d'une sous-estimation de h_c . Le coefficient d'échange radiatif h_r est calculé en prenant l'hypothèse que la température des parois de l'enceinte est égale à la température de l'air, et a une valeur d'environ 5.

L'hystérésis est prise en compte avec le modèle de Mualem, sauf indication contraire.

III.3 Application à une plaque épaisse de béton de chanvre

III.3.1 Propriétés du béton de chanvre

III.3.1.1 Composition

Le béton de chanvre utilisé a été fabriqué par projection dans le cadre de l'ANR Béton Chanvre. Il s'agit d'une formulation de type « Mur » dont la composition initiale est donnée dans le Tableau III-2 (Glouannec et al. 2011) (Colinart et al. 2012) (Collet et al. 2013). La

porosité et la masse volumique à l'état sec de ce matériau sont respectivement d'environ 75% et 450 kg.m⁻³.

	Chanvribat®	Tradical® PF70	Eau
Composition massique	17%	35%	48%

Tableau III-2 : Composition du béton de chanvre

III.3.1.2 Propriétés hydriques

Isothermes de sorption

Les courbes d'adsorption et de désorption ont été mesurées à 23°C au sein du laboratoire en respectant le protocole défini dans la norme EN ISO 12571. Un échantillon de dimensions 3x3x3mm³ initialement séché dans une étuve à 60°C est placé par palier successivement dans des humidités relatives croissantes jusqu'à 97%, puis décroissantes jusqu'à 10% par la méthode des sels, avec une précision de mesure de masse de 1mg. La teneur en eau est évaluée dès que l'équilibre est atteint et les résultats sont présentés sur la Figure III-4. Les isothermes de désorption varient considérablement selon le mode de fabrication du béton (Collet et al. 2013), aussi est-il particulièrement intéressant de comparer le béton utilisé dans cette étude à celui de Chamoin (2013), qui est également projeté. Les isothermes ont des valeurs proches en adsorption mais un écart important prononcé en désorption, dû à la longue durée des expérimentations et aux possibles dégradations des échantillons soumis à une forte humidité relative.

Durant la phase de désorption, l'isotherme est mesurée à partir d'un matériau à une humidité de 97% et non d'un matériau saturé en eau. Les valeurs mesurées ne correspondent donc pas à la courbe de désorption principale mais à une courbe de désorption primaire depuis 97%, nommée $W_{dés,prim97\%}$ (Figure III-5). Or, comme on l'a vu précédemment dans le chapitre 2, la simulation nécessite de connaître $W_{dés}$.

A l'aide du modèle de Mualem et de la courbe de désorption primaire $W_{dés,prim97\%}$, la courbe de désorption principale $W_{dés}$ est déterminée par :

$$W_{dés}(HR) = W_f - (W_f - W_{ad}(HR)) \cdot \frac{W_{dés,prim97\%} - W_{ad}(HR = 97\%)}{W_{ad}(HR) - W_{ad}(HR = 97\%)} \quad (Eq III-3)$$

avec $W_f = W_{dés}(HR=100\%)$.

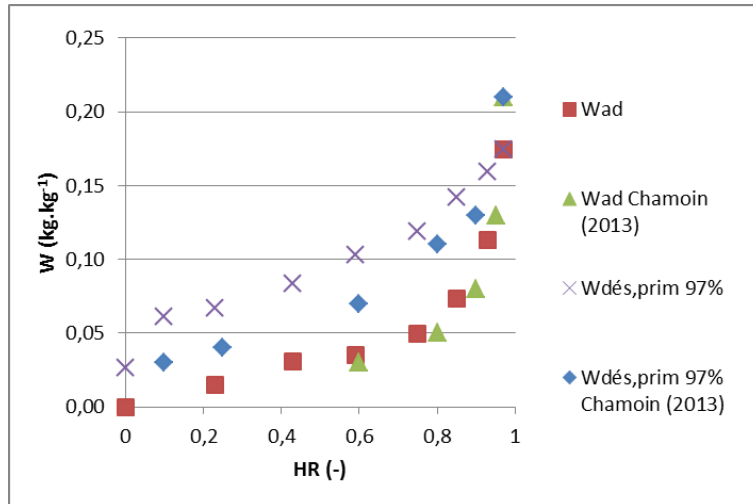


Figure III-4 : Mesures adsorption-désorption à 23°C du béton de chanvre projeté – Comparaison avec les données

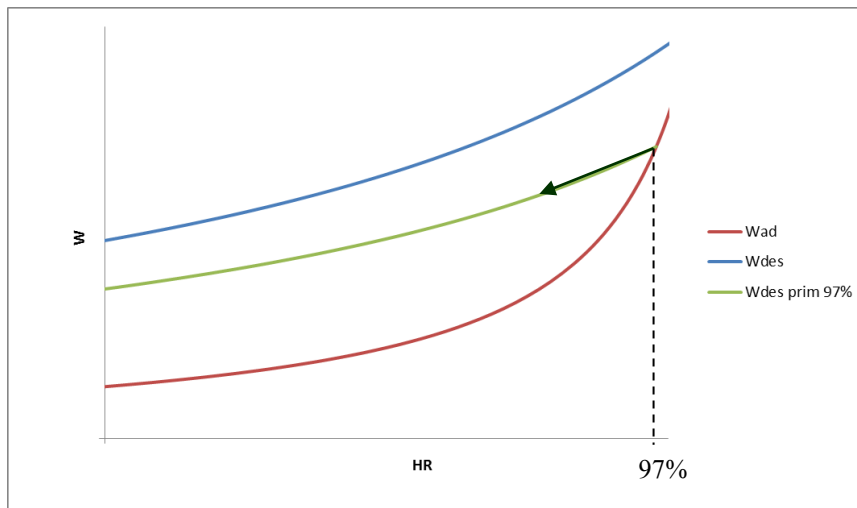


Figure III-5 : Courbe de désorption primaire à HR=97%

Les courbes W_{ad} et $W_{dés}$ sont modélisées sur une plage d'humidité relative comprise entre 20% et 85% par le modèle de GAB dont les coefficients sont donnés dans le Tableau III-3. La Figure III-6 montre une correspondance satisfaisante entre les points de mesure et le modèle de GAB pour W_{ad} et $W_{dés}$.

Sur ce graphe sont également reportés quatre courbes complémentaires W_{ad-} et $W_{dés-}$ ainsi que W_{ad+} et $W_{dés+}$, qui présentent respectivement des pentes plus faibles et plus fortes. Ces courbes sont exploitées par la suite pour des études de sensibilités du modèle.

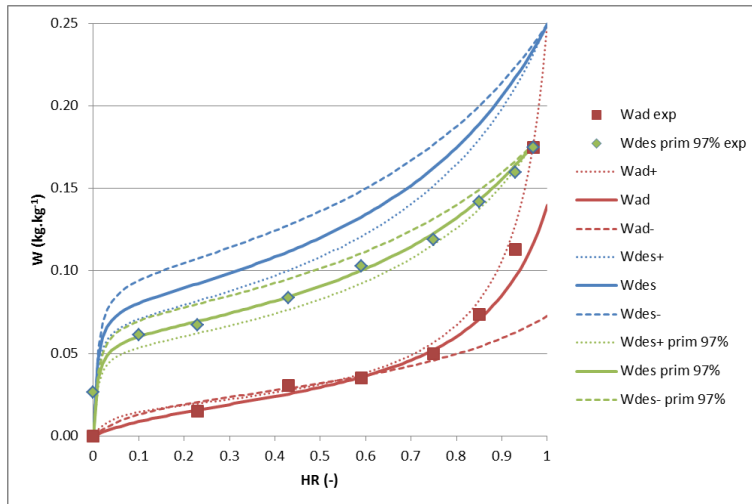


Figure III-6 : Isotherme d'adsorption-désorption du béton de chanvre à 23°C

	W_m	C	K
W_{ad+}	0,0174	30	0,93
W_{ad}	0,02	7	0,86
W_{ad-}	0,024	14	0,68
W_{des+}	0,07	200	0,72
W_{des}	0,08	200	0,68
W_{des-}	0,095	200	0,62

Tableau III-3 : Coefficients de GAB des isothermes de sorption-désorption du béton de chanvre

Coefficients de diffusion massique

Le facteur de résistance à la diffusion de la vapeur μ_v a été mesuré selon le protocole ISO 12572 pour un couple d'humidités relatives [5%-50%]. Une valeur de 5 a été obtenue, proche des données de la littérature pour des matériaux similaires (Evrard 2008) (Collet et al. 2013).

L'évaluation du coefficient de diffusion D^W d'un échantillon de béton de chanvre projeté au cours d'un processus de séchage conduit à une valeur d'environ $2.10^{-9} \text{ m}^2.\text{s}^{-1}$ pour une teneur en eau de $0,3\text{kg.kg}^{-1}$ (Colinart et al. 2012). Les coefficients p_1 et p_2 servant à calculer D_1^W doivent vérifier à la fois cette valeur et la forme générale de D_1^W et D_v^W présentée dans la Figure I-21. Les valeurs suivantes sont retenues : $p_1=-13,5$ et $p_2=-0,12$.

La Figure III-7 présente l'évolution correspondante des coefficients de diffusion D_1^W , D_v^W et $D^W = D_1^W + D_v^W$ en fonction de la teneur en eau si on se place sur la courbe d'adsorption principale. Pour comparaison, les valeurs établies par Chamoin (2013) sont également reportées. Le transport d'eau s'effectue principalement en phase vapeur pour des teneurs en eau faibles ($D_1^W < D_v^W$ pour $W < 0,03\text{kg.kg}^{-1}$) et en phase liquide pour des teneurs en eau importantes ($D_1^W > D_v^W$ pour $W > 0,14\text{kg.kg}^{-1}$). Bien que le facteur de résistance à la diffusion de la vapeur retenu par Chamoin soit légèrement supérieur (6,17), son coefficient de diffusion à faible teneur en eau est plus important en raison de sa capacité hydrique inférieure. Le coefficient de diffusion à forte teneur en eau est également inférieur à celui établi par Chamoin, ce qui indique que celui-ci considère une valeur de D_1^W supérieure.

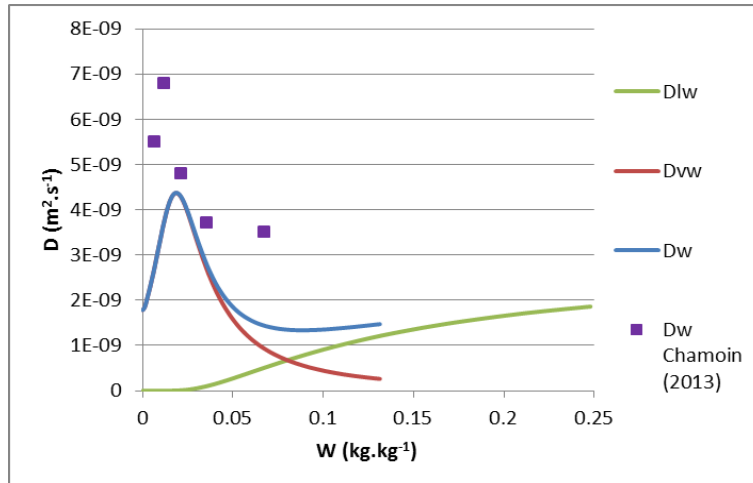


Figure III-7 : Coefficients de diffusion du béton de chanvre en adsorption principale

III.3.1.3 Propriétés thermiques

La conductivité thermique du béton de chanvre a été mesurée expérimentalement en fonction de l'humidité relative et de la température (Pierre et al 2013) par la technique du ruban chaud. Pour une température comprise entre -3 et 30°C et une humidité relative comprise entre 0 et 95%, elle peut être exprimée par l'équation :

$$\lambda_{\text{béton chanvre}} = 0,0818 + 0,000276 \cdot T(^{\circ}\text{C}) + 0,24 \cdot W$$

La capacité thermique du béton de chanvre sec a été mesurée par microcalorimétrie. A l'état sec et à 23°C une valeur de 1070 J.kg⁻¹.K⁻¹ a obtenue.

Un récapitulatif des propriétés du béton de chanvre est donné dans le Tableau III-4 :

$\varepsilon(-)$	$\rho_s(\text{kg.m}^{-3})$	μ_v	$\lambda(\text{W.m}^{-1}.\text{K}^{-1})$	$C_p(\text{J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1})$
0,75	450	5	$0,0818 + 0,000276 \cdot T(^{\circ}\text{C}) + 0,24 \cdot W$	1070

Tableau III-4 : Propriétés du béton de chanvre

III.3.2 Etude d'un cycle long d'adsorption-désorption

Une éprouvette de béton de chanvre de surface 148 x 148mm² et d'épaisseur 100mm a été instrumentée (Figure III-1). Des capteurs de température et d'humidité relative sont placés à différentes profondeurs par rapport à la surface en contact direct avec l'air : x=14mm, x=50mm et x=80mm. Un capteur de température est également placé en x=e afin de connaître l'évolution de la température T_{fond}(t). La masse initiale de l'échantillon vaut m=m_{sec}=999,8g. Les conditions initiales de température, d'humidité relative et de teneur en eau de l'échantillon sont T_{init}=23°C, HR_{init}=50% et W_{init}=W_{ad}(HR_{init}=50%).

III.3.2.1 Relevés expérimentaux

Les mesures de la température et de l'humidité de l'air extérieur, ainsi que de la température au fond de l'échantillon, sont tracées pour cet essai sur la Figure III-8.

Au début de l'expérience, l'air dans l'enceinte a une humidité relative de 50% et une température de 23°C. La séquence est constituée d'une phase d'adsorption de 10 jours avec une consigne pour l'humidité relative de l'air fixée à 75% et d'une phase de désorption de 5 jours à 35% pour HR_{air} . La consigne pour la température de l'air est constante à 23°C.

On observe que les consignes pour l'humidité relative de l'air ambiant sont bien respectées. Initialement à 50% elle passe à 77% en 30 minutes pour une période de 10 jours, puis diminue à 35% en 5 heures durant les cinq jours suivants. Ces variations sont beaucoup plus rapides que celles observables pour un environnement non-contrôlé, dans le cas d'une paroi de bâtiment en fonctionnement normal. La température d'air est autour de 22,6°C. A chaque variation d'humidité relative, des pics de température d'une amplitude de 0,6°C apparaissent au fond de l'échantillon, vraisemblablement causés par les phénomènes d'évaporation et de condensation décrits dans le chapitre 2.

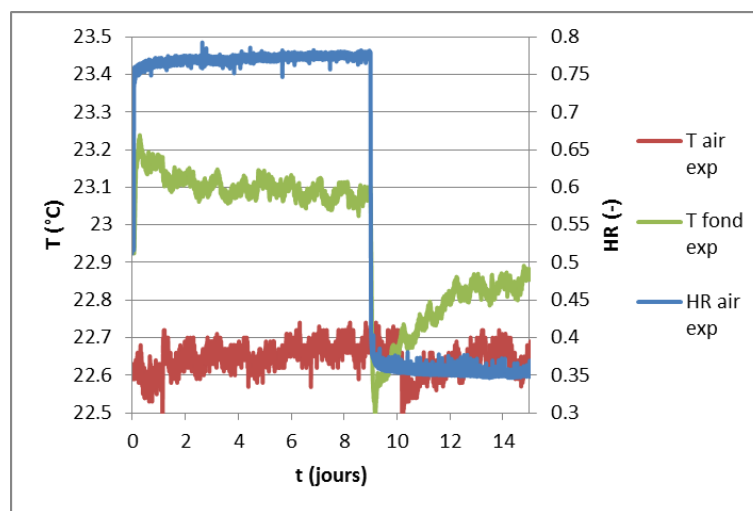


Figure III-8 : Conditions expérimentales de température et d'humidité relative

Les variations mesurées de la masse de l'échantillon mesurée sont tracées sur la

Figure III-9. La phase d'adsorption entraîne une élévation de 11,5g, soit une variation de teneur en eau de $0,0115\text{kg.kg}^{-1}$ et la phase de désorption une diminution de 8g, soit $0,008\text{kg.kg}^{-1}$.

Les mesures d'humidité relative et de température sont reportées sur la Figure III-10. On observe que l'humidité relative dans le matériau suit logiquement les variations de l'humidité de l'air avec une amplitude plus faible et un déphasage plus important au fur et à mesure que l'on s'éloigne de la surface en contact avec l'air.

Pour les températures au sein du matériau, le changement de consigne entraîne un pic de température dont l'amplitude et le déphasage sont liés à la position du capteur. Ainsi, un pic d'environ 1,2°C est mesuré près de la surface supérieure alors que l'air ne varie que de 0,1°C.

On retrouve le résultat issu des simulations réalisées dans le chapitre II. Une phase de sorption entraîne une élévation de température due au phénomène de condensation, et une phase de désorption entraîne une chute de température par évaporation.

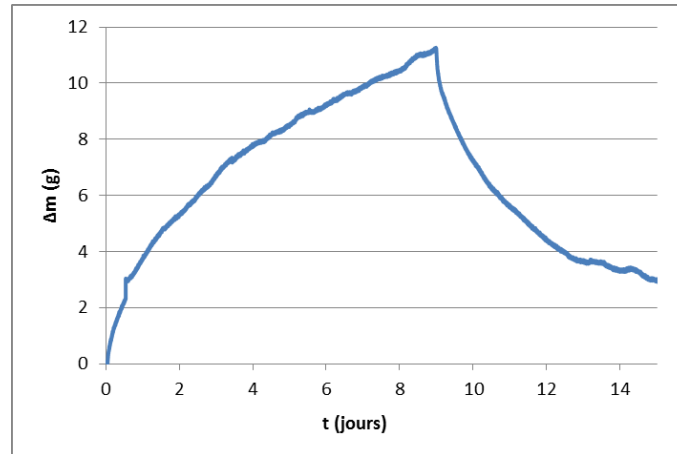


Figure III-9 : Variation de masse mesurée

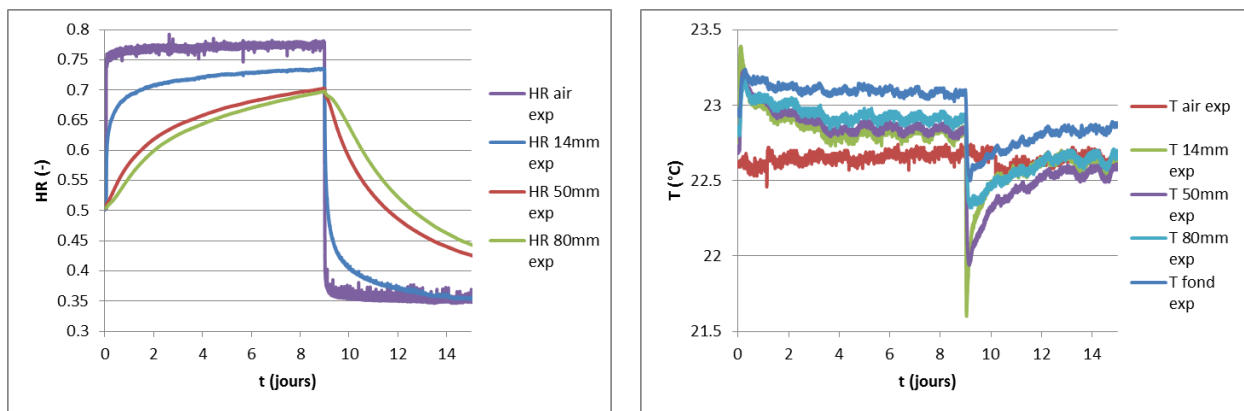


Figure III-10 : Humidités relative et températures mesurées

La Figure III-11 compare les températures mesurées dans le matériau avec les capteurs Sensirion et thermocouples. Nous observons que les valeurs sont similaires, avec une température à 14mm et 50mm plus élevée de 0,2°C environ pour les Sensirion par rapport aux thermocouples aux abscisses proches, soit un écart inférieur aux incertitudes de mesure. Pour des raisons de lisibilité, nous nous limitons à quatre capteurs de température : les Sensirion à 14,50 et 80mm et le thermocouple au fond de l'échantillon.

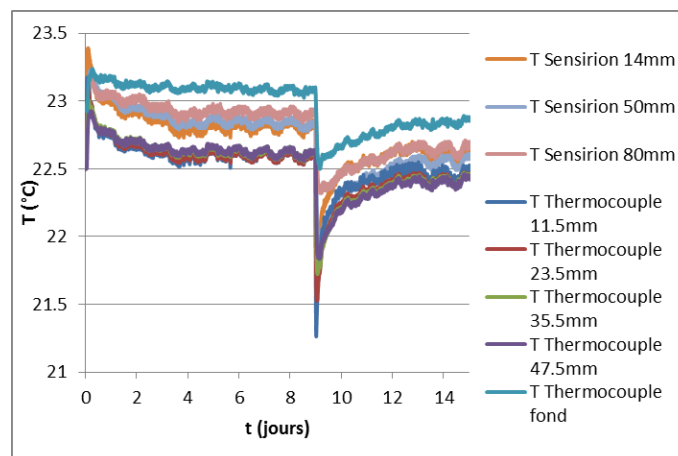


Figure III-11 : Températures mesurées par les capteurs Sensirion et thermocouples

III.3.2.2 Comparaison simulation - expérience

Les simulations présentées ont été réalisées avec les paramètres du Tableau III-5.

Nombre de mailles	Rapport d'aspect des mailles	Pas de temps
50	10	600 s

Tableau III-5 : Paramètres de calcul

Les confrontations des évolutions mesurées et calculées pour les humidités relatives et les températures sont reportées sur la Figure III-12. Pour l'humidité relative, on observe globalement un retard entre la simulation et l'expérience avec des écarts qui deviennent plus conséquents lorsque l'on s'éloigne de la surface en contact direct avec l'air. Ainsi, au bout de 9 et 15 jours on aboutit à un écart de seulement 3% à 14 mm. Et, à 50mm et 80mm les écarts sont de 8% et 11% à 9 jours, 5% et 7% à 15 jours.

En ce qui concerne les températures simulées, on retrouve des pics de même amplitude que les températures mesurées, mais la température simulée à 14mm revient plus lentement vers une valeur stabilisée. Les températures atteintes à 9 jours et 15 jours sont très proches des mesures avec des écarts d'environ 0,2°C.

La confrontation des variations simulées et mesurées de la teneur en eau globale de l'échantillon conforte la simulation (Figure III-13). La teneur en eau initiale se trouve sur la courbe d'adsorption principale, la phase d'adsorption suit cette courbe et ne dépend pas du modèle d'hystérésis. Les variations de teneur en eau de l'échantillon sont simulées de façon satisfaisante en adsorption et en désorption. Etant donné que l'incertitude de mesure de la masse est moindre comparée à celle de l'humidité relative, cette donnée est importante pour évaluer la pertinence du modèle.

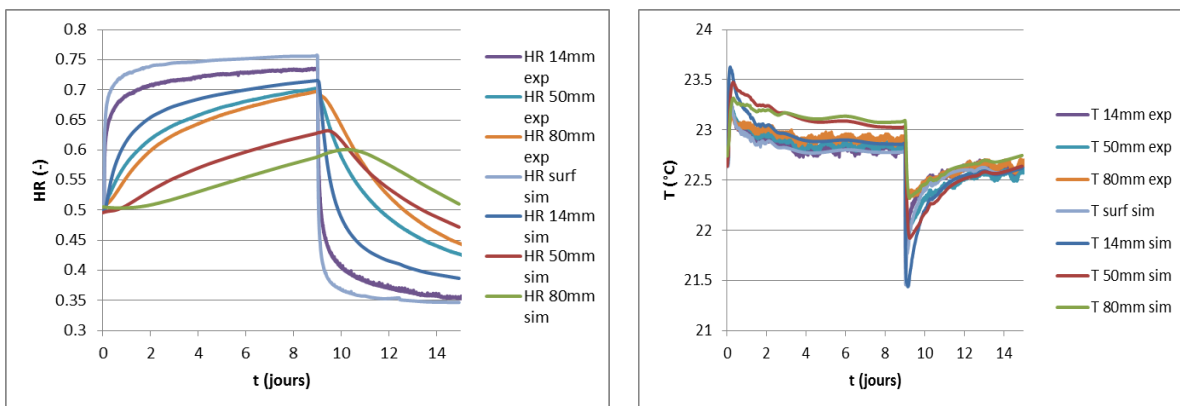


Figure III-12 : Humidités relatives et températures simulées et mesurées

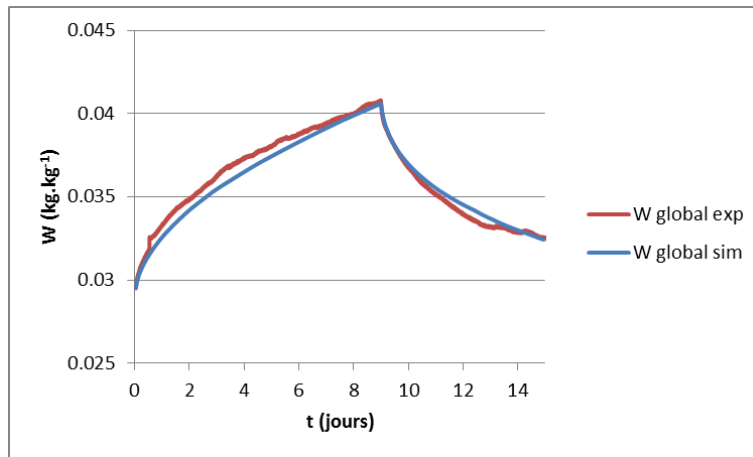


Figure III-13 : Teneurs en eau simulée et mesurée

Le fait qu'une simulation avec la courbe W_{ad} aboutisse à une teneur en eau conforme aux mesures mais avec une humidité relative dans le matériau inférieure aux valeurs mesurées indique que la pente θ_{ad} est trop importante, bien qu'obtenue à partir de l'isotherme d'adsorption mesuré. Cela peut s'expliquer par des incertitudes de mesure mais aussi les limites d'utilisation des isothermes de sorption pour la simulation de phénomènes rapides :

- les mesures d'isothermes d'adsorption-désorption ont une forte incertitude en teneur en eau, et des pesées effectuées sur plusieurs échantillons de composition identique aboutissent à des écarts-types importants (Chamoïn 2013)
- les isothermes d'adsorption-désorption sont mesurés en régime permanent, or des mesures locales d'humidité relative et de teneur en eau en régime transitoire montrent, pour une teneur en eau initiale sur la courbe d'adsorption principale, une pente expérimentale inférieure à la capacité de sorption principale θ_{ad} (Scheffler et Plagge 2011)

III.3.2.3 Etudes de sensibilité

Nous présentons ici d'autres simulations effectuées afin d'évaluer la sensibilité des résultats à divers paramètres : les données expérimentales (position des capteurs, conditions aux limites), les propriétés du matériau (courbes d'adsorption et de désorption principales, facteur de résistance à la diffusion de la vapeur) et le modèle d'hystérésis (sans hystérésis, modèle de Pedersen).

III.3.2.3.1 Sensibilité aux données expérimentales

Sensibilité à la position des capteurs

Les capteurs d'humidité relative Sensirion SHT 75 ont un diamètre d'environ 6mm, ce qui signifie qu'il existe au minimum une incertitude de ± 3 mm sur la position exacte du point de mesure. Comme le montre la

Figure III-14, cette incertitude induit un écart de $\pm 1,5\%$ sur les valeurs simulées de l'humidité relative à 14mm et cet écart devient négligeable pour les valeurs simulées à 50mm et 80mm.

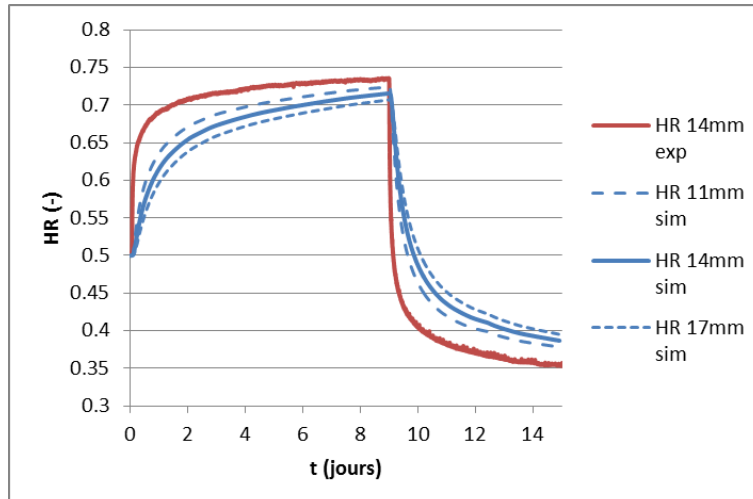


Figure III-14 : Influence de la position des capteurs sur l'humidité relative

Sensibilité au coefficient de convection

Il est difficile de déterminer avec précision le coefficient d'échange convectif h_c , par conséquent des simulations complémentaires ont été réalisées en prenant $h_c=3$ et $5 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ (Annexe A.3.1.1). On constate qu'une modification de ce paramètre a peu d'influence sur les variations d'humidité relative et de température dans le matériau. Nous conservons par la suite une valeur de $3 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$.

Sensibilité à la température d'air et de fond

La Figure III-15 montre l'incidence sur les températures calculées d'une variation de $\pm 0,5^\circ\text{C}$ des températures T_{fond} et T_{air} . En régime transitoire, la position et l'amplitude des pics de température ne sont pas impactées. En régime quasi-stationnaire on observe des écarts qui peuvent atteindre $\pm 0,4^\circ\text{C}$. L'incidence sur l'humidité relative et la teneur en eau du matériau est négligeable (Annexe A.3.1.2).

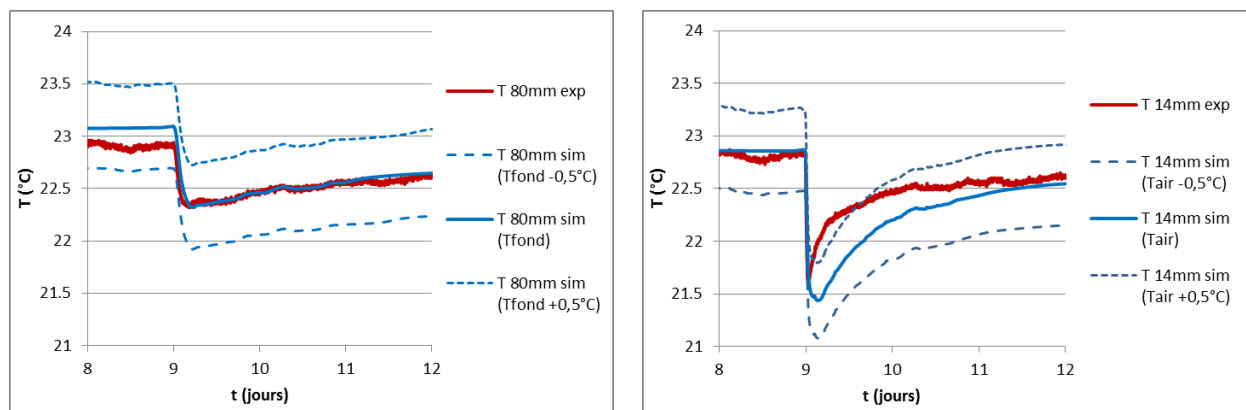


Figure III-15 : Influence de la température de fond et de l'air sur la température du matériau

Sensibilité à l'humidité relative de l'air

Pour cette étude une variation de $\pm 5\%$ est imposée à l'humidité relative de l'air. On observe sur la Figure III-16 à la fin de la phase de sorption (9 jours) des écarts d'humidité relative de

$\pm 4\%$ à 14mm, $\pm 2\%$ à 50mm et $\pm 1\%$ à 80mm, ainsi qu'un écart important de teneur en eau ($\pm 0,003\text{kg.kg}^{-1}$). L'incidence sur la température du matériau est faible, de l'ordre de $\pm 0,2^\circ\text{C}$ (Annexe A.3.1.3).

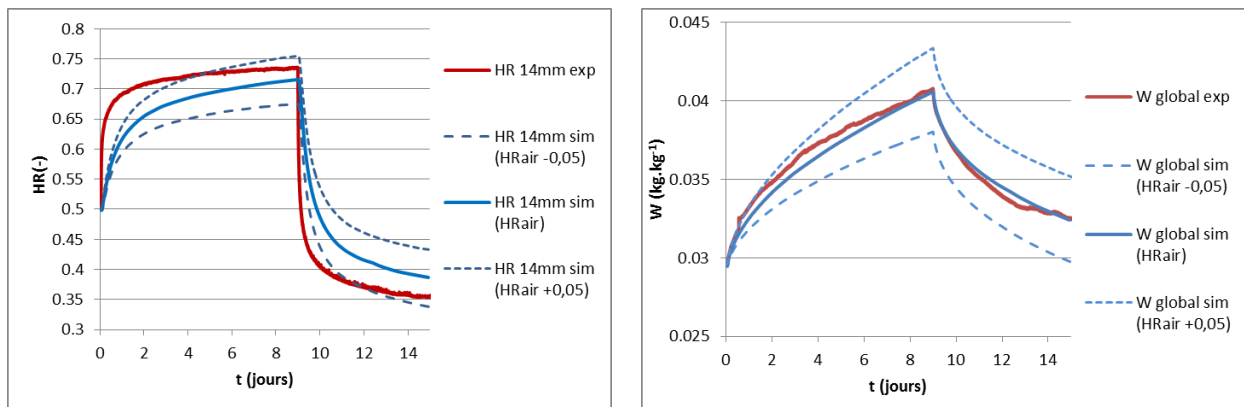


Figure III-16 : Influence de l'humidité relative de l'air sur l'humidité relative et la teneur en eau du matériau

Les incertitudes sur les mesures des conditions aux limites (T_{air} , HR_{air} et T_{fond}) ont un impact sur les résultats simulés : l'humidité relative de l'air influe sur l'humidité relative du matériau, tandis que les températures de l'air et du fond influent sur la température du matériau. Modifier ces paramètres dans un sens ou dans l'autre augmente les écarts entre résultats simulés et mesurés, nous les considérons donc comme corrects et les conservons tels quels par la suite.

III.3.2.3.2 Sensibilité aux propriétés du matériau

Courbes d'adsorption et de désorption principales

Afin d'évaluer l'impact d'une modification des isothermes de sorption-désorption, des simulations sont réalisées en remplaçant la courbe d'adsorption principale W_{ad} et la courbe de désorption principale $W_{\text{dés}}$ par les courbes présentées sur la Figure III-6 : $W_{\text{ad-}}$ et $W_{\text{ad+}}$ et $W_{\text{dés-}}$ et $W_{\text{dés+}}$.

La Figure III-17 et la Figure III-18 présentent les évolutions calculées pour les humidités relatives et la teneur en eau globale. Les écarts par rapport aux mesures à la fin de la phase de sorption (9 jours) et de désorption (15 jours) sont donnés dans le Tableau III-6.

La courbe $W_{\text{ad+}}$ n'a pas d'influence notable sur les humidités relatives locales simulées comparée à W_{ad} , car la pente $\theta_{\text{ad+}}$ n'est que légèrement supérieure à θ_{ad} sur le domaine d'humidité relative considéré [35%-75%]. La courbe $W_{\text{ad-}}$ entraîne une variation plus importante des valeurs d'humidité relative à 14mm, 50mm et 80mm, car la pente $\theta_{\text{ad-}}$ augmente l'amplitude des phénomènes de diffusion. La pente plus élevée de la courbe $W_{\text{ad+}}$ entraîne des variations légèrement plus importantes de teneur en eau. A l'inverse, la pente faible de $W_{\text{ad-}}$ donne une teneur en eau simulée inférieure à celle mesurée.

La modification de la courbe de désorption $W_{\text{dés}}$ n'a aucune incidence sur la phase de sorption. Durant la phase de désorption, la courbe $W_{\text{dés+}}$ donne une capacité de désorption

primaire $\theta_{\text{dés,hys}}$ plus importante, ce qui réduit les phénomènes de diffusion d'eau et entraîne une variation plus faible des valeurs d'humidité relative à 14mm, 50mm et 80mm. A l'inverse, la courbe $W_{\text{dés-}}$ augmente le phénomène de désorption en raison d'une pente θ plus faible. La pente plus élevée de la courbe $W_{\text{dés+}}$ augmente l'amplitude de la variation de teneur en eau durant la phase de désorption. A l'inverse, la pente faible de $W_{\text{dés-}}$ donne une variation de teneur en eau plus faible, et donc une teneur en eau simulée supérieure à celle mesurée.

La courbe d'adsorption $W_{\text{ad-}}$ semble donc plus pertinente pour modéliser la relation entre humidité relative et teneur en eau du béton de chanvre. Une sous-estimation des coefficients de diffusion est une explication possible à l'amplitude trop faible des variations de HR et W.

L'incidence sur la température du matériau est faible, de l'ordre de $\pm 0,1^{\circ}\text{C}$ (Annexe A.3.1.4).

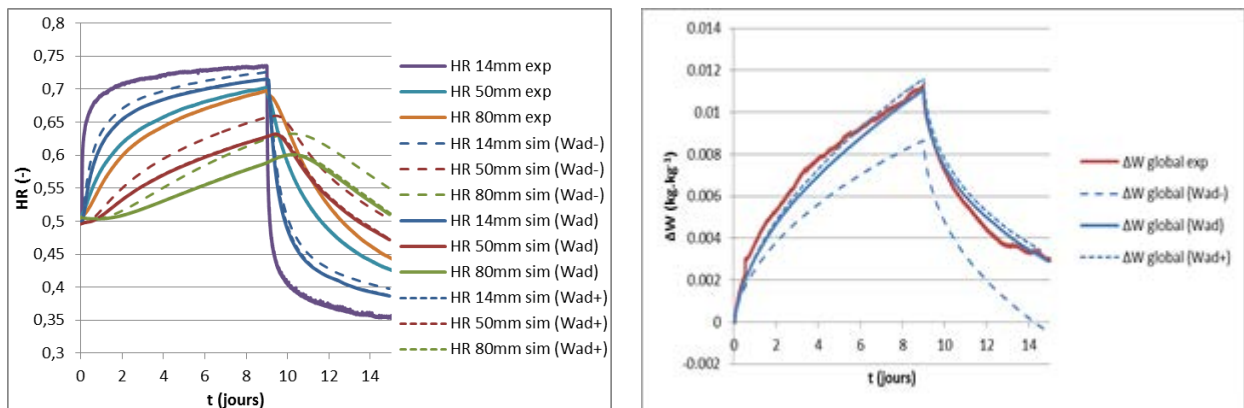


Figure III-17 : Influence de la courbe d'adsorption principale sur l'humidité relative et la teneur en eau

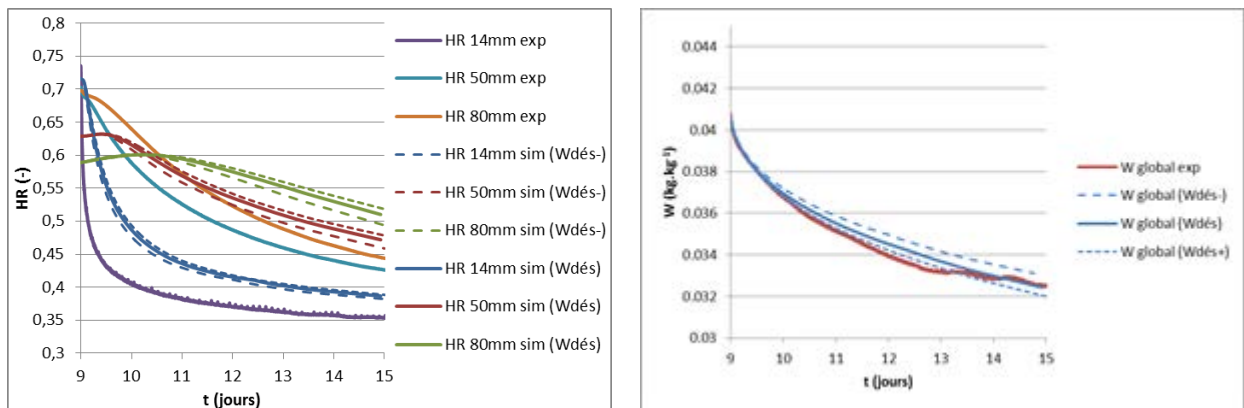


Figure III-18 : Influence de la courbe de désorption principale sur l'humidité relative et la teneur en eau

	W_{ad-}	W_{ad}	W_{ad+}		$W_{dés-}$	$W_{dés}$	$W_{dés+}$
Ecart HR 14mm à 9 jours	-1%	-3%	-3%	Ecart HR 14mm à 15 jours	+3%	+3%	+3%
Ecart HR 50mm à 9 jours	-4%	-8%	-8%	Ecart HR 50mm à 15 jours	+3%	+5%	+6%
Ecart HR 80mm à 9 jours	-8%	-11%	11%	Ecart HR 80mm à 15 jours	+6%	+7%	+8%
Ecart W à 9 jours	-0,0025	-0,0001	+0,0004	Ecart W à 15 jours	+0,0004	0	-0,0005

Tableau III-6 : Ecart entre les mesures et les simulations

Facteur de résistance à la diffusion de la vapeur

La Figure III-19 montre les évolutions de l'humidité relative et de la teneur en eau dans le matériau lorsque le facteur de résistance à la diffusion de la vapeur varie de ± 2 . On observe à 9 jours des écarts d'humidité relative de $\pm 1\%$ à 14mm, $\pm 3\%$ à 50mm et $\pm 4\%$ à 80mm, et des écarts de teneur en eau de $\pm 0,003\text{kg.kg}^{-1}$. Un μ plus faible entraîne une augmentation des coefficients de diffusion D_v^W et D_v^T , ce qui se traduit par une amplitude des variations d'humidité relative plus importante et plus proche des mesures, mais une surestimation de la teneur en eau. L'incidence sur la température du matériau est faible, de l'ordre de $\pm 0,2^\circ\text{C}$ (Annexe A.3.1.5).

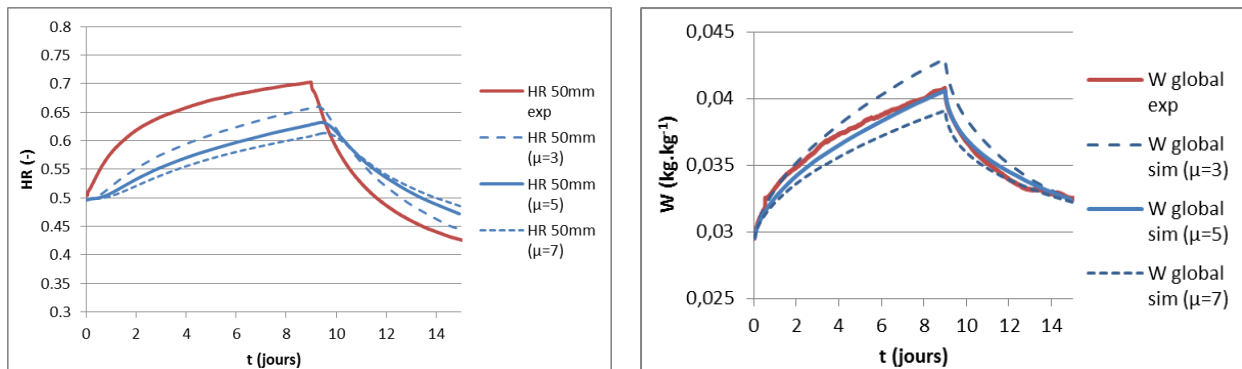


Figure III-19 : Influence du facteur de résistance à la diffusion de la vapeur sur l'humidité relative et la teneur en eau

Il ressort des études de sensibilité menées sur les propriétés des matériaux que les variations d'humidité relative et de teneur en eau dépendent essentiellement de la capacité de sorption θ ainsi que du facteur de résistance à la diffusion de la vapeur μ .

La Figure III-20 montre les évolutions de l'humidité relative et de la teneur en eau dans le matériau avec la courbe d'adsorption W_{ad-} et un μ égal à 3. Les humidités relatives dans le matériau atteignent des valeurs proches de celles mesurées, notamment à 80mm où l'écart à 9 jours est de seulement 4%, contre 11% dans la simulation de référence (Figure III-12). Ce même écart passe de 8% à 2% à 50mm et de 3% à 0% à 14mm. La teneur en eau simulée est

proche de celle mesurée, avec un écart à 9 jours de $0,0009\text{kg}\cdot\text{kg}^{-1}$. Cette légère sous-estimation est à mettre en lien avec celle que l'on retrouve pour l'humidité relative simulée.

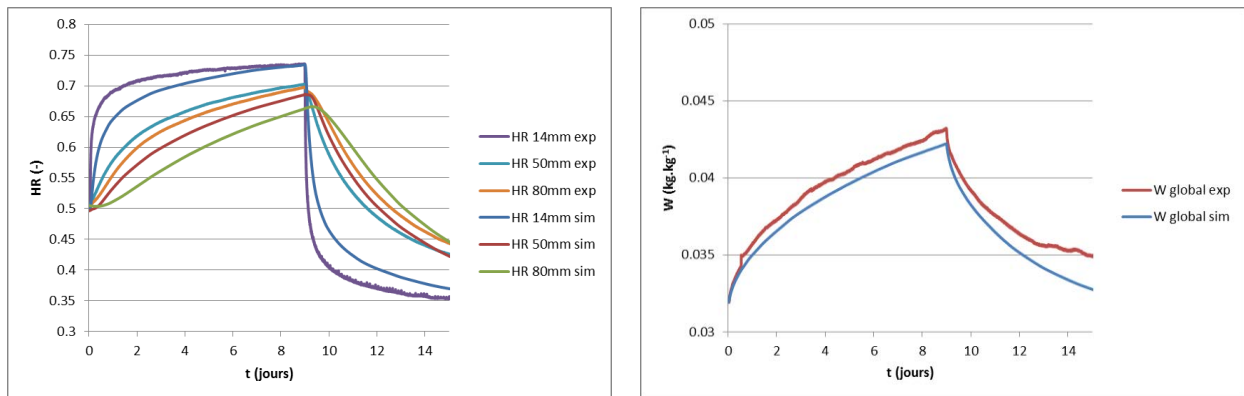


Figure III-20 : Humidité relative et teneur en eau avec W_{ad-} et $\mu=3$

III.3.2.3.3 Sensibilité au modèle d'hystérésis

Afin de vérifier l'impact de l'hystérésis, deux simulations sont effectuées : une première sans hystérésis en utilisant uniquement la courbe d'adsorption principale (en raison du protocole expérimental), et une seconde en prenant en compte l'hystérésis à l'aide du modèle de Pedersen.

La Figure III-21 présente les humidités relatives à 50mm et les teneurs en eau globales obtenues avec ces deux simulations durant la phase de désorption. Lorsque l'hystérésis est négligée, les variations d'humidité relative sont inférieures à celles obtenues quand elle était prise en compte. Cela s'explique par le fait que la capacité de sorption θ_{ad} utilisée ici est supérieure à la capacité de sorption $\theta_{dés,hys}$ calculée par le modèle de Mualem. Or une élévation de la capacité de sorption entraîne une diminution du coefficient de diffusion de la vapeur, et donc un transfert d'eau plus faible. Cette capacité de sorption influe également sur la valeur simulée de teneur en eau, inférieure à celle mesurée. La teneur en eau globale mesurée à la fin de la phase de désorption présente une valeur supérieure à la valeur initiale, mais l'humidité relative mesurée dans le matériau est inférieure à sa valeur initiale. Cela confirme l'hypothèse selon laquelle la phase de désorption primaire possède une capacité de sorption $\theta_{dés,hys}$ inférieure à la capacité de sorption en adsorption principale θ_{ad} , et donc qu'une variation d'humidité relative entraîne une variation de teneur en eau moindre durant la phase de désorption. Cela prouve que la relation entre W et HR n'est pas bijective, et qu'un modèle prenant l'hypothèse d'une unique relation $W(HR)=W_{ad}(HR)$ se révèle incorrect.

Pour utiliser le modèle de Pedersen, dont il faut évaluer les coefficients A , B et C . La séquence ne comportant aucune phase d'adsorption intermédiaire, le coefficient B n'intervient pas pour cet essai. Les résultats présentés sont obtenus en prenant $A=2$ et $C=0,8$, avec une bonne adéquation de teneur en eau entre 9 et 13 jours. Il est possible d'obtenir la même courbe de désorption primaire qu'avec le modèle de Mualem en prenant $A=2$ et $C=0,92$. Les variations d'humidité relative dans le matériau durant la phase de désorption sont légèrement inférieures à celles simulées avec Mualem, tandis que la variation de teneur en eau est

supérieure. Cela s'explique par une capacité de sorption $\theta_{des,hys}$ légèrement supérieure pour le modèle de Pedersen.

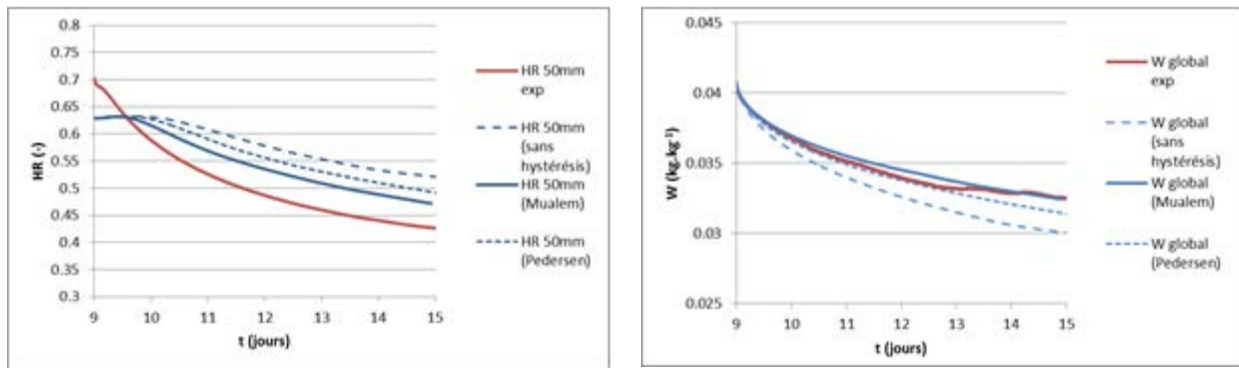


Figure III-21 : Influence du modèle d'hystérésis sur l'humidité relative et la teneur en eau

L'évolution de la teneur en eau en fonction de l'humidité relative à 14mm est tracée pour les trois cas de figures : sans hystérésis, hystérésis de Mualem et hystérésis de Pedersen (Figure III-22). Durant la phase d'adsorption, $W(HR) = W_{ad}(HR)$ pour les trois modèles. Durant la phase de désorption, le modèle sans hystérésis suit à nouveau la courbe W_{ad} tandis que les modèles de Mualem et Pedersen suivent une pente correspondant à la capacité de sorption $\theta_{des,hys}$. Comme observé précédemment, la pente calculée avec Pedersen est plus importante que celle de Mualem, et aboutit, pour une variation donnée d'humidité relative, à une teneur en eau plus faible.

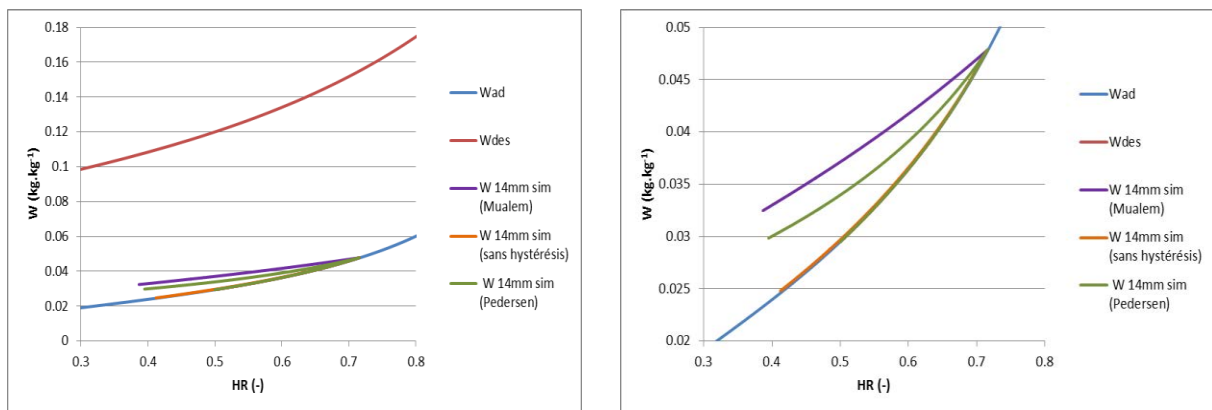


Figure III-22 : Teneur en eau en fonction de l'humidité relative à 14mm

Le modèle sans hystérésis est à écarter, et les modèles de Mualem et Pedersen donnent des résultats satisfaisants pour un cycle unique. Les simulations effectuées par la suite utilisent le modèle de Mualem, sauf indication contraire.

III.3.3 Essai en cyclage court

L'objectif est de simuler l'évolution de la relation entre HR et W pour de multiples cyclages journaliers d'humidité relative (Figure III-23).

Pour cela, une nouvelle expérience est menée sur le même échantillon de béton de chanvre que précédemment. Des capteurs d'humidité relative et de température sont placés à 14mm et

50mm, ainsi qu'un capteur de température au fond de l'échantillon. Le même conditionnement initial est également imposé de telle sorte que sa teneur en eau initiale soit $W_{init}=W_{ad}(HR=50\%)$.

Les variations de consigne pour l'humidité relative de l'air sont identiques à l'essai long: 8 heures de sorption à 75% et 16 heures de désorption à 35%. La consigne pour la température de l'air est aussi fixée à 23°C.

La teneur en eau suit la courbe d'adsorption principale durant la première phase d'adsorption, après quoi son évolution dépend du modèle d'hystérésis utilisé.

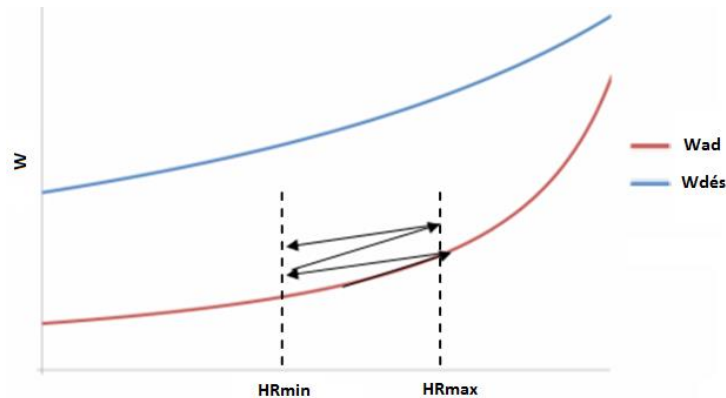


Figure III-23 : Cyclage d'humidité relative et de teneur en eau

III.3.3.1 Relevés expérimentaux

La Figure III-24 présente les mesures d'humidité et de température de l'air. Pour des raisons de lisibilité du graphe, seuls les 4 premiers jours sont tracés. Nous observons un respect satisfaisant des consignes, avec des valeurs d'humidité relative maximales et minimales mesurées d'environ 75% atteinte en 1 heure, et 36% en 3 heures. La température de l'air ambiant oscille autour de 23°C, mais tout comme dans l'essai long, elle présente des pics lors des changements de consigne, ayant une amplitude de 0,4°C. La température T_{fond} est d'environ 22,8°C avec des fluctuations de l'ordre de 0,2°C.

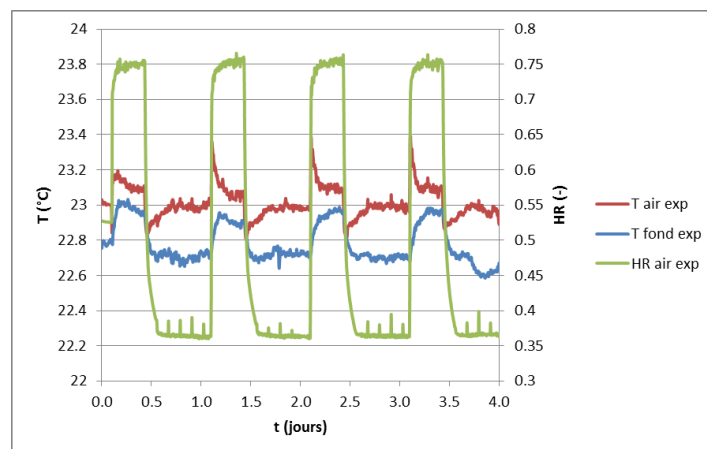


Figure III-24 : Conditions expérimentales de températures et d'humidité

La variation mesurée de la masse de l'échantillon est tracée sur la Figure III-25. La première phase d'adsorption entraîne une augmentation de masse de 1,6g, tandis que les phases d'adsorption suivantes l'augmentent d'environ 1,9g. Les phases de désorption diminuent la masse d'environ 1,8g, et le différentiel entre adsorption et désorption entraîne une augmentation de la masse d'environ 1g au bout de 11 cycles. La dérive de la balance observée entre le 1^{er} et le 11^{ème} cycle est de 0,17g, insuffisante pour expliquer cette élévation.

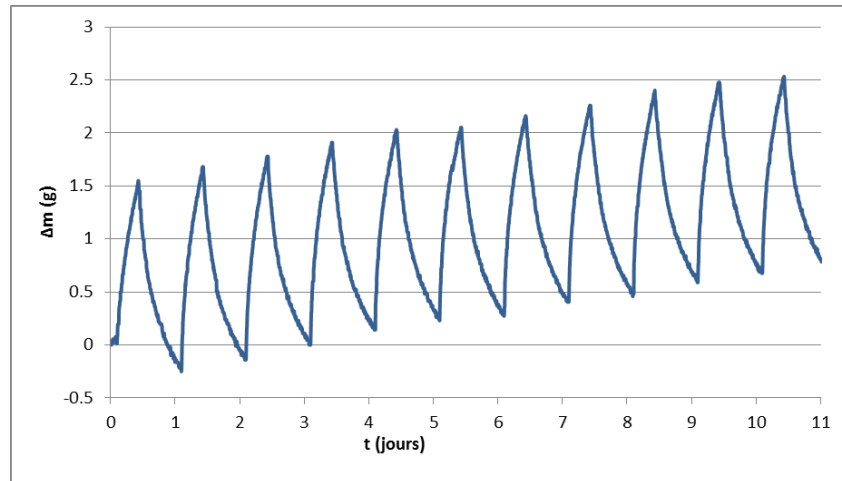


Figure III-25 : Variation de masse mesurée

La Figure III-26 donne les évolutions mesurées au sein du matériau. Les humidités relatives suivent les mêmes variations que celles imposées à l'air, avec une amplitude plus grande lors des phases de désorption en raison de leur durée plus longue. L'humidité relative à 50mm varie avec une faible amplitude de $\pm 0,02$ et présente des légères discontinuités à chaque changement de cycle. Par ailleurs, on retrouve des pics de température dans le matériau au début de chaque phase d'adsorption et de désorption, de la même façon que pour l'essai long. Ces pics sont de plus grande amplitude près de la surface, et la température revient ensuite vers celle de l'air ambiant.

Il est intéressant de noter que durant les 8 premières heures on aboutit à des évolutions similaires à celles observées durant les 8 premières heures de l'essai long (Figure III-10), le protocole étant identique sur cette plage de temps.

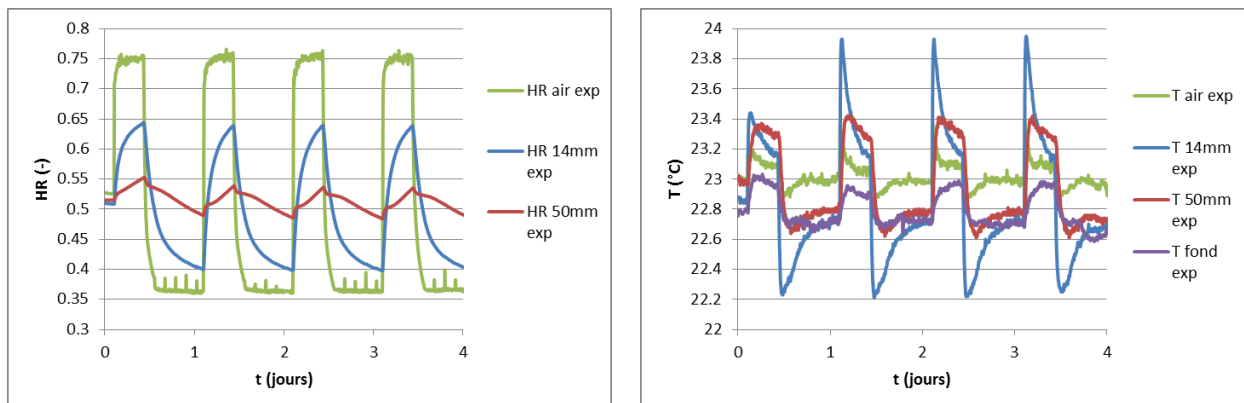


Figure III-26 : Humidité relative et température mesurées

Bien que les conditions d'humidité relative de l'air conservent les valeurs de 35% et 75% pour chaque cycle de sorption-désorption, nous observons à chaque nouveau cycle une élévation de la teneur en eau mesurée : minimale W_i et maximale W_j

Deux hypothèses distinctes peuvent être formulées pour expliquer ce fait : si le principe de fermeture s'applique à ce cas expérimental, alors cela signifie qu'une augmentation de W_i et W_j correspond à une augmentation simultanée de HR_i et HR_j . Etant donné que les humidités relatives locales mesurées à 14mm et 50mm ne voient pas leurs extrema augmenter durant les mesures, alors cette augmentation des extrema d'humidité relative globale ne peut être associée qu'à des variations à des abscisses non mesurées : près de la surface avec $x < 14\text{mm}$, ou près du fond avec $x > 50\text{mm}$, ce dernier cas étant peu probable. Une seconde hypothèse serait d'envisager que le principe de fermeture ne puisse pas s'appliquer à un cas transitoire (voir partie I.1.4.7) et qu'il existe un effet de pompage.

III.3.3.2 Confrontation entre simulation et expérience

Les simulations sont effectuées en utilisant les paramètres de pas de temps et de maillage indiqués dans le Tableau III-5. La Figure III-27 présente les valeurs simulées de la température et de l'humidité relative à 14mm et 50mm. La variation simulée d'humidité relative à 14mm présente un retard par rapport aux mesures durant le premier cycle, mais celui-ci est corrigé dans les cycles suivants. En revanche, le retard de la variation simulée d'humidité relative à 50mm demeure au cours de toute la séquence. Nous observons des écarts de 7% et 3% à chaque pic d'humidité relative à 14mm et 50mm.

Les températures simulées à 14 mm présentent des pics de même amplitude que les mesures, mais un retard se produit durant les phases d'adsorption, où la température revient plus lentement vers la température de l'air. L'écart induit est de $0,4^\circ\text{C}$, inférieur à l'incertitude de mesure. La température simulée à 50mm suit les valeurs mesurées avec un léger retard et des variations d'amplitude supérieures, avec un écart de $\pm 0,2^\circ\text{C}$.

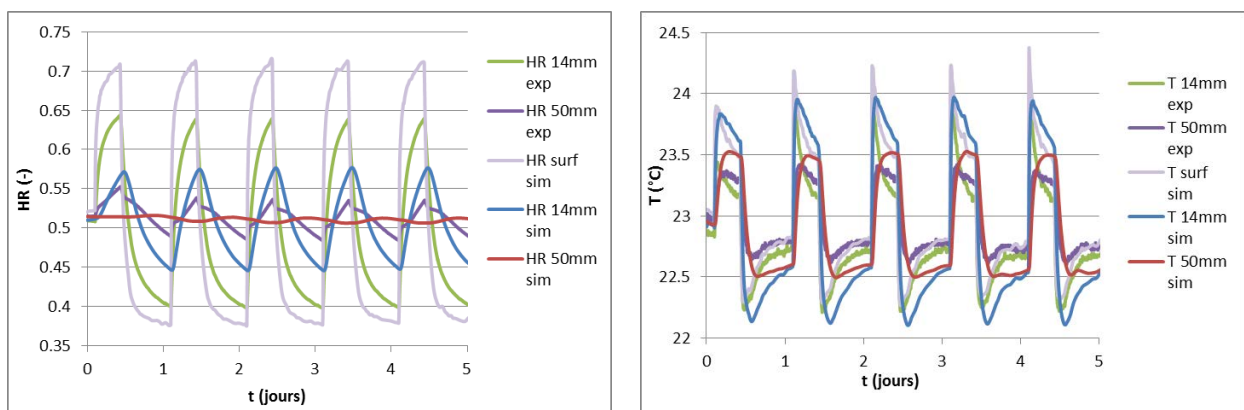


Figure III-27 : Humidités relatives et températures simulées et mesurées

La Figure III-28 montre les évolutions de la teneur en eau de l'échantillon. Les variations observées au cours d'un cycle ont une amplitude proche de celles mesurées, à savoir $\Delta W_{\text{sim}} = 0,0017 \text{kg.kg}^{-1}$ et $\Delta W_{\text{exp}} = 0,0019 \text{kg.kg}^{-1}$, même après plusieurs cycles de 24 heures.

Cependant, nous observons une lente déviation aux cours du temps, avec un écart en valeur absolue au 11^{ème} cycle égal $0,0008\text{kg.kg}^{-1}$.

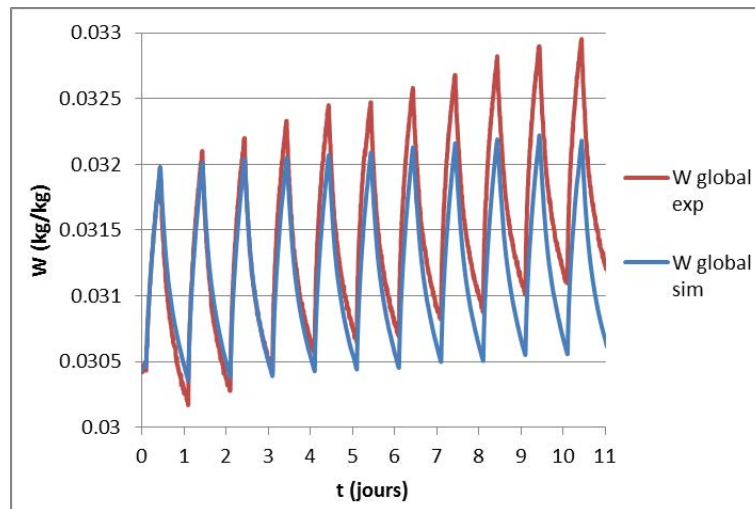


Figure III-28 : Teneurs en eau simulée et mesurée

III.3.3.3 Etudes de sensibilité

Les études de sensibilité menées sur l'essai long sont également appliquées à l'essai court afin de vérifier l'influence de la durée des cycles sur la sensibilité aux résultats expérimentaux, aux propriétés du matériau et au modèle d'hystérésis.

III.3.3.3.1 Sensibilité aux données expérimentales

Position des capteurs

Une variation de 3mm sur la position du capteur d'humidité relative entraîne un écart de $\pm 3\%$ sur l'humidité relative simulée à 14mm (Annexe A.3.2.1). L'écart avec l'humidité relative mesurée se limite alors à 5% à chaque pic, ce qui le fait correspondre à l'incertitude de mesure. L'incertitude de position des capteurs ne présente pas d'effet notable sur les valeurs simulées d'humidité relative à 50mm, ainsi que sur celles de température à 14mm et 50mm.

Température de fond

L'annexe A.3.2.2 montre les évolutions des températures dans le matériau en prenant en compte l'incertitude de mesure de T_{fond} à $\pm 0,5^{\circ}\text{C}$, qui entraîne des écarts de $\pm 0,1^{\circ}\text{C}$ à 14mm et $\pm 0,2^{\circ}\text{C}$ à 50mm. La position et l'amplitude des pics de température ne sont pas impactées.

Température de l'air

L'annexe A.3.2.3 montre l'impact de l'incertitude de mesure de T_{air} à $\pm 0,5^{\circ}\text{C}$, qui entraîne des écarts de $\pm 0,4^{\circ}\text{C}$ à 14mm et $\pm 0,2^{\circ}\text{C}$ à 50mm. La position et l'amplitude des pics de température ne sont pas impactées.

Humidité relative de l'air

La Figure III-29 montre les évolutions des humidités relatives dans le matériau lorsque HR_{air} varie de $\pm 5\%$. On observe qu'une humidité de l'air plus élevée entraîne un écart important avec les mesures durant les phases de désorption, et inversement une humidité de l'air plus faible augmente l'écart durant les phases de sorption, avec des écarts de $\pm 0,1$ à 14mm et $\pm 0,05$ à 50mm. La Figure III-30 montre une sensibilité très importante de la teneur en eau du matériau à l'humidité ambiante, une augmentation de HR_{air} fait croître excessivement la teneur en eau au cours du temps, tandis qu'une diminution de HR_{air} la fait décroître, avec un écart de $\pm 0,002 \text{ kg.kg}^{-1}$ à 10 jours.

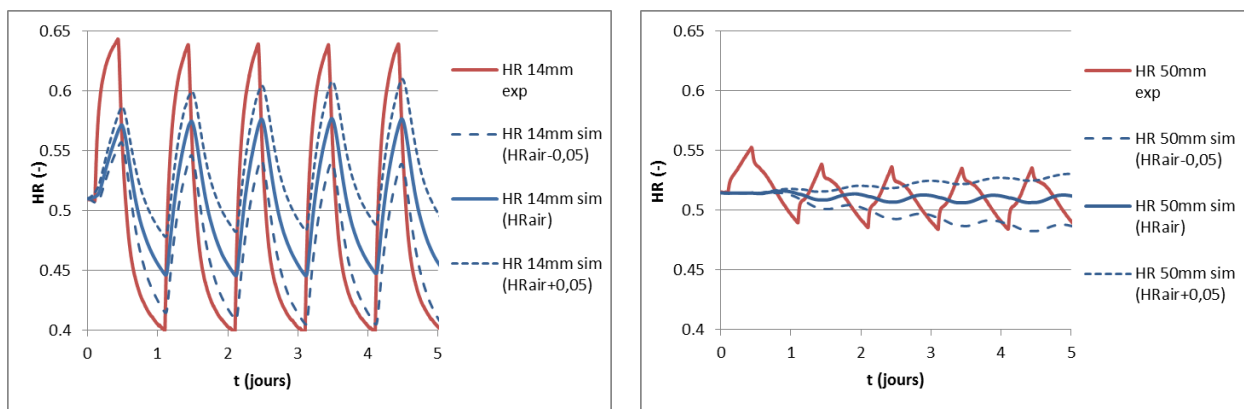


Figure III-29 : Influence de l'humidité relative de l'air sur l'humidité relative du matériau

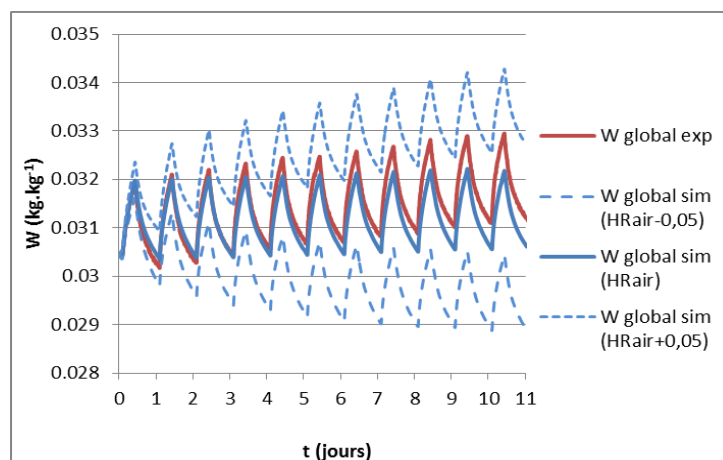


Figure III-30 : Influence de l'humidité relative de l'air sur la teneur en eau

III.3.3.3.2 Sensibilité aux propriétés du matériau

Courbes d'adsorption et de désorption principales

La Figure III-31 et la Figure III-32 montrent les résultats simulés d'humidité relative de teneur en eau en utilisant les courbes d'adsorption W_{ad+} et W_{ad-} , et les courbes de désorption $W_{dés-}$ et $W_{dés+}$. On observe lors des extrema des écarts d'humidité relative de $\pm 1\%$ à 14mm et 50mm, et des écarts de teneur en eau de $\pm 0,0002 \text{ kg.kg}^{-1}$ au 1^{er} cycle et de $0,0003 \text{ kg.kg}^{-1}$ au 11^{ème} cycle. Ainsi, si l'on observe une sensibilité des variations de W et HR aux courbes de sorption sur l'essai long, leur influence sur la prédiction d'essais très dynamiques est limitée.

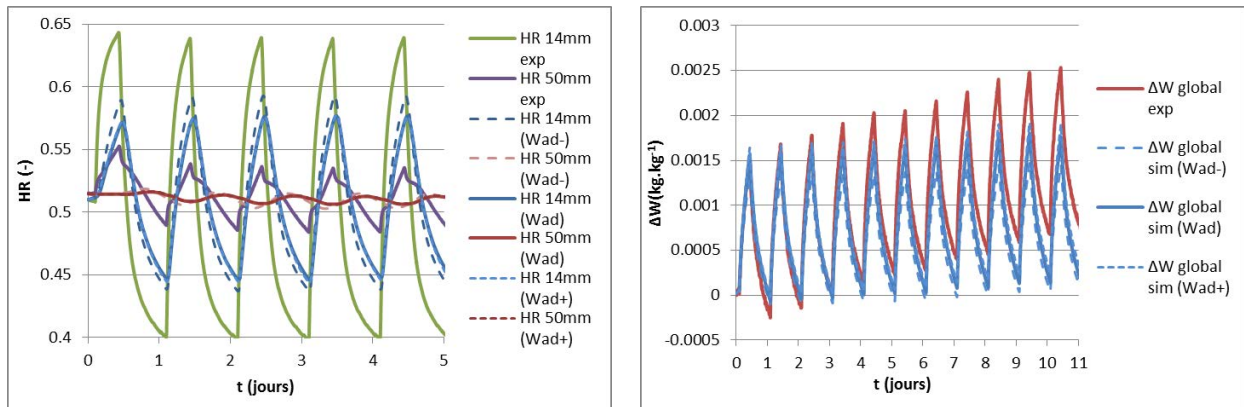


Figure III-31 : Influence de la courbe d'adsorption principale sur l'humidité relative et la teneur en eau

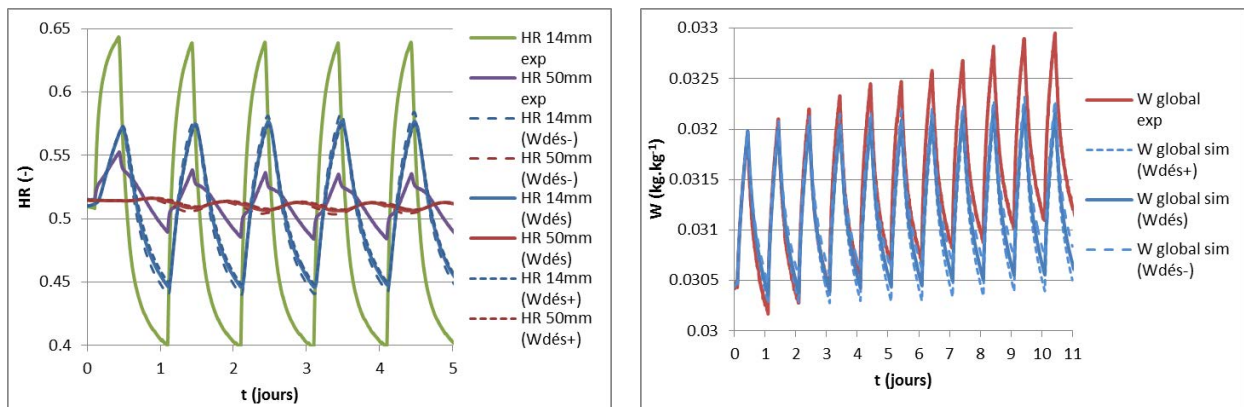


Figure III-32 : Influence de la courbe de désorption principale sur l'humidité relative et la teneur en eau

Facteur de résistance à la diffusion de la vapeur

L'annexe A.3.2.4 montre les évolutions de l'humidité relative et de la teneur en eau dans le matériau lorsque le facteur de résistance à la diffusion de la vapeur varie de ± 2 . On observe lors des extrema des écarts d'humidité relative de $\pm 1\%$ à 14mm et 50mm, et des écarts de teneur en eau de $\pm 0,003 \text{ kg.kg}^{-1}$ au 1^{er} cycle et de $0,004 \text{ kg.kg}^{-1}$ au 11^{ème} cycle.

III.3.3.3.3 Sensibilité au modèle d'hystérésis

Une simulation est effectuée avec le modèle d'hystérésis de Pedersen, en conservant les coefficients $A=2$ et $C=0,8$ établis précédemment. Comme cette étude comporte de multiples phases d'adsorption intermédiaires, il est nécessaire d'évaluer l'impact du coefficient B sur la capacité de sorption $\theta_{ad,hys}$. Pour cela, les résultats avec deux valeurs extrêmes de B sont comparés : $B=0,1$ et $B=0,9$.

La Figure III-33 montre que le choix du coefficient B n'a pas d'effet visible sur les variations simulées d'humidité relative. Les pics d'humidité relative à 14mm ont une amplitude moindre qu'avec le modèle de Mualem, avec un écart de 9% avec les valeurs mesurées à 14mm. Cela est dû aux valeurs élevées des capacités de sorption θ_{ad} et $\theta_{dés}$ calculées avec le modèle de Pedersen.

La teneur en eau simulée correspond aux mesures pour les deux premiers cycles de sorption-désorption, mais les extrema de teneur en eau augmentent de façon trop importante à chaque cycle supplémentaire. Ce phénomène peut être réduit en prenant un coefficient B plus faible, mais nous n'observons que peu de différences entre les résultats obtenus avec $B=0,1$ ou $0,9$, avec un écart aux mesures à 10,5 jours de respectivement $0,0012$ et $0,0016\text{kg.kg}^{-1}$. Les coefficients A et C ont été déterminés à partir de la phase de désorption de l'essai long, il est donc impossible de les modifier sans remettre en cause la validité du modèle pour différentes échelles de temps. Le coefficient B est fixé à $0,1$ par la suite.

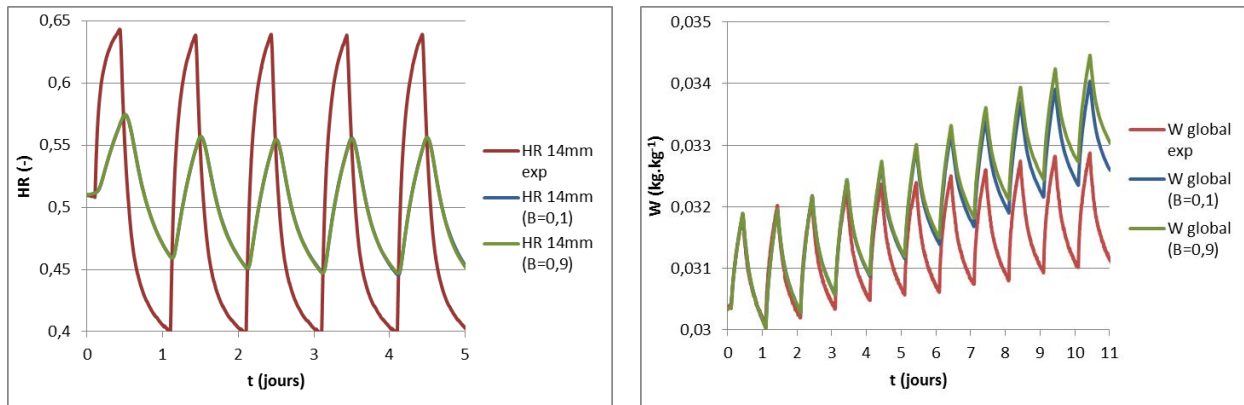


Figure III-33 : Humidités relatives et teneurs en eau simulée et mesurée (hystérésis de Pedersen)

Une simulation est effectuée en négligeant l'effet d'hystérésis et en prenant $W(HR)=W_{ad}(HR)$. Les humidités relatives locales simulées (Figure III-34) ont un écart important avec les valeurs mesurées (9%), davantage que dans la simulation avec le modèle de Mualem. Cela s'explique par la capacité de sorption θ_{ad} plus importante qui entraîne une diminution du coefficient de diffusion.

La teneur en eau simulée présente durant les premiers cycles des variations d'extrema d'un cycle à l'autre, non pas croissantes mais décroissantes (Figure III-35). L'effet de pompage n'étant pas pris en compte, ces variations s'expliquent par les amplitudes des pics d'humidité relative. Etant donné que l'humidité relative en phase de désorption est inférieure à l'humidité relative initiale du matériau, la teneur en eau sur la courbe d'adsorption $W_{ad}(HR)$ est également inférieure. A partir de 5 jours, les pics de teneur en eau simulée se stabilisent tandis que ceux mesurés continuent d'augmenter. La teneur en eau simulée présente un écart aux mesures au 11^{ème} cycle égal à $0,0015\text{kg.kg}^{-1}$, près de deux fois plus important que celui obtenu avec le modèle de Mualem.

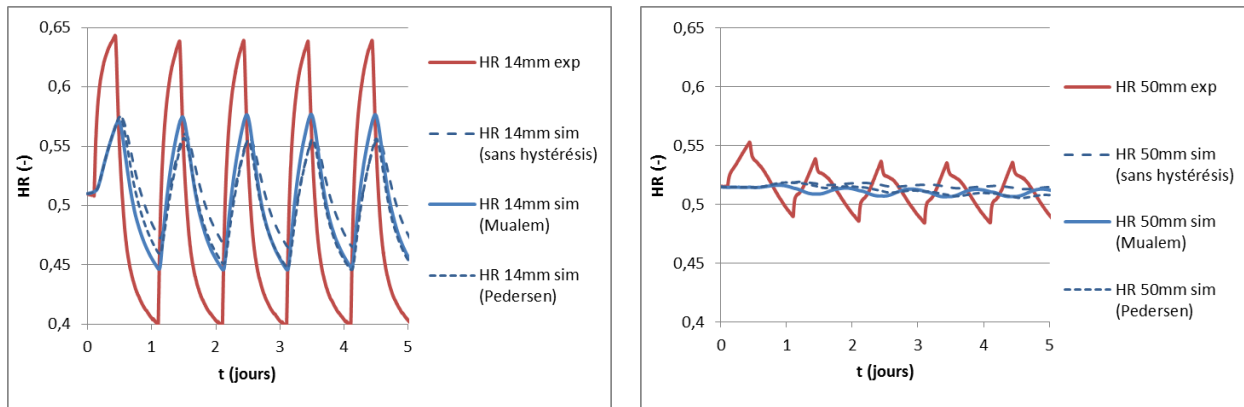


Figure III-34 : Influence du modèle d'hystérésis sur l'humidité relative

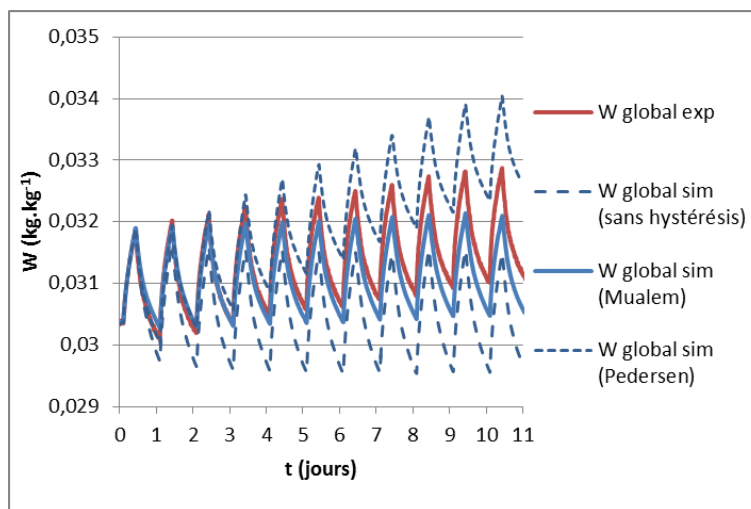


Figure III-35 : Influence du modèle d'hystérésis sur la teneur en eau

La Figure III-36 présente l'évolution de la teneur en eau en fonction de l'humidité relative à 14mm sans hystérésis, avec le modèle de Mualem et avec celui de Pedersen.

Au cours des multiples phases d'adsorption et de désorption de la séquence, les extrema d'humidité relative HR_i et HR_j et de teneur en eau W_i et W_j conservent les mêmes valeurs pour le modèle de Mualem, ce qui montre que le principe de fermeture est bien vérifié. A l'inverse, les extrema de teneur en eau augmentent à chaque cycle pour le modèle de Pedersen, il y a dans ce cas un effet de pompage.

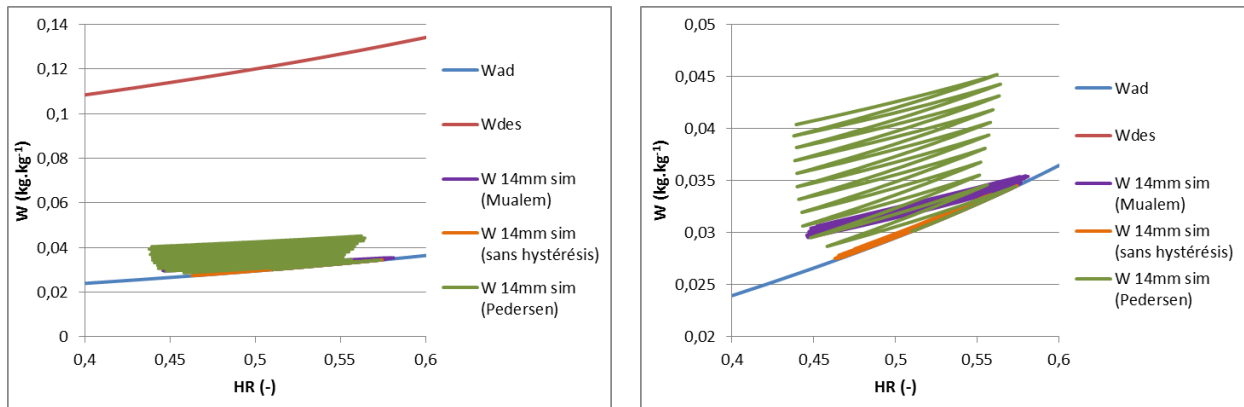


Figure III-36 : Influence de l'hystérésis sur la teneur en eau

Les études de sensibilité menées sur l'essai en cyclage court montre que comme pour le cyclage long, l'incertitude sur les humidités et températures mesurées dans l'air et au fond du matériau ont un impact important sur les résultats simulés. L'incertitude sur les capteurs entraîne un écart plus important sur l'humidité dans le matériau en raison des cycles plus courts. Les propriétés du matériau – isothermes de sorption-désorption, facteur de résistance à la diffusion – ont un impact plus faible, mais non négligeable.

Etant donné qu'une modélisation sans hystérésis entraîne des écarts importants avec les mesures de teneur en eau pour les essais long et court, et que le modèle de Pedersen permet une modélisation satisfaisante de l'hystérésis dans l'essai long mais pas dans l'essai court, c'est le modèle de Mualem qui est conservé pour la suite de cette étude.

L'application du modèle numérique à des échantillons de béton de chanvre donne des résultats satisfaisants pour estimer son comportement hygrothermique, bien que les résultats soient très sensibles aux variations possibles des conditions aux limites expérimentales et aux propriétés hygriques du matériau, à plus forte raison lors des essais en cyclage court où le matériau n'a pas le temps d'atteindre un régime quasi-stationnaire.

Nous comparons les résultats obtenus via des expérimentations et simulations similaires, portant sur la réponse transitoire de matériaux poreux utilisés en couches minces : un enduit chanvre-chaux, également fortement hygroscopique, et un enduit sable-chaux peu hygroscopique en raison de sa faible porosité.

III.4 Application à des plaques fines d'enduits

III.4.1 Etudes d'un enduit chanvre-chaux

III.4.1.1 Propriétés de l'enduit chanvre-chaux

III.4.1.1.1 Composition

La composition initiale est donnée dans le Tableau III-7. La porosité de ce matériau est de 0,65 et la masse volumique sèche mesurée 935 kg.m^{-3} .

	Chanve	Chaux	Eau
Composition massique	25%	30%	45%

Tableau III-7 : Composition de l'enduit chanvre-chaux

III.4.1.1.2 Propriétés hydriques

Les points expérimentaux des courbes d'adsorption et de désorption de l'enduit chanvre-chaux ont été mesurés de la même façon que pour le béton de chanvre. Les courbes W_{ad} et $W_{dés}$ sont tracés sur la Figure III-37. Ces données expérimentales sont modélisées sur une plage d'humidité relative comprise entre 20% et 85% avec le modèle de GAB. Les courbes W_{ad-} et $W_{dés-}$ servent pour les études de sensibilité avec une pente d'isotherme plus faible, et les courbes W_{ad+} et $W_{dés+}$ pour une pente d'isotherme plus forte. Les coefficients du modèle de GAB sont donnés dans le Tableau III-8.

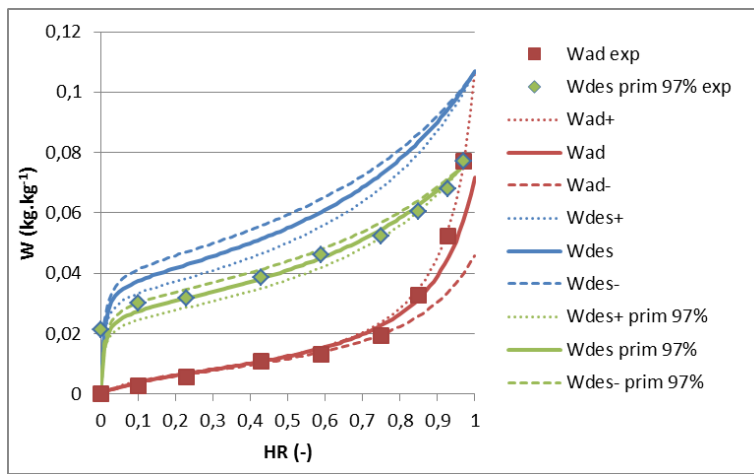


Figure III-37 : Isothermes de sorption-désorption de l'enduit chanvre-chaux

	W_m	C	K
W_{ad+}	0,0075	10	0,93
W_{ad}	0,008	8	0,89
W_{ad-}	0,012	5	0,65
$W_{dés+}$	0,0331	200	0,69
$W_{dés}$	0,0375	200	0,65
$W_{dés-}$	0,0417	200	0,61

Tableau III-8 : Coefficients de GAB des isothermes de sorption-désorption de l'enduit chanvre-chaux

Le facteur de résistance à la diffusion de la vapeur μ_v a été mesuré par la méthode de la coupelle pour un couple d'humidités relatives [5%-50%]. Une valeur de 10 a été obtenue, proche des données de la littérature pour des matériaux similaires (Collet 2004) (Chamoïn 2013).

L'évaluation par méthode inverse du coefficient de diffusion D^W d'un échantillon d'enduit chanvre-chaux au cours d'un processus de séchage conduit à une valeur d'environ $1.10^{-9} \text{ m}^2.\text{s}^{-1}$ pour une teneur en eau de $0,2\text{kg.kg}^{-1}$ (Zaknourne et al. 2013). Les coefficients p_1 et p_2 servant à calculer D_1^W doivent vérifier à la fois cette valeur et la forme générale de D_1^W et D_v^W présentée dans la Figure I-21. Nous retenons les valeurs $p_1=-13,4$ et $p_2=-0,05$.

La Figure III-38 présente l'évolution correspondante des coefficients de diffusion D_1^W , D_v^W et $D^W = D_1^W + D_v^W$ en fonction de la teneur en eau si on se place sur la courbe d'adsorption principale. Le transport d'eau s'effectue principalement en phase vapeur pour des teneurs en eau faible ($D_1^W < D_v^W$ pour $W < 0,03\text{kg.kg}^{-1}$) et en phase liquide pour des teneurs en eau

importantes ($D_l^W > D_v^W$ pour $W > 0,07 \text{ kg.kg}^{-1}$). Les valeurs établies par Collet (2004) et Chamoin (2013) sont présentées pour comparaison. Pour ces deux sources, le coefficient de diffusion est nul au-delà d'une certaine teneur en eau, ce qui indique que le D_l^W est négligé. Le coefficient de diffusion possède un pic d'une amplitude similaire pour toutes les sources, en raison des similarités entre les facteurs de résistance à la diffusion et les isothermes d'adsorption employés.

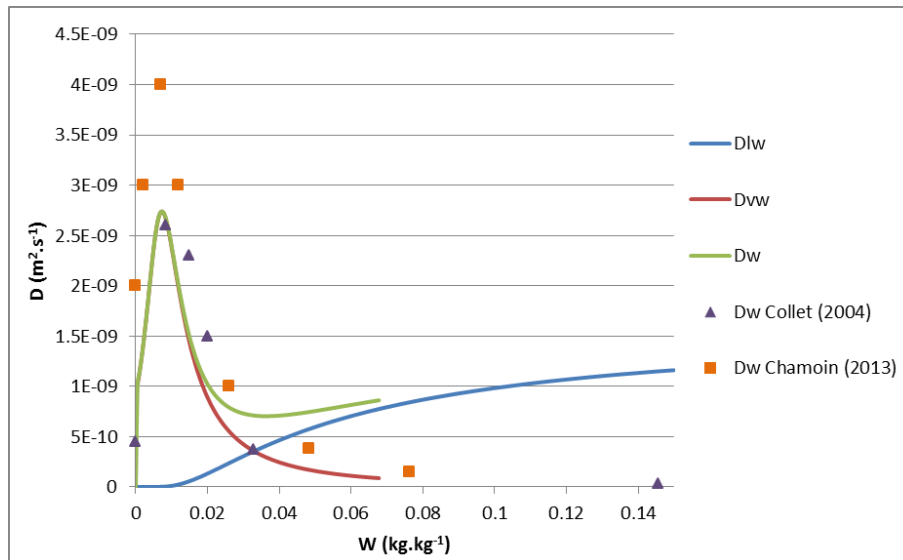


Figure III-38 : Coefficient de diffusion total de l'enduit chanvre-chaux en adsorption principale

III.4.1.1.3 Propriétés thermiques

La conductivité thermique de l'enduit chanvre-chaux est mesurée au laboratoire avec la méthode du ruban chaud, à différentes températures : on trouve des valeurs de $0,21 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$ à 22°C et $0,25 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$ à 32°C (Colinart et al. 2012). En prenant la même hypothèse que pour le béton de chanvre, à savoir que la conductivité thermique s'exprime comme une fonction affine de la température, on obtient par interpolation des valeurs la formule suivante :

$$\lambda_{\text{enduit chanvre}} = 0,122 + 0,004.T(^{\circ}\text{C})$$

Un récapitulatif des propriétés est donné dans le Tableau III-9 :

$\varepsilon(-)$	$\rho_s (\text{kg.m}^{-3})$	μ_v	$\lambda (\text{W.m}^{-1}.\text{K}^{-1})$	$C_{ps} (\text{J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1})$
0,65	935	10	$0,122 + 0,004.T(^{\circ}\text{C})$	1007

Tableau III-9 : Propriétés de l'enduit chanvre-chaux

III.4.1.2 Etude de l'essai long

Les séquences de mesures sont réalisées sur un échantillon d'épaisseur 30mm et de surface $130 \times 130 \text{ mm}^2$. Un capteur Sensirion a été placé à $x=16 \text{ mm}$ et des thermocouples à 6mm, 15mm, 21mm et 30mm. La masse sèche de l'échantillon est de 436,5g. Les conditions initiales de température, d'humidité relative et de teneur en eau de l'échantillon sont $T_{\text{init}}=23^\circ\text{C}$, $HR_{\text{init}}=50\%$ et $W_{\text{init}}=W_{\text{ad}}(HR_{\text{init}}=50\%)$.

III.4.1.2.1 Relevés expérimentaux

Au début de l'expérience, l'air de l'enceinte a une humidité relative de 50% et une température de 23°C. La séquence est constituée d'une phase d'adsorption de 7 jours avec l'humidité relative de l'air à 75% et d'une phase de désorption de 8 jours à 35%. Les mesures de la température et de l'humidité de l'air ainsi que de la température au fond de l'échantillon, sont tracées sur la Figure III-39. La température de l'air suit une consigne de 23°C.

Comme pour les essais sur le béton de chanvre, on observe à chaque variation d'humidité relative, des pics de température au fond de l'échantillon d'amplitude 0,8°C, supérieure à l'incertitude de mesure.

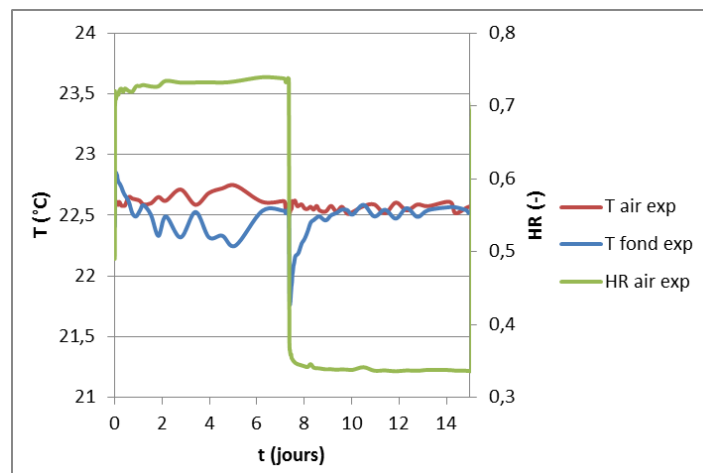


Figure III-39 : Conditions expérimentales de température et d'humidité relative

Les variations de la masse de l'échantillon sont tracées sur la Figure III-40. La phase d'adsorption entraîne une élévation de 2,8g, ce qui est plus élevé que l'incertitude de mesure de la balance, et correspond à une variation de teneur en eau de 0,006kg.kg⁻¹.

Nous observons que cette variation de masse est logiquement très inférieure à celle obtenue pour le béton de chanvre. Cela s'explique par le volume plus faible de l'échantillon mais également par leurs isothermes d'adsorption. Une variation donnée d'humidité relative entraîne une élévation moins importante de teneur en eau pour l'enduit chanvre-chaux, car sa capacité hygrique d'adsorption principale est plus faible. La phase de désorption entraîne une chute de masse équivalente et ramène la masse à sa valeur d'origine.

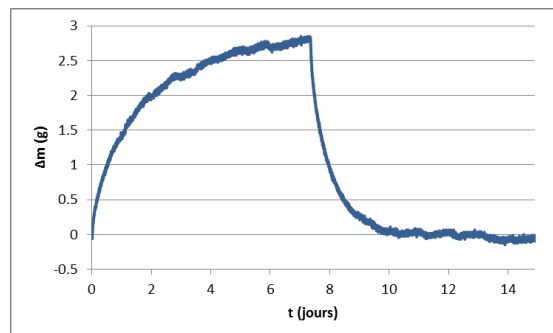


Figure III-40 : Variation de masse mesurée

La Figure III-41 montre les valeurs mesurées d'humidité relative et de température dans l'échantillon. L'humidité relative mesurée à 16mm dans le matériau suit les mêmes variations que celles imposées à l'air, et atteint un régime stationnaire après seulement 4 jours en sorption et 3 jours en désorption, tandis qu'il n'est jamais atteint en 8 jours à cette profondeur pour le béton de chanvre.

Le début des phases d'adsorption et de désorption entraîne un pic de température en surface, qui se répercute dans le reste du matériau avec un léger retard. La température revient ensuite vers celle de l'air ambiant.

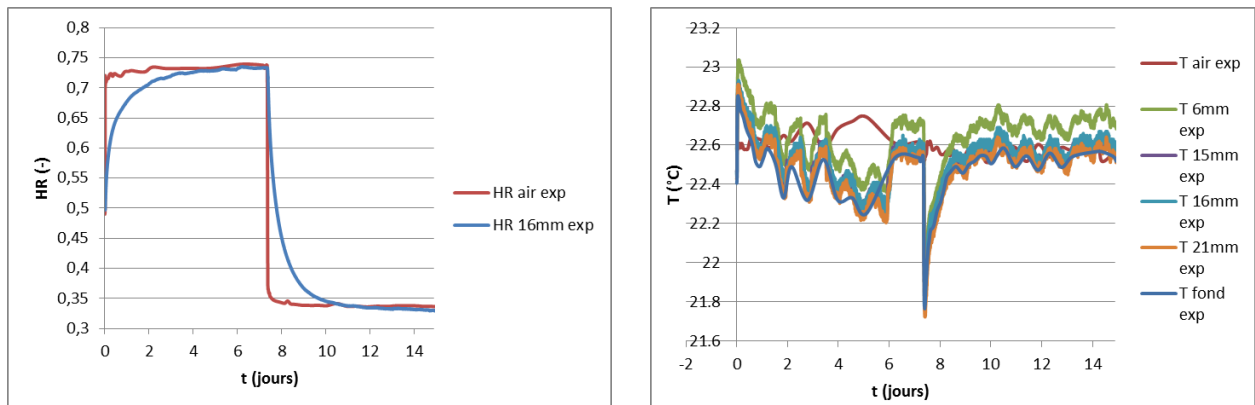


Figure III-41 : Humidité relative et température mesurées

III.4.1.2.2 Confrontation entre simulation et expérience

Les simulations sont effectuées en utilisant les paramètres de pas de temps et de maillage indiqués dans le Tableau III-5. Les évolutions simulées pour l'humidité relative et la température dans l'échantillon sont données sur la

Figure III-42 et la Figure III-43. L'humidité relative simulée à 16mm présente un retard sur celle mesurée au début des phases d'adsorption et de désorption, mais correspond de façon satisfaisante aux mesures avec un écart de 3% à 7 jours et un écart de 1% à 15 jours. Les températures simulées suivent les valeurs mesurées à $\pm 0,2^{\circ}\text{C}$ aussi bien en amplitude de pic qu'en synchronisation avec les variations d'humidité relative.

La teneur en eau simulée est sur-estimée par rapport aux mesures, avec un écart de $0,003\text{kg}\cdot\text{kg}^{-1}$ à 7 jours et $0,0016\text{kg}\cdot\text{kg}^{-1}$ à 15 jours (Figure III-44). Etant donné que les variations simulées d'humidité relative sont légèrement sous-estimées durant la première phase d'adsorption, obtenir des valeurs satisfaisantes pour ces deux variables nécessite d'influer sur la courbe d'adsorption principale.

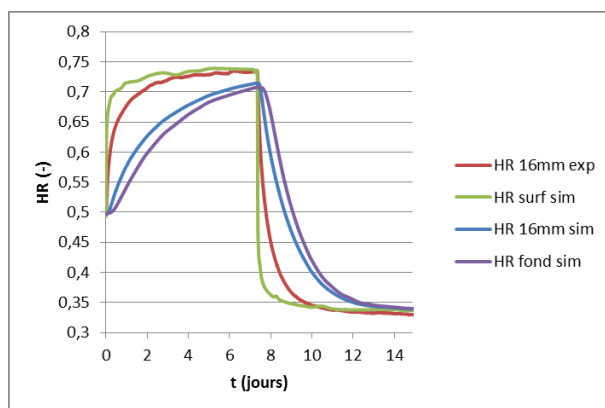


Figure III-42 : Humidités relatives simulée et mesurée

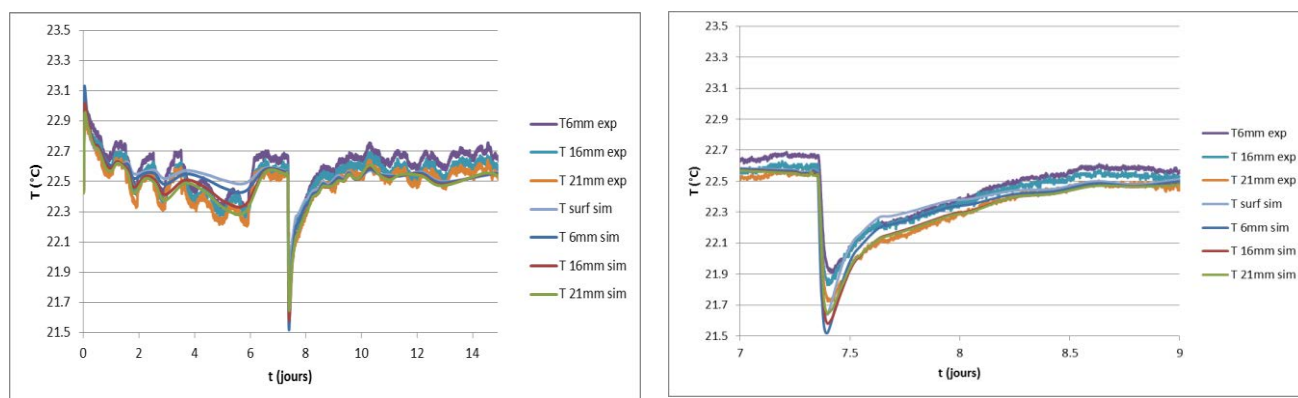


Figure III-43 : Températures simulée et mesurée

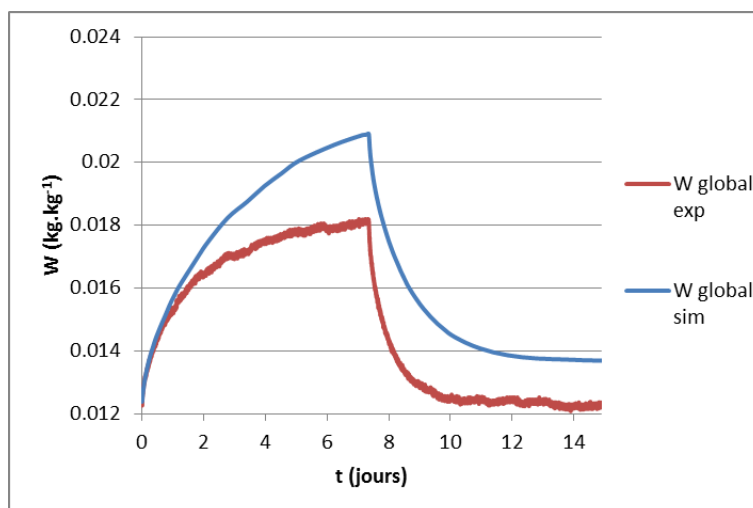


Figure III-44 : Teneurs en eau simulée et mesurée

III.4.1.2.3 Etudes de sensibilité

Sur la base des études de sensibilité déjà menées sur le béton de chanvre, nous nous limitons à évaluer l'influence des courbes d'adsorption-désorption principales et du facteur de résistance à la diffusion de la vapeur.

Courbes d'adsorption et de désorption principale

La Figure III-45 et la Figure III-46 montrent les simulations de l'humidité relative et de la teneur en eau en utilisant les courbes d'adsorption W_{ad+} / W_{ad-} et les courbes de désorption $W_{dés-}$ / $W_{dés+}$. Les écarts à la fin de chaque phases sont donnés dans le Tableau III-10. On observe qu'en utilisant la courbe W_{ad-} la teneur en eau simulée est plus proche de l'expérience. Elle est donc utilisée par la suite pour les simulations de cet essai long.

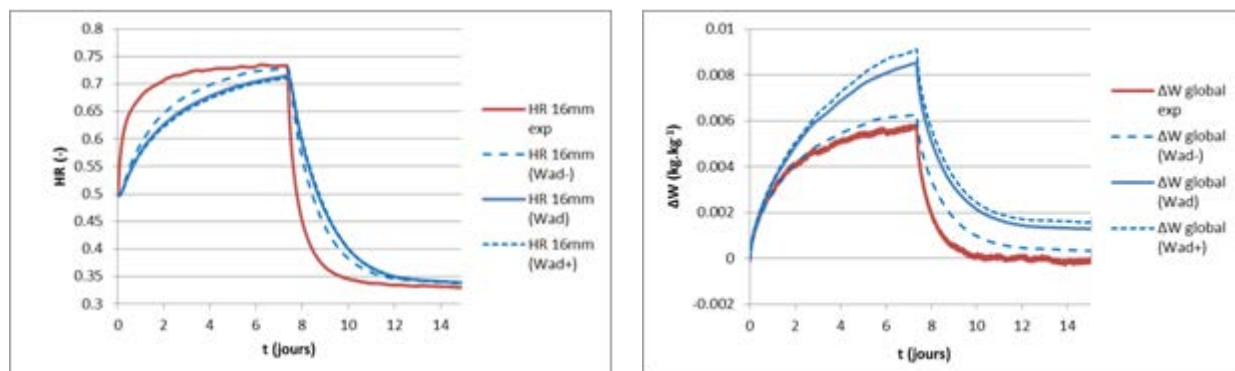


Figure III-45 : Influence de la courbe d'adsorption principale sur la teneur en eau

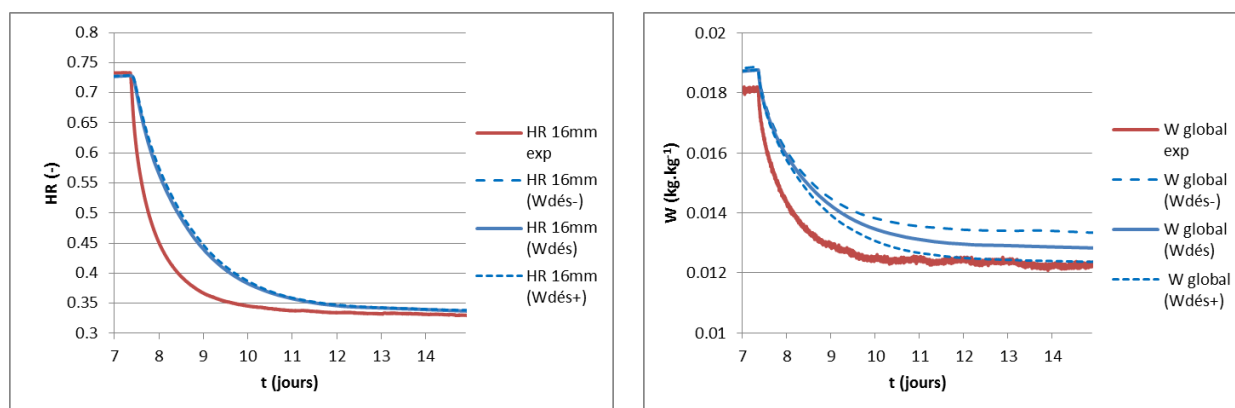


Figure III-46 : Influence de la courbe de désorption principale sur la teneur en eau

	W_{ad-}	W_{ad}	W_{ad+}		$W_{dés-}$	$W_{dés}$	$W_{dés+}$
Ecart HR 16mm à 7 jours	0%	-3%	-3%	Ecart HR 16mm à 15 jours	+1%	+1%	+1%
Ecart W à 7 jours	+0,0005	+0,003	+0,004	Ecart W à 15 jours	+0,0009	+0,0005	0

Tableau III-10 : Ecart entre mesures et simulations

Facteur de résistance à la diffusion de la vapeur

L'annexe A.3.3.1 montre que l'incidence du facteur de résistance à la diffusion de la vapeur est relativement faible. En effet une variation de ± 4 de ce paramètre induit à 7 jours des écarts d'humidité relative de $\pm 4\%$ à 16mm et de teneur en eau de $\pm 0,0005 \text{ kg.kg}^{-1}$.

Tout comme pour le béton de chanvre, nous partons d'une teneur en eau initiale située sur la courbe d'adsorption principale, par conséquent la prédiction du comportement hygrothermique d'un échantillon d'enduit chanvre-chaux soumis à des phases d'adsorption et de désorption de longue durée est très sensible à la courbe d'adsorption principale, et une légère modification de sa pente entraîne une forte variation sur la teneur en eau. La courbe de désorption principale et le facteur de résistance à la diffusion ont en revanche peu d'impact dans le cas présent.

III.4.1.3 Essai en cyclage court

Une nouvelle expérience est menée sur le même échantillon d'enduit chanvre-chaux que précédemment après un re-conditionnement initial de telle sorte que sa teneur en eau initiale soit $W_{init}=W_{ad}$ (HR=50%).

III.4.1.3.1 Relevés expérimentaux

Les mesures de la température et de l'humidité de l'air ainsi que la température au fond de l'échantillon sont reportées sur la Figure III-47. Les valeurs mesurées pour l'humidité de l'air sont légèrement supérieures aux consignes. La température de l'air reste comprise entre 22,8°C et 23°C et la température mesurée au fond de l'échantillon présente des pics d'une amplitude de 0,6°C, supérieure à l'incertitude de mesure.

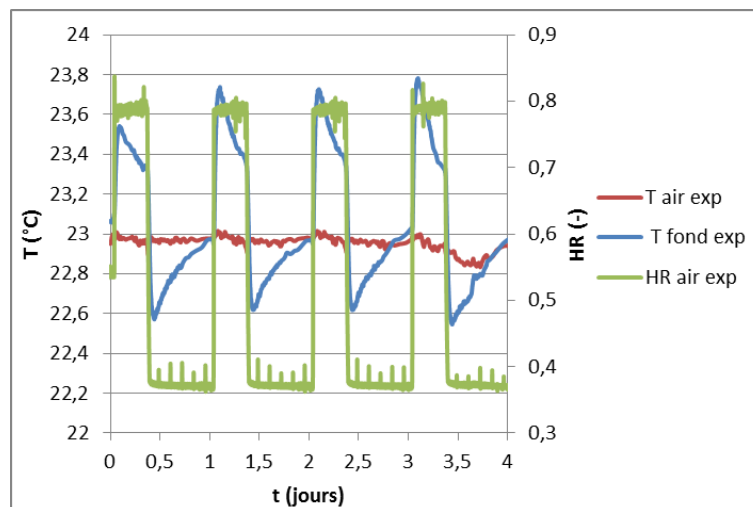


Figure III-47 : Conditions expérimentales de température et d'humidité

Les graphes suivants qui présentent les mesures relatives au matériau montrent une coupure de l'acquisition des données entre 1,8 jour et 2,8 jours.

La Figure III-48 montre une augmentation de la masse de 0,8g lors de la première phase d'adsorption alors que pour les phases d'adsorption suivantes la prise de masse est d'environ 1,1g. Lors des phases de désorption on visualise une perte de masse d'environ 1g. Comme pour le béton de chanvre le différentiel entre adsorption et désorption entraîne une légère augmentation de la masse au cours du temps.

La variation d'humidité relative mesurée à 16mm durant les 8 premières heures est de 12%, et les températures présentent des pics de $\pm 1^{\circ}\text{C}$, du même ordre que ceux observés en essai long (Figure III-49). Les graphes durant les 8 premières heures sont similaires à ceux observés durant les 8 premières heures de l'essai de la partie III.4.1.2.1, le protocole étant identique sur cet intervalle de temps.

Nous observons le même phénomène que pour le cyclage court sur le béton de chanvre : bien que les valeurs maximales et minimales d'humidité relative mesurées restent constantes d'un cycle à l'autre, les extrema de teneur en eau augmentent à chaque cycle. L'hypothèse envisagée précédemment d'une accumulation d'eau au fond du matériau semble ici peu plausible, en raison de la faible épaisseur de l'échantillon. Il se peut donc que le principe de fermeture, établi en régime permanent, ne soit pas applicable dans le cas de cyclages courts (ici 24 heures) d'humidité relative, et qu'il s'y produise un effet de « pompage ».

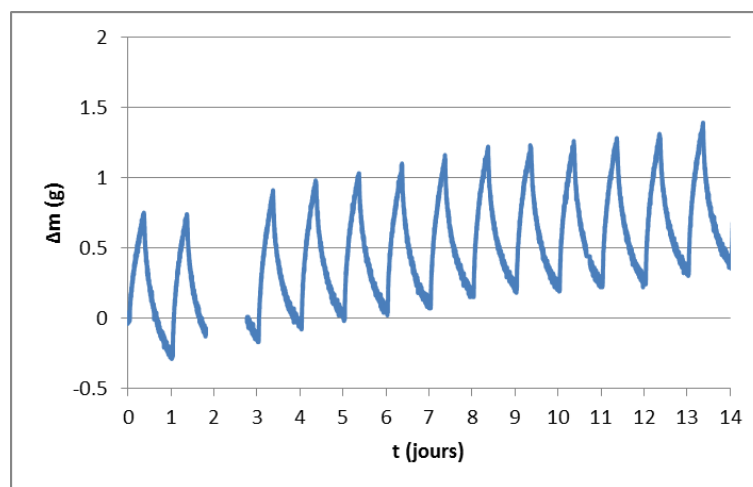


Figure III-48 : Variation de masse mesurée

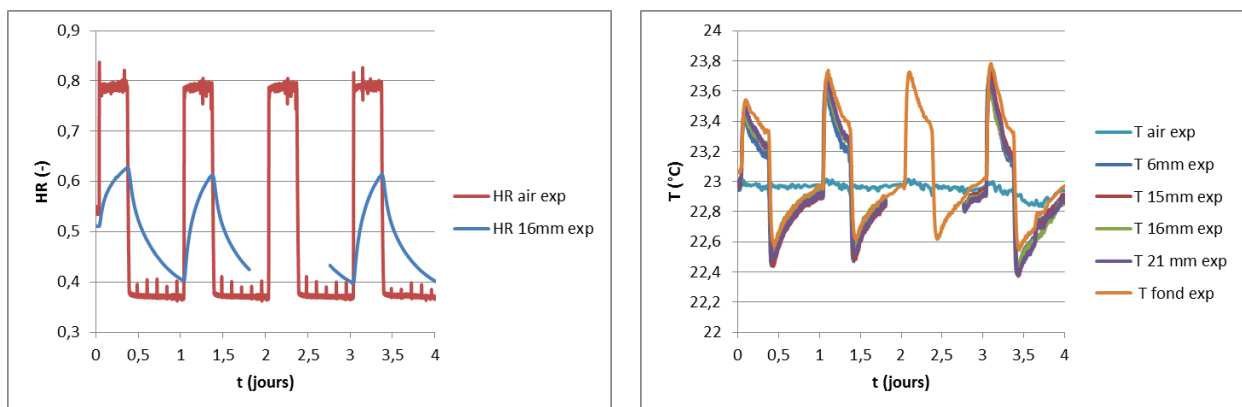


Figure III-49 : Humidité relative et température mesurées

III.4.1.3.2 Confrontation entre simulation et expérience

Les paramètres pour les simulations sont donnés dans le Tableau III-5. Les courbes d'adsorption et de désorption principales utilisées sont W_{ad} et $W_{dés}$.

La Figure III-50 présente les évolutions mesurées et simulées pour les températures et l'humidité relative dans l'échantillon. L'humidité relative simulée à 16mm présente un retard sur celle mesurée, qui se répercute ici par un écart important à 8 heures (6%), similaire à celui observé sur l'essai long de l'enduit chanvre-chaux pour une même durée. La température simulée suit les valeurs mesurées aux incertitudes de mesure près.

La Figure III-51 montre les variations de teneur en eau globale de l'échantillon au cours du temps. La teneur en eau simulée est sur-estimée durant la première phase de sorption, avec un écart de $0,0006 \text{ kg.kg}^{-1}$. L'effet de pompage n'étant pas modélisé, la valeur simulée devient inférieure aux mesures au-delà du 6^{ème} jour, avec un écart à 13,3 jours de $0,0005 \text{ kg.kg}^{-1}$. La variation relative simulée de teneur en eau au cours d'un cycle est de $\Delta W_{\text{sim}}=0,0023\text{kg.kg}^{-1}$, proche de la valeur mesurée $\Delta W_{\text{exp}}=0,0025\text{kg.kg}^{-1}$.

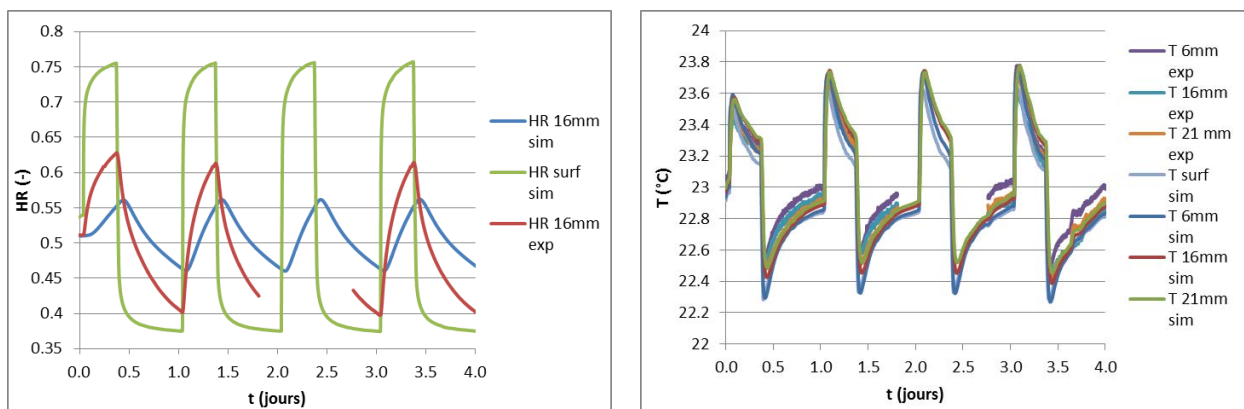


Figure III-50 : Humidités relatives et températures simulées et mesurées

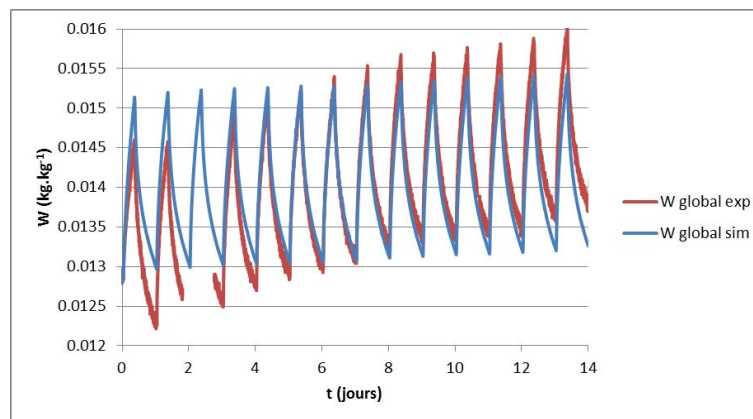


Figure III-51 : Teneurs en eau simulée et mesurée

III.4.1.3.3 Etudes de sensibilité

Courbes d'adsorption et de désorption principales

L'annexe A.3.4.1 montre les résultats simulés de teneur en eau en utilisant les courbes d'adsorption $W_{\text{ad}+}$ et $W_{\text{ad}-}$, et les courbes de désorption $W_{\text{dés-}}$ et $W_{\text{dés+}}$. On observe des écarts de teneur en eau de $\pm 0,0002\text{kg.kg}^{-1}$ au 1^{er} cycle et de $0,0004\text{kg.kg}^{-1}$ au 14^{ème} cycle. Les

courbes d'adsorption et de désorption n'ont pas d'impact visible sur l'humidité relative simulée à 16mm.

Facteur de résistance à la diffusion de la vapeur

L'annexe A.3.4.2 montre les évolutions de l'humidité relative et de la teneur en eau dans le matériau lorsque le facteur de résistance à la diffusion de la vapeur varie de ± 4 . On observe lors des extrema des écarts d'humidité relative de $\pm 2\%$ à 16mm, et des écarts de teneur en eau de $\pm 0,0004 \text{ kg.kg}^{-1}$ au 1^{er} cycle et de $\pm 0,0005 \text{ kg.kg}^{-1}$ au 14^{ème} cycle.

III.4.2 Etudes d'un enduit sable-chaux

Les études menées précédemment ont permis d'observer le comportement hygro-thermique d'un béton et d'un enduit biosourcés. Nous nous intéressons à présent à un enduit d'origine minérale « sable-chaux ».

III.4.2.1 Propriétés de l'enduit sable-chaux

III.4.2.1.1 Composition

La composition initiale est donnée dans le Tableau III-11. Sa masse volumique sèche mesurée ρ_s vaut 1568 kg.m^{-3} et sa porosité ε est de 27%.

	Sable	Chaux	Eau
Composition massique	85%	10%	5%

Tableau III-11 : Composition de l'enduit sable-chaux

III.4.2.1.2 Propriétés hydriques

Les points expérimentaux des courbes d'adsorption et de désorption de l'enduit sable-chaux sont tracés sur la Figure III-52. Les courbes W_{ad} et $W_{dés}$ sont modélisées avec le modèle de GAB, dont les coefficients sont donnés dans le Tableau III-12. L'impact des courbes d'adsorption et désorption ayant été étudié dans les parties précédentes, nous nous limitons à une courbe $W_{dés+}$ pour les études de sensibilité avec une pente plus importante.

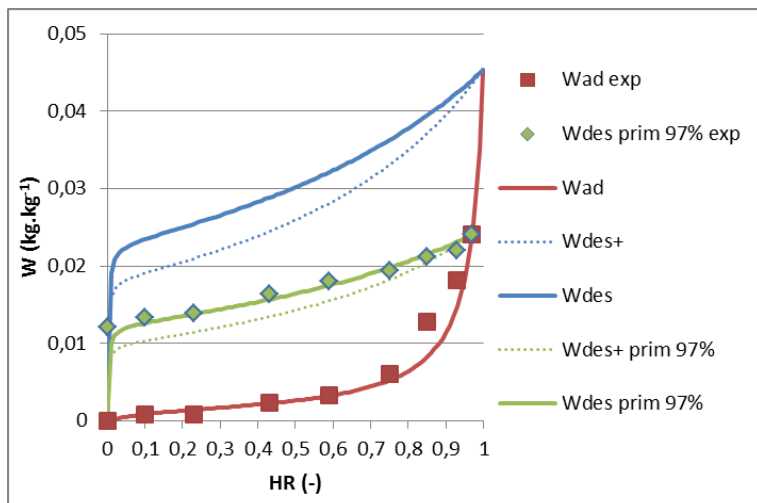


Figure III-52 : Isothermes de sorption-désorption de l'enduit sable-chaux

	W_m	C	K
W_{ad}	0,0015	10	0,967
$W_{dés+}$	0,0182	1000	0,6
$W_{dés}$	0,0227	1000	0,5

Tableau III-12 : Coefficients de GAB des isothermes de sorption-désorption de l'enduit sable-chaux

Le facteur de résistance à la diffusion de la vapeur μ_v de l'enduit sable-chaux a été pris dans la base de données Wufi ; soit une valeur de 20 pour le matériau «Mortier de chaux hydraulique (grossier)». D'après cette même base de données, pour une teneur en eau de $0,05 \text{ kg.kg}^{-1}$, le coefficient de diffusion liquide D_l^W de ce matériau est d'environ $4.10^{-10} \text{ m}^2.\text{s}^{-1}$. Les coefficients p_1 et p_2 servant à calculer D_l^W doivent vérifier à la fois cette valeur et la forme générale de D_l^W et D_v^W présentée dans la Figure I-21. Nous retenons les valeurs $p_1=-13,5$ et $p_2=-0,02$.

La Figure III-53 présente l'évolution correspondante du coefficient de diffusion D_v^W en fonction de la teneur en eau si on se place sur la courbe d'adsorption principale ou de désorption principale de l'enduit sable-chaux finition extérieur.

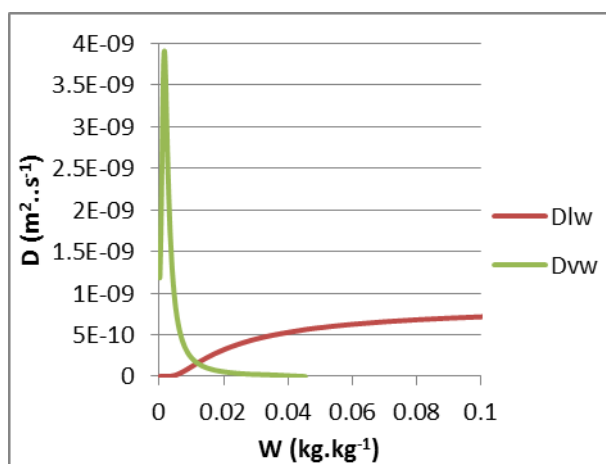


Figure III-53 : Coefficients de diffusion de l'enduit sable-chaux finition extérieur

III.4.2.1.3 Propriétés thermiques

La conductivité thermique a été mesurée à différentes températures. Des valeurs de $0,38 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$ à 22°C et $0,45 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$ à 32°C . En prenant l'hypothèse que la conductivité thermique s'exprime comme une fonction affine de la température, on obtient par interpolation des valeurs la relation suivante : $\lambda_{\text{enduit sable-chaux}}=0,226+0,007.T(^{\circ}\text{C})$

La capacité thermique de l'enduit sable-chaux sec $C_{p, \text{ enduit sable-chaux}}$ a été mesurée par microcalorimétrie, et vaut $834 \text{ J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$.

Un récapitulatif des propriétés de l'enduit sable-chaux est donné dans le Tableau III-13 :

$\rho_s (\text{kg.m}^{-3})$	$\varepsilon(-)$	μ_v	$\lambda (\text{W.m}^{-1}.\text{K}^{-1})$	$C_p (\text{J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1})$
1568	0,27	20	$0,226+0,007.T(^{\circ}\text{C})$	834

Tableau III-13 : Propriétés de l'enduit sable-chaux

III.4.2.2 Etude de l'essai long

Un premier essai est mené sur un échantillon d'enduit sable-chaux d'épaisseur e de 30mm et de surface $130 \times 130\text{mm}^2$. En raison de la friabilité du matériau, il s'avère impossible de placer un capteur Sensirion pour mesurer l'humidité relative au sein du matériau. La température est mesurée à 17mm et 30mm avec des thermocouples de type K.

Les conditions initiales de température, d'humidité relative et de teneur en eau de l'échantillon sont $T_{\text{init}}=23^\circ\text{C}$, $HR_{\text{init}}=50\%$ et $W_{\text{init}}=W_{\text{ad}}(HR_{\text{init}}=50\%)$.

La séquence de mesure dure 15 jours, et est constituée de 2 phases : une phase d'adsorption de 10 jours avec une humidité relative de l'air à 75% et une phase de désorption de 5 jours à 35%. La température de l'air suit une consigne de 23°C .

III.4.2.2.1 Relevés expérimentaux

Les mesures des conditions de température et d'humidité de l'air extérieur, ainsi que la température au fond de l'échantillon, sont tracées sur la

Figure III-54.

L'humidité mesurée est légèrement inférieure aux valeurs de consignes, avec 73% en sorption et 31% en désorption. La température mesurée de l'air reste comprise entre $22,4^\circ\text{C}$ et $22,6^\circ\text{C}$, et peut donc être considérée comme constante en tenant compte des incertitudes de mesure. A chaque variation d'humidité relative, des pics de température apparaissent au fond de l'échantillon, avec une amplitude d'environ $0,4^\circ\text{C}$, inférieure à celle de l'enduit chanvre-chaux.

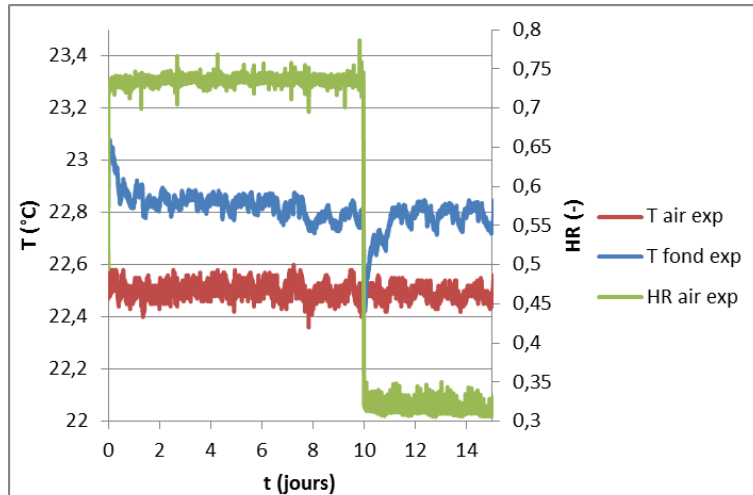


Figure III-54 : Conditions expérimentales de température et d'humidité

La variation mesurée de la masse de l'échantillon est tracée sur la Figure III-55. La phase d'adsorption entraîne une élévation de 1,8g, soit une variation de teneur en eau de $0,0018\text{kg.kg}^{-1}$. Cette variation de masse est inférieure à celle obtenue avec l'essai long sur l'enduit chanvre-chaux, malgré des dimensions similaires et une durée de la phase d'adsorption plus longue. Cela s'explique par le facteur de résistance à la diffusion de la vapeur plus important, qui diminue l'amplitude des transferts de masse, ainsi que la capacité hygrique plus faible, qui entraîne une variation inférieure de teneur en eau en fonction de l'humidité relative.

La Figure III-56 montre les valeurs mesurées d'humidité relative et de température dans l'échantillon. Des pics de température se produisent au milieu et au fond du matériau, d'une amplitude de $0,4^{\circ}\text{C}$. La température revient vers celle de l'air ambiant, avec un écart de $0,2^{\circ}\text{C}$.

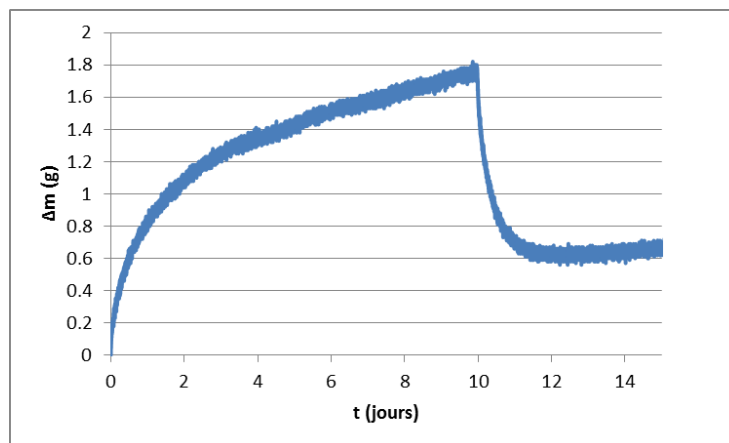


Figure III-55 : Variation de masse mesurée

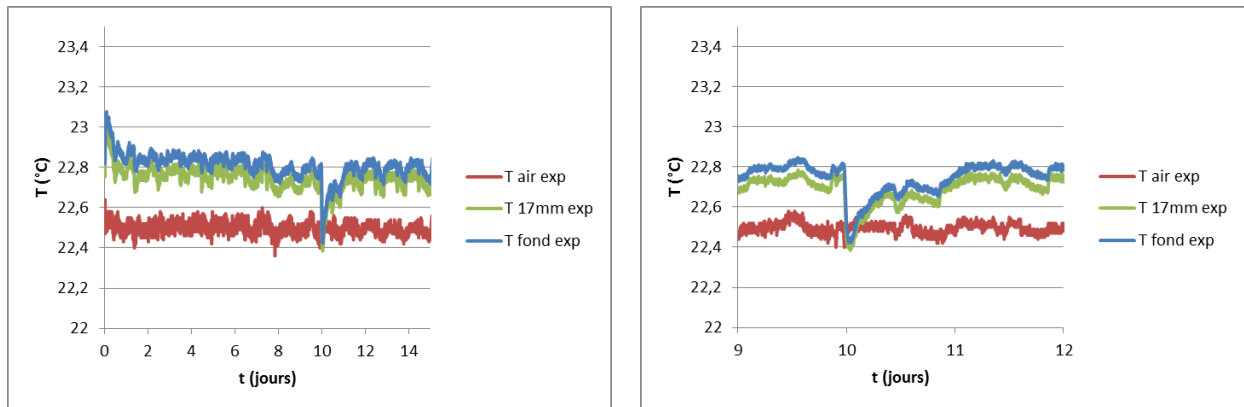


Figure III-56 : Température mesurée

III.4.2.2.2 Confrontation entre simulation et expérience

Les simulations sont effectuées en utilisant les paramètres de maillage et de pas de temps donnés dans le Tableau III-5. En l'absence d'un capteur d'humidité relative dans le matériau, il s'avère impossible de connaître avec précision l'humidité relative initiale. Une simulation est effectuée en prenant pour hypothèse $HR_{init}=50\%$.

Les humidités relatives et températures simulées sont présentées sur la Figure III-57 et la Figure III-58. L'humidité relative simulée suit les variations de l'air extérieur et atteint un régime quasi-stationnaire au bout de 10 jours en sorption et 3 jours en désorption. La température simulée dans le matériau suit les valeurs mesurées à $\pm 0,1^{\circ}\text{C}$ près, aussi bien en amplitude de pic qu'en synchronisation avec les variations d'humidité relative.

La teneur en eau simulée est légèrement sur-estimée par rapport aux mesures, avec un écart de $0,0002\text{kg}\cdot\text{kg}^{-1}$ à 10 jours et $0,0001\text{kg}\cdot\text{kg}^{-1}$ à 15 jours (Figure III-59).

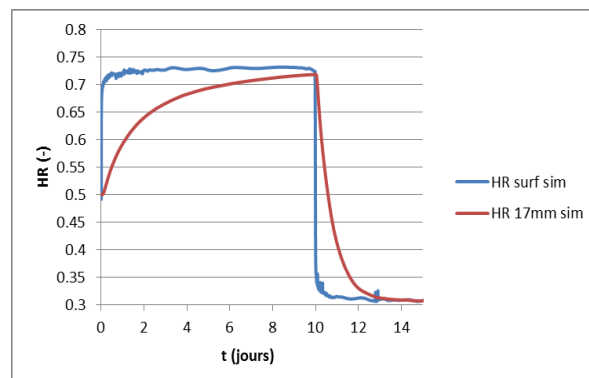


Figure III-57 : Humidités relatives simulée et mesurée

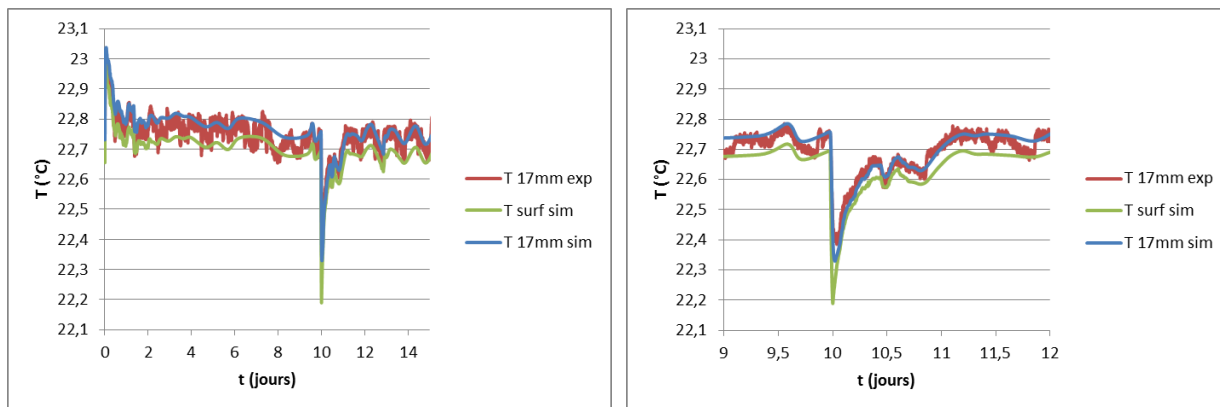


Figure III-58 : Températures simulée et mesurée

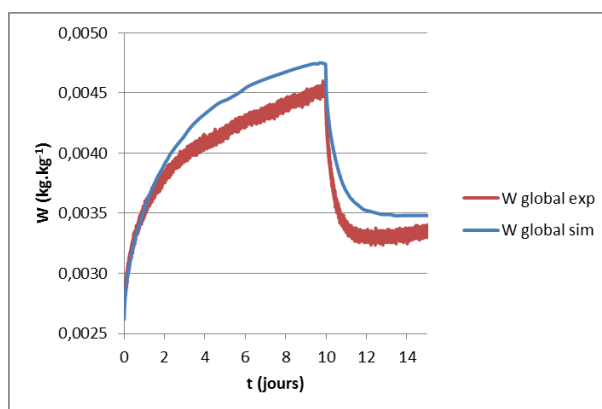


Figure III-59 : Teneurs en eau simulée et mesurée

III.4.2.2.3 Sensibilité à l'humidité relative initiale

Une seconde simulation est effectuée en prenant pour hypothèse d'humidité relative initiale $HR_{\text{init}}=53\%$. La teneur en eau simulée obtenue est présentée sur la Figure III-60, et les écarts à 9 et 15 jours sont annulés, ce qui prouve que les valeurs de teneur en eau sont très sensibles à une faible variation d'humidité relative initiale.

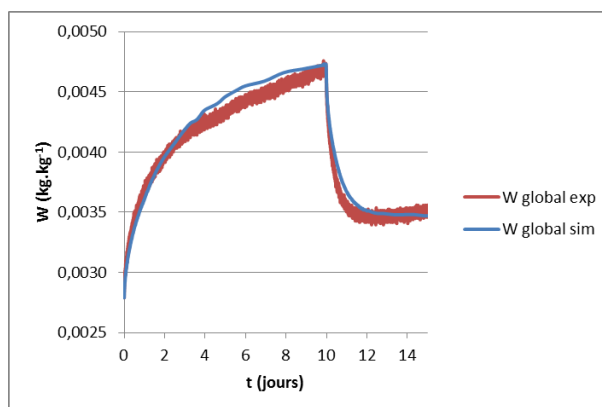


Figure III-60 : Teneurs en eau simulée et mesurée

III.4.2.3 Essai en cyclage court

L'échantillon utilisé est le même que précédemment à été re-conditionné comme précédemment. La température est mesurée à 9mm, 12mm, 17mm et 30mm avec des thermocouples de type K.

Les amplitudes d'humidité relative de l'air extérieur sont les mêmes que pour les essais en cyclage court précédent : une succession de cycles de 24 heures, avec 8 heures de sorption à 75% et 16 heures de désorption à 35%. La température de consigne est de 23°C.

III.4.2.3.1 Relevés expérimentaux

Les valeurs mesurées d'humidité de l'air extérieur suivent correctement les consignes aux incertitudes de mesure près, avec des valeurs maximales et minimales de 77% et 37% (Figure III-61). La température mesurée de l'air extérieur reste comprise entre 22,7°C et 22,9°C, la condition de température constante est donc respectée. La température mesurée au fond de l'échantillon présente des pics d'une amplitude de 0,3°C.

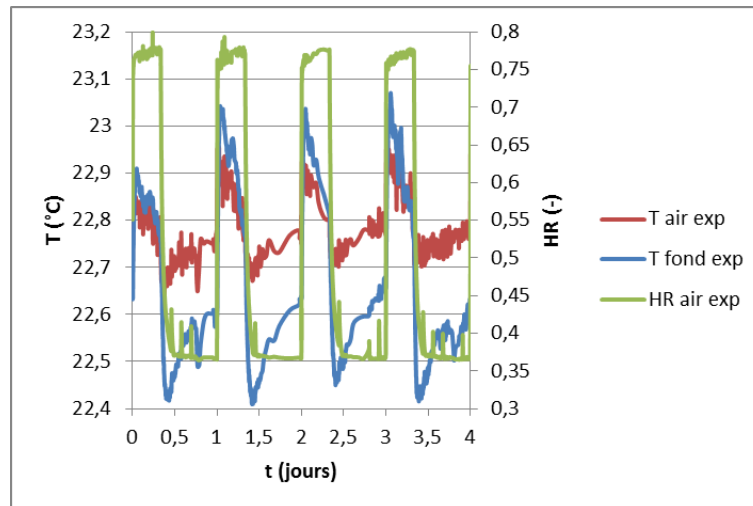


Figure III-61 : Conditions expérimentales de température et d'humidité

La variation mesurée de la masse de l'échantillon est tracée sur la Figure III-62. La première phase d'adsorption entraîne une augmentation de masse de 0,5g, tandis que les phases d'adsorption suivantes l'augmentent d'environ 0,7g. Les phases de désorption diminuent la masse d'environ 0,67g, et comme pour le béton de chanvre et l'enduit chanvre-chaux, le différentiel entre adsorption et désorption entraîne une légère augmentation de la masse au cours du temps.

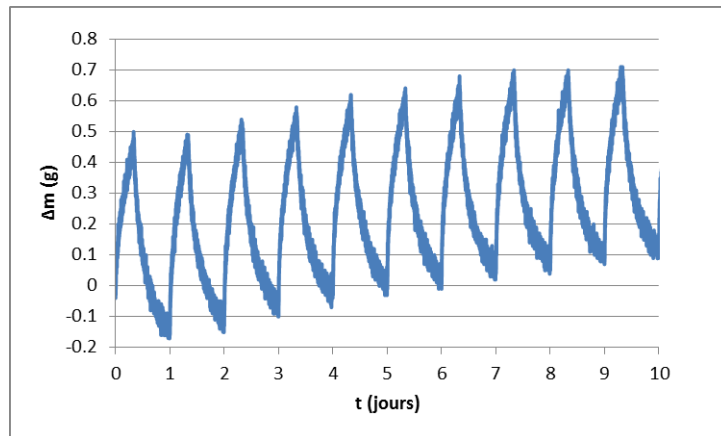


Figure III-62 : Variation de masse mesurée

Les mesures de température dans le matériau sont tracées sur la Figure III-63. Comme pour les autres essais en cyclage court, des pics de température se produisent dans le matériau au début de chaque phase de sorption et de désorption, de plus grande amplitude près de la surface.

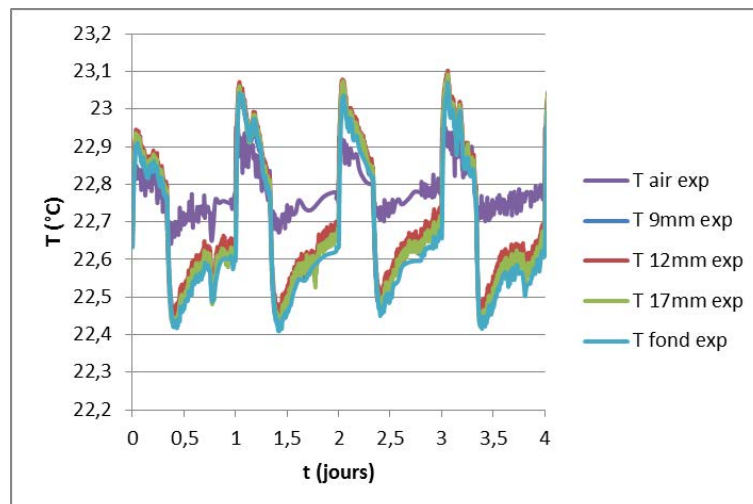


Figure III-63 : Température mesurée

III.4.2.3.2 Confrontation entre simulation et expérience

Les simulations sont effectuées en utilisant les paramètres de maillage et de pas de temps donnés dans le Tableau III-5. La Figure III-64 présente les valeurs simulées d'humidité relative et de température dans l'échantillon. L'humidité relative suit les variations de l'air, et les températures simulées suivent les valeurs mesurées à $\pm 0,2^{\circ}\text{C}$ près, aussi bien en amplitude de pic qu'en synchronisation avec les variations d'humidité relative.

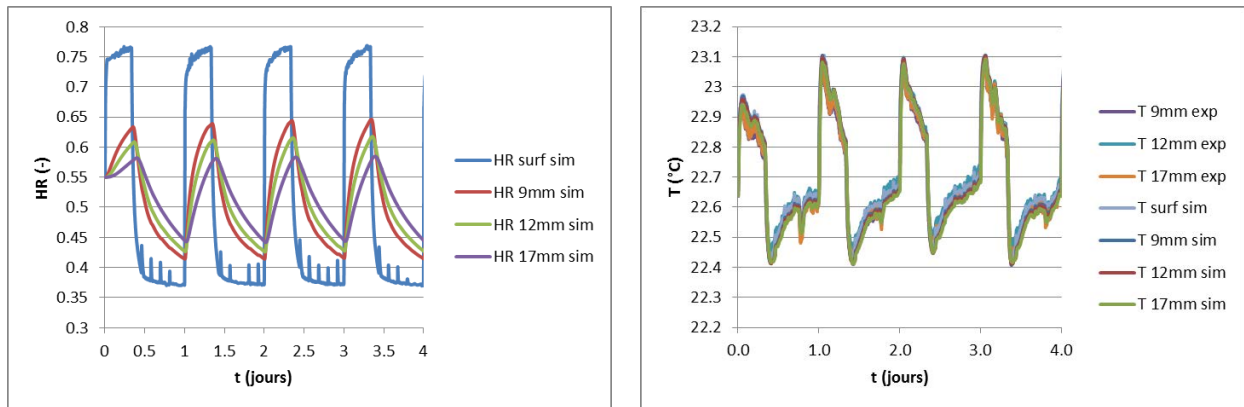


Figure III-64 : Humidités relatives et températures simulées et mesurées

La teneur en eau simulée (Figure III-65) est proche de la valeur mesurée durant la première phase de sorption, avec un écart à 0,3 jours de $0,00007 \text{ kg.kg}^{-1}$, mais sous-estimée durant la première phase de désorption, avec un écart à 1 jour de $0,0005 \text{ kg.kg}^{-1}$. La variation de teneur en eau simulée au cours d'un cycle vaut $\Delta W_{\text{sim}}=0,00045 \text{ kg.kg}^{-1}$, inférieure à la valeur mesurée $\Delta W_{\text{exp}}=0,0007 \text{ kg.kg}^{-1}$.

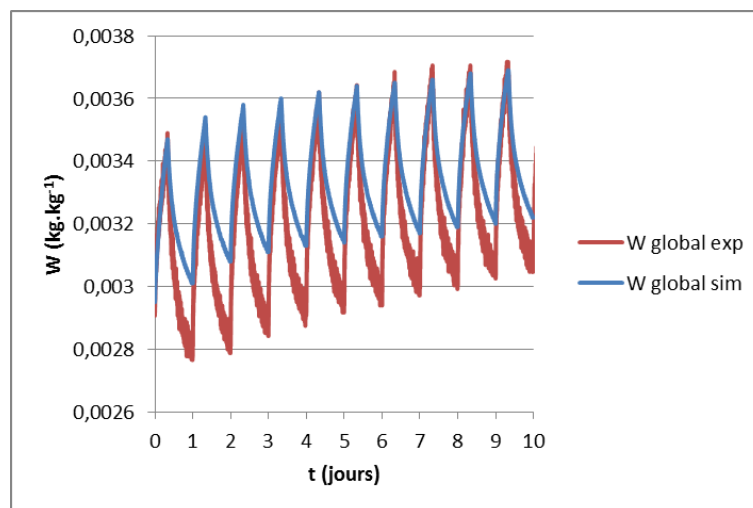


Figure III-65 : Teneur en eau simulée et mesurée

Il a été observé précédemment que la variation de teneur en eau lors d'un cyclage court est sensible, entre autres, à la courbe de désorption principale et au facteur de résistance à la diffusion de la vapeur. Une simulation est effectuée en prenant un μ de 16 et la courbe $W_{\text{dés-}}$. La teneur en eau simulée obtenue est tracée sur la Figure III-66. La variation de teneur en eau simulée au cours d'un cycle vaut alors $\Delta W_{\text{sim}}=0,0006 \text{ kg.kg}^{-1}$, très proche de la valeur mesurée.

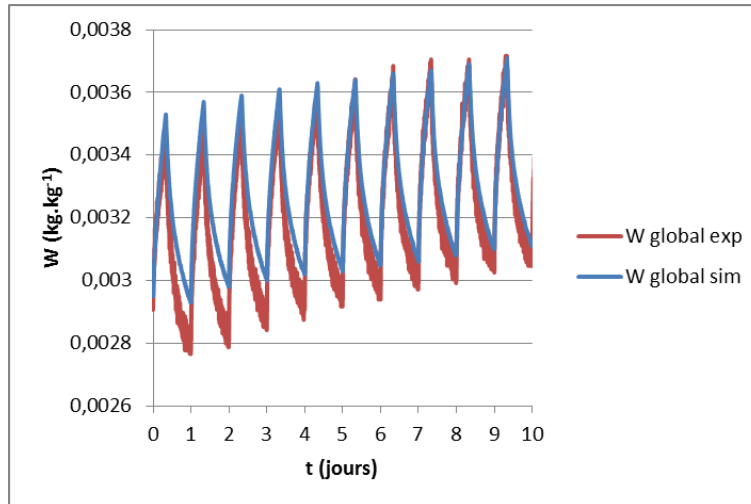


Figure III-66 : Teneur en eau ($\mu=16$, $W_{dés-}$) – Enduit sable-chaux cyclage court

III.5 Conclusion

Le comportement hygrothermique a été étudié pour trois matériaux poreux : un béton de chanvre à forte porosité et perméabilité, un enduit sable-chaux à faible porosité et perméabilité et un enduit chanvre-chaux à porosité et perméabilité intermédiaires. Un dispositif expérimental a été mis en place pour les exposer à des variations d'humidité relative. Deux protocoles ont été définis : une séquence de mesure longue d'environ 15 jours dans le but d'atteindre un régime quasi-stationnaire et une séquence courte de 24 heures simulant les variations climatiques journalières selon le protocole NORDTEST. L'humidité relative, la température et la teneur en eau du matériau ont été mesurées au cours du temps.

Bien que la température de consigne soit constante pour toutes les expériences, nous avons observé de façon systématique des pics de température dans les matériaux dus aux phénomènes de changement de phase. Néanmoins, il faut garder à l'esprit que les amplitudes et les vitesses de variation de l'humidité relative sont supérieures à celles rencontrées par une paroi en conditions réelles.

Des simulations ont été effectuées avec le modèle numérique développé au chapitre 2 en prenant comme données d'entrée les mesures de l'humidité relative et de la température de l'air ainsi que la température au fond du matériau. Les simulations réalisées sans hystérésis ont présenté un écart très important avec la teneur en eau mesurée, ce qui montre la nécessité d'introduire un modèle d'hystérésis. De plus, la comparaison entre les modèles de Pedersen et de Mualem a montré que le modèle de Mualem présente de meilleures performances. Enfin, des analyses de sensibilité ont indiqué que le modèle est fortement sensible aux conditions aux limites, aux isothermes de sorption-désorption et à la perméabilité à la vapeur d'eau du matériau.

IV Chapitre 4 : Etudes expérimentales et numériques du comportement hygrothermique d'une paroi multicouche

Ce chapitre concerne la modélisation du comportement hygrothermique d'une paroi multicouche de bâtiment. Dans un premier temps, le modèle développé est validé pour une plaque à l'échelle de la paroi, puis pour un échantillon multicouche, et enfin une paroi multicouche. Des expériences en enceinte bi-climatique sont réalisées sur une paroi instrumentée de béton de chanvre non enduite, puis recouverte de mortier de chaux sur sa face extérieure et de couches d'enduits (à base de chaux et de sable ou chanvre) sur sa face intérieure. Des séquences de mesure sont réalisées avec des conditions de température et d'humidité constantes d'un côté et représentatives de conditions estivales ou hivernales de l'autre. Les évolutions mesurées de température et d'humidité relative au sein de la paroi sont comparées à des résultats numériques obtenus par le modèle numérique développé dans le cas d'une paroi non enduite et enduite.

la démarche entreprise, à savoir, validation d'une modèle développé pour une plaque à l'échelle de la paroi, appréhension des transferts dans un échantillon multicouche puis enfin étude de la paroi multicouche.

IV.1 Expérimentation

IV.1.1 Présentation du dispositif

Dans le cadre du projet ANR BETONCHANVRE, un dispositif d'essai en enceinte bi-climatique a été mis en place au sein du laboratoire (Glouannec et al. 2010) (Colinart et al. 2010) (Colinart et al. 2012) (Colinart et al. 2013). Il est constitué d'une paroi entourée par deux chambres climatiques (Figure IV-1), nommées respectivement chambres intérieure et extérieure. Chaque chambre est isolée de l'ambiance du laboratoire par des panneaux en polyuréthane ($U \approx 0.4 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$) et équipé d'un système de chauffage, un groupe froid (pour refroidir et déshumidifier) et d'un générateur d'humidité dans le but de maintenir des consignes de température et d'humidité relative. Les consignes sont fixées à l'aide de régulateur de type DR4020 d'Eliwell. Les plages de fonctionnement et les précisions de régulation sont données dans le Tableau IV-1 pour chaque chambre.



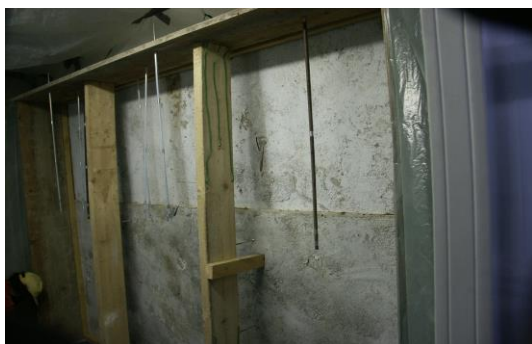
Figure IV-1 : Enceintes climatiques

	Chambre intérieure		Chambre extérieure	
	Domaine	Précision	Domaine	Précision
Temperature T	18 – 27 °C	± 0.5 °C	-5 – 35 °C	± 1 °C
Humidité Relative HR	30 – 60 %	± 2 %	30 – 90 %	± 2 %

Tableau IV-1 : Domaines de fonctionnement et précision des enceintes climatiques

Entre les deux enceintes, une paroi en béton de chanvre a été construite en février 2009. Cette paroi, de $2,1 \times 2,7 = 5,7 \text{ m}^2$ de surface, de 36 cm d'épaisseur et de composition « Mur » définie par les industriels, est associée à une ossature bois afin de correspondre au plus près des méthodes de construction actuelles (Figure IV-2)

Cette géométrie permet en particulier de garantir des transferts unidirectionnels de chaleur et d'humidité si l'on se place loin des ossatures. Le béton de chanvre étant mis en œuvre par voie humide, les premières études ont d'abord porté sur la phase de séchage (Zaknoue et al. 2008) (Glouannec et al. 2010) (Colinart et al. 2013) (Colinart et al. 2014), puis sur différentes phases d'usage.



a)



b)

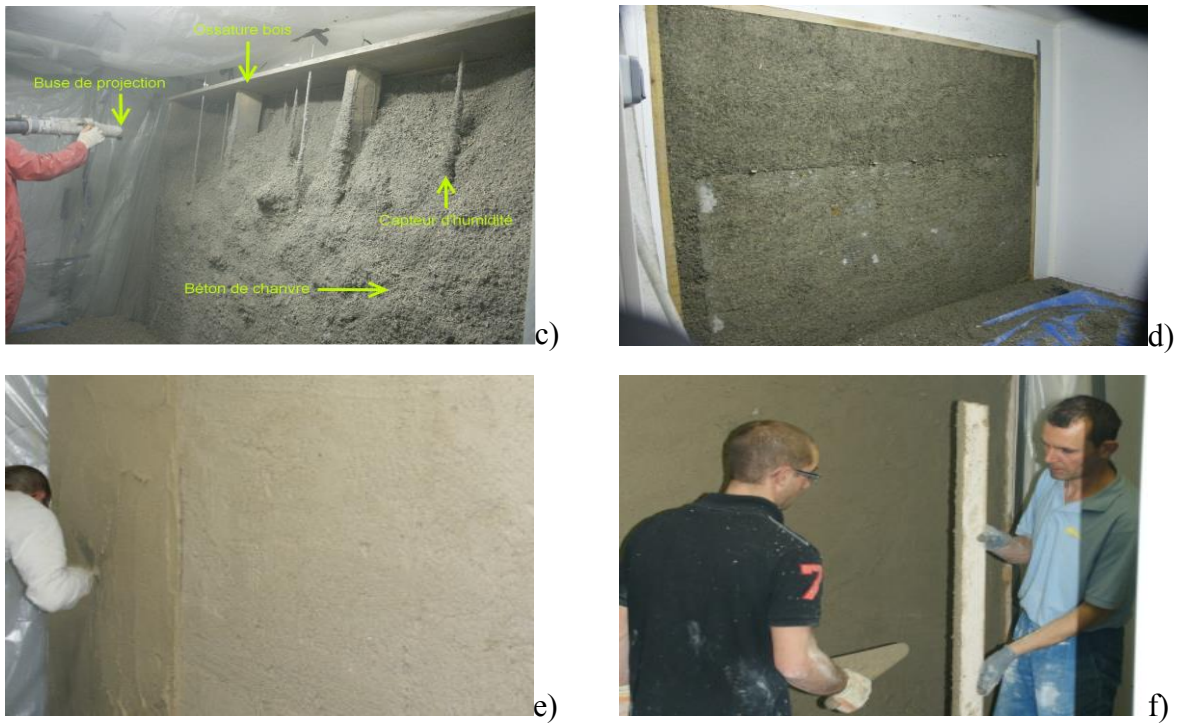


Figure IV-2 : Réalisation de la paroi en béton de chanvre (a, b, c et d) et application des enduits (e et f)

La Figure IV-3 représente une vue de profil de la paroi.

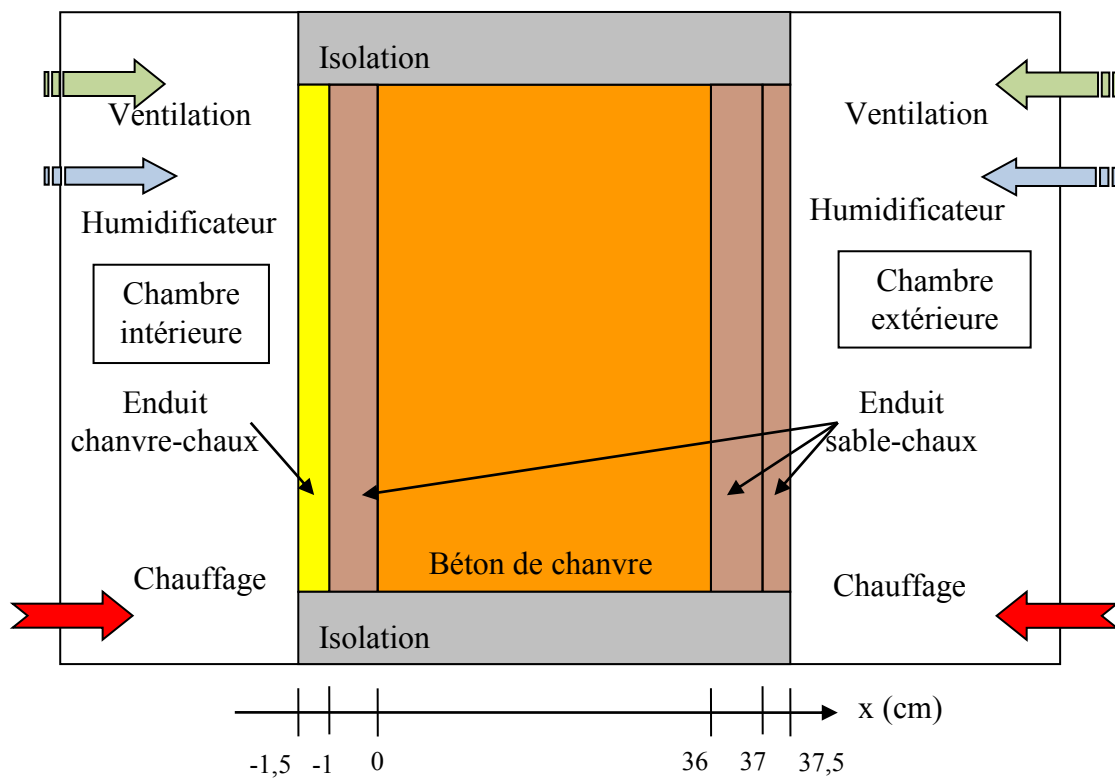


Figure IV-3 : Schéma du dispositif expérimental de la paroi de chanvre avec enduits (vue de profil)

Après environ deux ans d'expérimentations sur la paroi non enduite (béton de chanvre seul), des enduits de dégrossi et de finition de 1 à 2 cm d'épaisseur ont été appliqués sur les faces intérieure et extérieure de la paroi. Coté intérieur, les enduits doivent être perméable et hygroscopiques pour permettre les transferts de vapeur, alors qu'à l'extérieur, les enduits doivent être imperméable pour protéger le mur du climat extérieur (soleil, UV, pluie, etc.). Respectant les pratiques en cours, l'enduit de finition intérieur est un mélange chaux/chanvre, alors que les trois autres enduits sont des mélanges chaux/sable. Après une phase de prise des enduits d'environ 6 mois, diverses sollicitations ont été imposées sur la paroi enduite. Au final, le chronogramme des mesures pratiquées sur la paroi est présenté sur la Figure IV-4.

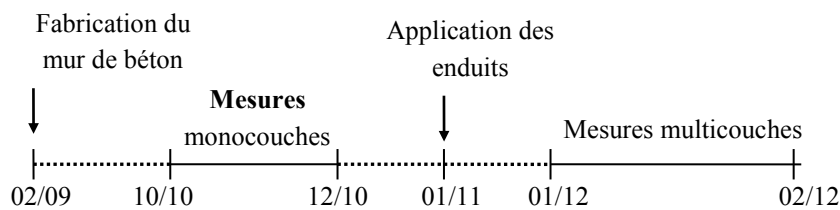


Figure IV-4 : Chronogramme des mesures de la paroi

Pour caractériser son comportement hygrothermique et évaluer l'impact des enduits, cette paroi est instrumentée en différents points (Figure IV-5). Les évolutions de la température T et l'humidité relative HR au sein du béton de chanvre et des enduits sont fournies par des thermohygromètres de type Sensirion SHT-75. Leur petite taille (\varnothing 6 mm) permet une implantation relativement peu intrusive. De plus, sur la gamme de T et de HR considérée, la précision « constructeur » est de $\pm 0,3$ °C et ± 2 % HR avec un temps de réponse de quelques dizaines de secondes. En complément, des thermocouples de type K ont été implantés dans la paroi, en particulier aux mêmes positions que les thermohygromètres, mais également à proximité de l'ossature bois, entre chaque couche d'enduit et en surface. Enfin, les températures T et humidités relatives HR des deux chambres sont contrôlées indépendamment et mesurées par des thermohygromètres de type Rotronic HC2S et Sensirion SHT-75 positionnés au centre des chambres. Les précisions de ces capteurs sont données dans le Tableau IV-2. En tenant compte des incertitudes liées à la chaîne d'acquisition des données et à l'asservissement, nous retenons une incertitude de $\pm 5\%$ sur l'humidité relative et $\pm 0,5$ °C sur la température. La position des capteurs est repérée par rapport à une origine $x = 0$, qui correspond à l'interface entre le béton de chanvre et l'air intérieur dans le cas de la paroi non-enduite, et à l'interface entre le béton de chanvre et l'enduit dégrossi intérieur dans le cas de la paroi enduite.

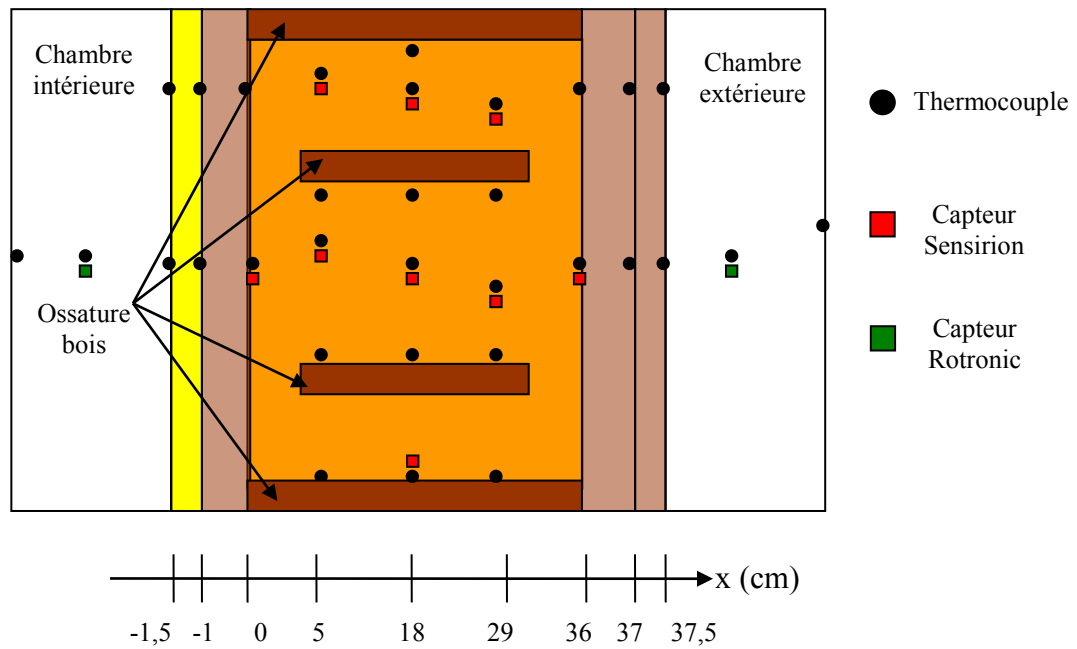


Figure IV-5 : Schéma du positionnement des capteurs (vue de dessus)

Type de capteur	Température		Humidité relative	
	Domaine d'utilisation	Précision	Domaine d'utilisation	Précision
Thermocouple		$\pm 0,8^{\circ}\text{C}$		
Sensirion SHT 75	[0°C-35°C]	$\pm 0,5^{\circ}\text{C}$		$\pm 5\%$
Rotronic HC2S		$\pm 0,15^{\circ}\text{C}$	[20%-85%]	$\pm 2\%$

Tableau IV-2 : Domaines d'utilisation et précision de mesure des capteurs

IV.1.2 Analyse des conditions expérimentales

Des mesures de température sont effectuées sur les parois intérieure et extérieure de l'enceinte avec des thermocouples de type K, afin de calculer les flux thermiques dus au rayonnement. Les résultats suivants sont obtenus :

- Si $T_{\text{air}} > 30^{\circ}\text{C}$, $T_{\text{enceinte}} = T_{\text{air}} - 2^{\circ}\text{C}$
- Si $T_{\text{air}} \approx 23^{\circ}\text{C}$, $T_{\text{enceinte}} = T_{\text{air}} - 1^{\circ}\text{C}$
- Si $T_{\text{air}} \approx 15^{\circ}\text{C}$, $T_{\text{enceinte}} = T_{\text{air}}$
- Si $T_{\text{air}} < 10^{\circ}\text{C}$, $T_{\text{enceinte}} = T_{\text{air}} + 0.5^{\circ}\text{C}$

Cette relation entre la température de l'air et la température de paroi de l'enceinte est approximée par l'équation $T_{\text{enceinte}} = T_{\text{air}} - (0,1.T_{\text{air}} - 1,3^{\circ}\text{C})$.

La vitesse de l'air ventilé dans les chambres intérieure et extérieure est mesurée à l'aide d'anémomètres proches de la paroi, et fluctue entre des valeurs de l'ordre de 0,1 à 0,2 m.s⁻¹. Seule la valeur de la vitesse est connue, la direction n'étant pas prise en compte. Les champs

de température et d'humidité relative de l'air dans l'enceinte intérieure sont tracés sur la Figure IV-6, et montrent des variations de l'ordre de $\pm 0,2^{\circ}\text{C}$ et $\pm 2\%$ en fonction de la position dans l'espace.

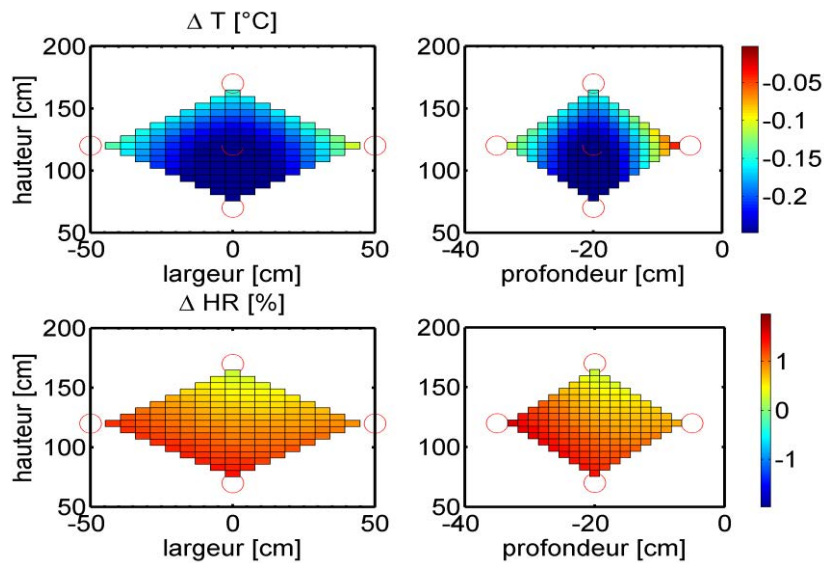


Figure IV-6 : Champs de température et d'humidité relative de l'air

L'humidité relative et la température de l'air intérieur et extérieur sont mesurées par un capteur Rotronic, auquel nous ajoutons un capteur Sensirion afin de valider les mesures. Un test est mené sur 24 heures, avec une consigne de température à 23°C et d'humidité relative à 50% des côtés intérieur et extérieur. Les humidités relatives et températures mesurées par les capteurs Rotronic et Sensirion se trouvent sur la Figure IV-7. Nous observons que les valeurs des deux capteurs présentent des écarts de l'ordre de 3% pour l'humidité relative et $0,5^{\circ}\text{C}$ pour la température, inférieurs à la marge d'erreur retenue de 5% et $0,5^{\circ}\text{C}$.

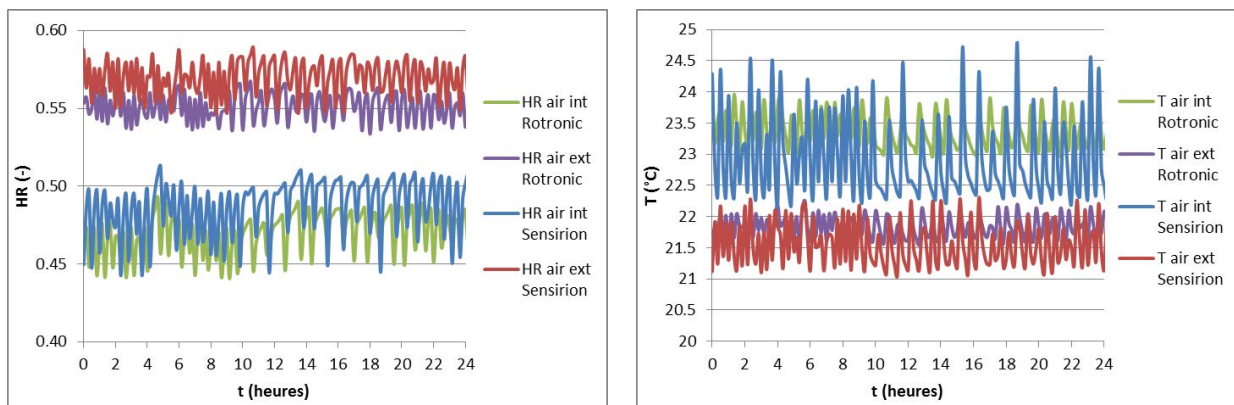


Figure IV-7 : Humidités relatives et températures de l'air intérieur et extérieur – Capteurs Sensirion et Rotronic

Au final, le dispositif expérimental en enceinte bi-climatique doit permettre :

- D'évaluer la température et l'humidité relative dans le temps et l'espace afin de déterminer et d'analyser leurs distributions,
- D'évaluer la reprise en eau en fonction des conditions ambiantes, et plus généralement, caractériser le comportement hygrothermique de ces matériaux,

- D'évaluer l'impact d'un enduit sur les performances hygrothermiques des bétons de chanvre.

IV.1.3 Propriétés des matériaux

Parmi les matériaux qui composent la paroi, nous avons déjà défini les propriétés du béton de chanvre (III.3.1), de l'enduit chanvre-chaux (III.4.1.1) et de l'enduit sable-chaux de finition extérieur (III.4.2.1). Il nous reste à établir les propriétés des enduits sable-chaux dégrossi intérieur et dégrossi extérieur.

IV.1.3.1.1 Composition

Les enduits sable-chaux dégrossi intérieur et extérieur sont préparés selon la formulation donnée dans le Tableau IV-3 :

	Sable	Chaux	Eau
Composition massique	85%	10%	5%

Tableau IV-3 : Composition des enduits sable-chaux dégrossis intérieur et extérieur

IV.1.3.2 Propriétés hygriques

Les points expérimentaux des courbes d'adsorption et de désorption des enduits sable-chaux sont tracés sur la Figure IV-8 et la Figure IV-9. Les courbes W_{ad} et $W_{dés}$ sont modélisées avec le modèle de GAB, dont les coefficients sont donnés dans le Tableau IV-4 et le Tableau IV-5.

La courbe W_{ad-} est utilisée pour les études de sensibilité avec une pente moins importante.

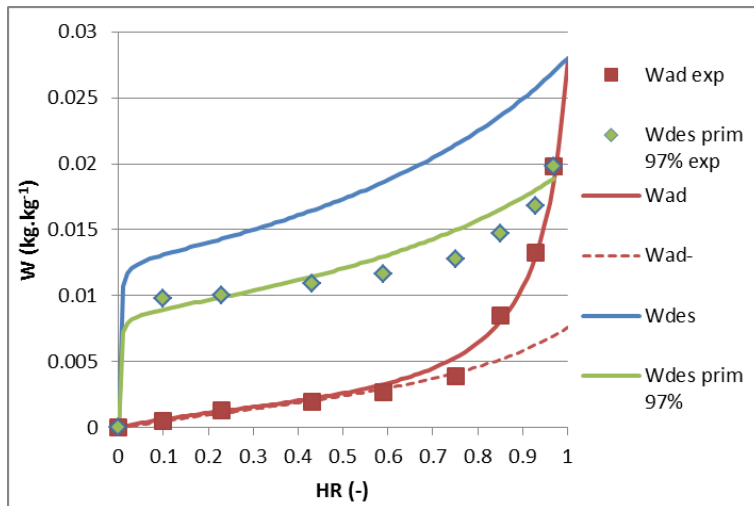


Figure IV-8 : Isothermes de sorption-désorption de l'enduit sable-chaux dégrossi intérieur

	W_m	C	K
W_{ad}	0,0017	5	0,94
W_{ad-}	0,0025	3	0,71
$W_{dés}$	0,0126	1000	0,55

Tableau IV-4 : Coefficients de GAB des isothermes de sorption-désorption de l'enduit sable-chaux dégrossi intérieur

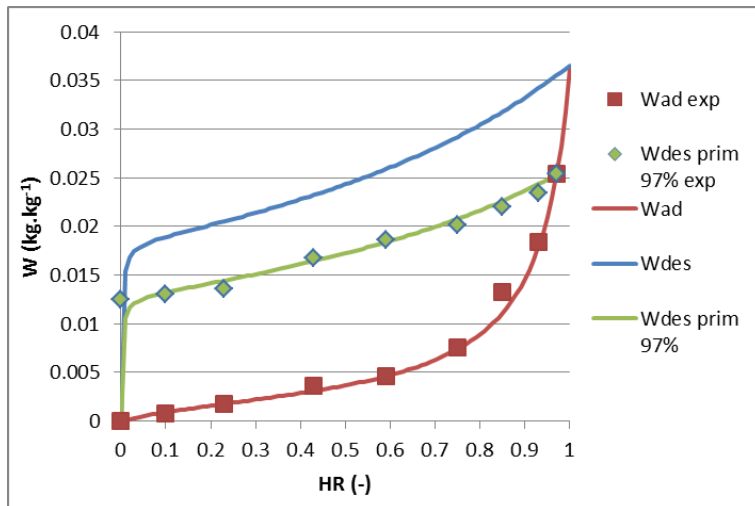


Figure IV-9 : Isothermes de sorption-désorption de l'enduit sable-chaux dégrossi extérieur

	W_m	C	K
W_{ad}	0,0024	5	0,935
$W_{dés}$	0,0183	1000	0,5

Tableau IV-5 : Coefficients de GAB des isothermes de sorption-désorption de l'enduit sable-chaux dégrossi extérieur

Les valeurs retenues pour le facteur de résistance à la diffusion de la vapeur μ_v et le coefficient de transport liquide D_l^W de ces deux enduits sont les mêmes que pour l'enduit présenté en III.4.2.1.2.

IV.1.3.3 Propriétés thermiques

La conductivité thermique de l'enduit sable-chaux dégrossi intérieur est mesurée à différentes températures : on trouve des valeurs de $0,57 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$ à 22°C et $0,69 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$ à 32°C . En prenant l'hypothèse que la conductivité thermique s'exprime comme une fonction affine de la température, on obtient par interpolation des valeurs la formule suivante :

$$\lambda_{\text{enduit s-c di}} = 0,306 + 0,012 \cdot T(^{\circ}\text{C})$$

La conductivité thermique de l'enduit sable-chaux dégrossi extérieur est mesurée de la même manière : on trouve $0,46 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$ à 22°C et $0,55 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$ à 32°C , et l'on obtient par interpolation des valeurs la formule suivante :

$$\lambda_{\text{enduit s-c de}} = 0,262 + 0,009 \cdot T(^{\circ}\text{C})$$

Le Tableau IV-6 récapitule les propriétés de tous les matériaux de la paroi :

	ρ_s (kg.m ⁻³)	ε (-)	μ_v	λ (W.m ⁻¹ .K ⁻¹)	C_p (J.kg ⁻¹ .K ⁻¹)
Béton de chanvre	454	0,748	5	0,0818+0,000276.T(°C) +0,24.W	1070
Enduit chanvre-chaux	935	0,65	10	0,122+0,004.T(°C)	1007
Enduit sable-chaux dégrossi intérieur	1730	0,27	20	0,306+0,012.T(°C)	818
Enduit sable-chaux dégrossi extérieur	1634	0,27	20	0,262+0,009.T(°C)	829
Enduit sable-chaux finition extérieur	1568	0,27	20	0,226+0,007.T(°C)	834

Tableau IV-6 : Propriétés des matériaux de la paroi

IV.2 Etude de la paroi non-enduite

Le comportement hygrothermique d'une paroi de béton de chanvre non enduite est analysé sur une période de 85 jours, durant laquelle la température et l'humidité relative de la chambre intérieure sont fixées à 23°C et 50%, tandis que celles de la chambre extérieure varient selon quatre phases successives (Tableau IV-7). En particulier, on notera que les consignes des phases 2, 3 et 4 ont été fixées pour maintenir une pression de vapeur constante.

	Conditions initiales	Phase 1 (0<t<20 jours)	Phase 2 (20<t<55 jours)	Phase 3 (55<t<70 jours)	Phase 4 (t>70 jours)
Température (°C)	23	32	32	17	23
Humidité Relative (-)	50%	50%	30%	77%	50%
Pression de vapeur (Pa)	1400	2380	1430	1490	1400

Tableau IV-7 : Variations de température et d'humidité relative de la chambre extérieure

IV.2.1 Relevés expérimentaux

Les mesures des conditions de température et d'humidité de l'air intérieur et extérieur sont tracées sur la Figure IV-10. Nous observons que l'humidité de l'air extérieur est proche des consignes durant les deux premières phases, l'écart avec les valeurs de 50% avant 20 jours et 30% entre 20 et 55 jours restant inférieur à la marge d'erreur de 5%. Cependant, l'humidité relative entre 55 et 70 jours est supérieure à la consigne de 77%, avec une valeur moyenne de l'ordre de 86% et des pics à 88%. Cela pourrait indiquer une perturbation des capteurs ou des problèmes de régulation lors de cette phase dont il faudra tenir compte durant l'exploitation des résultats. Nous observons une forte chute de l'humidité relative de l'air extérieur à 67 jours, à mettre en lien avec les problèmes de maintien des consignes.

Les variations mesurées de la température de l'air extérieur suivent correctement les consignes imposées : 32°C entre 0 et 55 jours, 17°C entre 55 et 70 jours et 23°C au-delà de 70 jours. Cependant, la température intérieure est le plus souvent aux alentours de 24°C, avec des pics à 25°C. L'écart avec la consigne est au-delà de l'erreur d'incertitude du capteur.

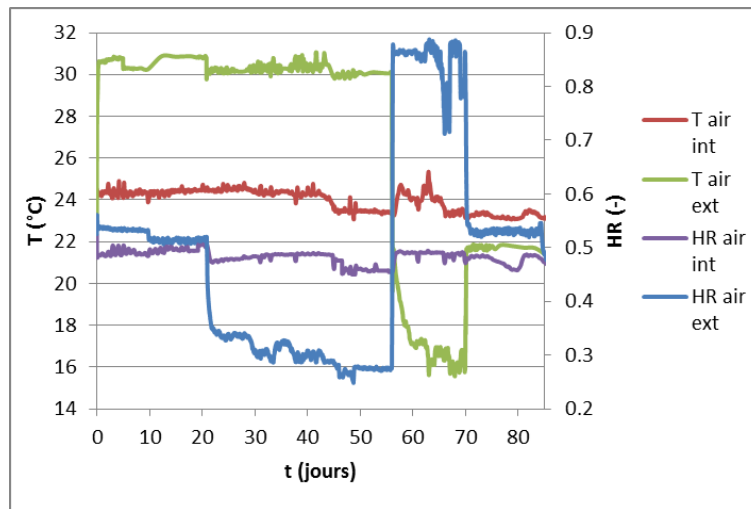


Figure IV-10 : Conditions expérimentales de température et d'humidité relative

Les mesures d'humidité relative et de température dans la paroi sont tracées sur la Figure IV-11. L'humidité relative mesurée à 5cm conserve une valeur proche de l'humidité relative de l'air intérieur. Les humidités relatives mesurées à 18cm et 29cm suivent les mêmes variations que celles imposées à l'air extérieur, avec une amplitude plus importante près de la surface extérieure. Les températures dans la paroi atteignent un régime quasi-stationnaire durant la phase de chauffage, avec des valeurs plus élevées près de la surface extérieure, après quoi elles suivent les fluctuations aléatoires des températures d'air intérieur et extérieur.

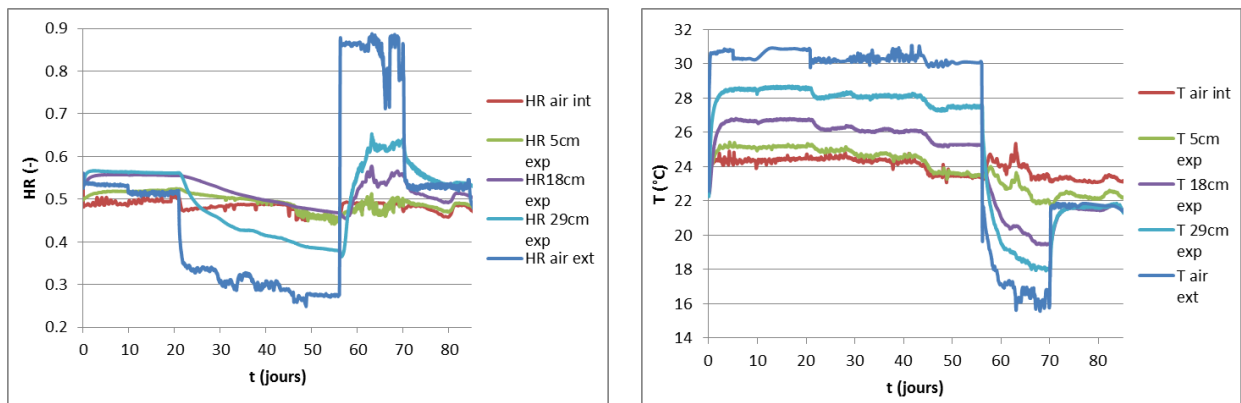


Figure IV-11 : Humidité relative et température mesurées

IV.2.2 Confrontation entre simulation et expérience

La simulation est effectuée avec un maillage de 100 nœuds, un rapport d'aspect de 10 et un pas de temps de 600s, égal à l'intervalle entre les mesures effectuées. Contrairement aux études précédentes, nous avons ici des variations de température extérieure. Or une augmentation de température entraîne une diminution des valeurs de teneur en eau des

isothermes d'adsorption et désorption principale (Figure I-10). Il est à rappeler que l'une des hypothèses du modèle est que l'influence de la température sur les isothermes n'est pas prise en compte.

Afin de démarrer la simulation dans une situation où la température et l'humidité relative dans le matériau sont stabilisées, la Figure IV-12 présente l'allure des profils de température et de pression de vapeur à un temps $t=5$ jours. Le fait que ces deux profils soient linéaires, ainsi que les faibles variations observées de température et d'humidité relative dans le matériau entre 5 et 20 jours nous confortent dans ce choix. La simulation porte donc sur la période pour laquelle t est compris entre 5 et 85 jours, et prend pour conditions initiales la température et l'humidité relative dans le matériau à $t=5$ jours.

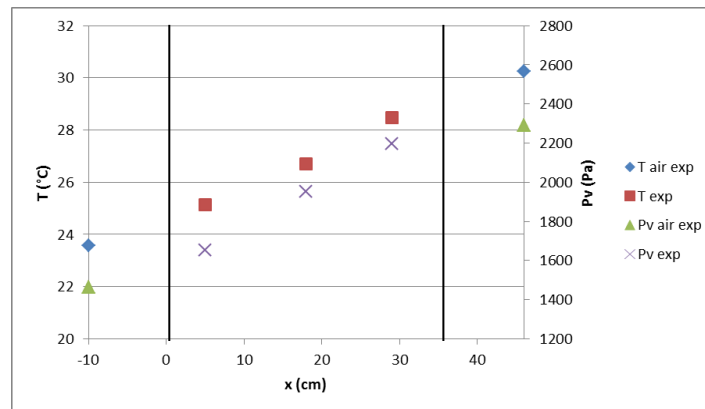


Figure IV-12 : Profils initiaux de température et de pression de vapeur à $t=5$ jours

Faute de pouvoir mesurer la masse du mur, il s'avère impossible de déterminer précisément la teneur en eau initiale W_{init} . Il est cependant possible d'en déduire une valeur approximative à partir de son historique. Initialement, le béton de chanvre était saturé en eau, puis a été séché jusqu'à atteindre une humidité relative de 50%. Lors de cette phase, la teneur en eau a suivi la courbe de désorption principale, d'où $W(HR)=W_{des}(HR)$. Des fluctuations non-contrôlées des humidités de l'air intérieur et extérieur ont causé de multiples cycles d'adsorption-désorption, et l'humidité relative mesurée dans le béton de chanvre a atteint une valeur minimale de 40% pour les points de mesure à 5cm, 18cm et 29cm. D'après le principe de fermeture, cela signifie que pour toute humidité relative HR supérieure à 40%, la teneur en eau du béton de chanvre est située entre la teneur en eau de désorption principale $W_{des}(HR)$ et la teneur en eau d'adsorption primaire depuis $HR=40\%$, nommée $W_{ad,prim40\%}(HR)$. Avec le modèle de Mualem, nous calculons l'expression :

$$W_{ad,prim40\%}(HR) = W_{des}(40\%) + (W_{ad}(HR) - W_{ad}(40\%)) \cdot \frac{W_f - W_{des}(40\%)}{W_f - W_{ad}(40\%)} \quad (Eq IV-1)$$

Sur la

Figure IV-13, le domaine hachuré correspond aux valeurs possibles de teneur en eau initiale.

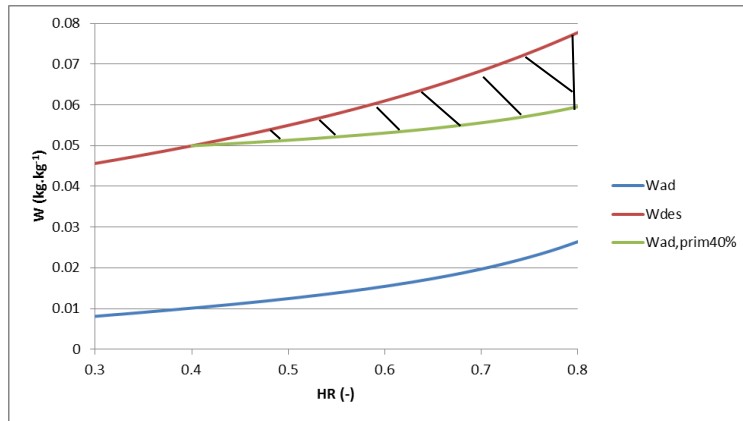


Figure IV-13 : Domaine de teneur en eau initiale de la paroi

La Figure IV-14 montre les valeurs initiales de teneur en eau dans la paroi pour les deux cas limites considérés dans cette étude : W sur la courbe de désorption principale $W_{dés}(HR)$ ou sur la courbe d'adsorption primaire $W_{ad,prim40\%}(HR)$.

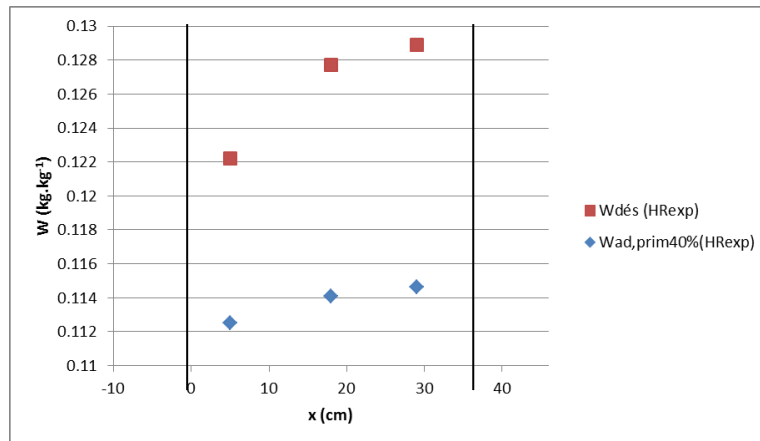


Figure IV-14 : Profils de teneur en eau initiale

A partir des mesures de vitesse d'air, le calcul du coefficient de convection forcée sur une plaque plane verticale aboutit à des valeurs de h_c comprises entre 2 et 3 $W.m^{-2}.K^{-1}$ pour un écoulement parallèle à la paroi et entre 4 et 6 $W.m^{-2}.K^{-1}$ pour un écoulement perpendiculaire à la paroi. Nous retenons dans un premier temps un h_c égal à 5 $W.m^{-2}.K^{-1}$ et effectuons par la suite une étude de sensibilité pour évaluer l'impact possible d'une erreur d'estimation de h_c .

Une première simulation est effectuée en prenant pour teneur en eau initiale $W_{init}=W_{dés}(HR_{init})$. La Figure IV-15 présentent les variations simulées d'humidité relative et de température à 5cm, 18cm et 29cm dans la paroi. Les températures simulées suivent les valeurs mesurées de façon satisfaisante, aux incertitudes de mesure près. Durant la première phase de désorption (entre le 25ème et le 55ème jour), les variations d'humidité relative sont inférieures à celles mesurées, ce qui indique une sous-estimation du transport d'eau dans la paroi. L'humidité relative entre 55 et 85 jours est correctement simulée à 5 et 29 cm, mais l'amplitude à 18cm reste sous-estimée.

Les profils d'humidité relative et de température simulés et mesurés sont tracés sur la Figure IV-16. Les valeurs sont prises juste avant les transitions entre les différentes phases, soit 20 jours, 55 jours, 68 jours et 85 jours. Les humidités relatives simulées sont proches des valeurs mesurées, bien que l'écart entre les deux soit à la limite de l'incertitude de mesure à 55 jours. Les profils mesurés de température sont linéaires, ce qui montre que l'influence de la teneur en eau sur la conductivité thermique est négligeable dans le domaine étudié, et les profils simulés montrent une correspondance satisfaisante.

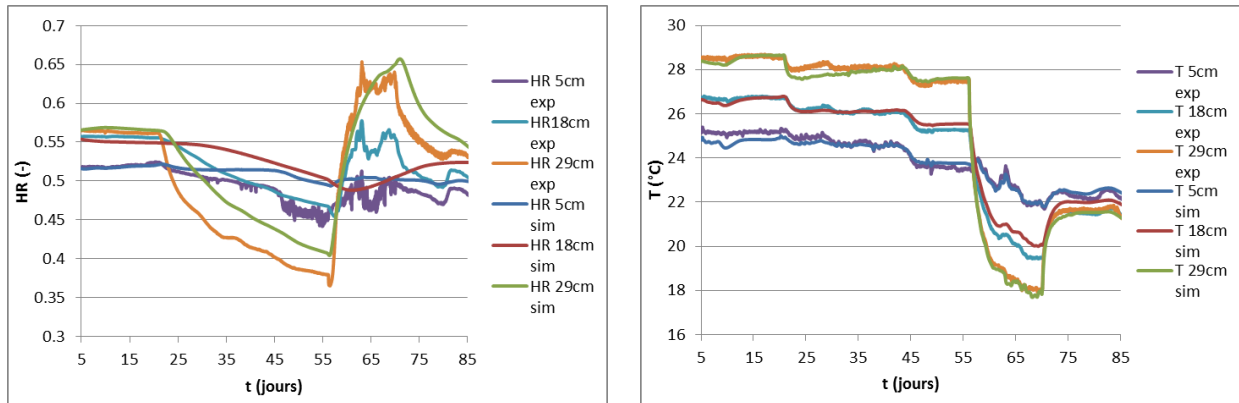


Figure IV-15 : Humidité relative et température simulées et mesurées

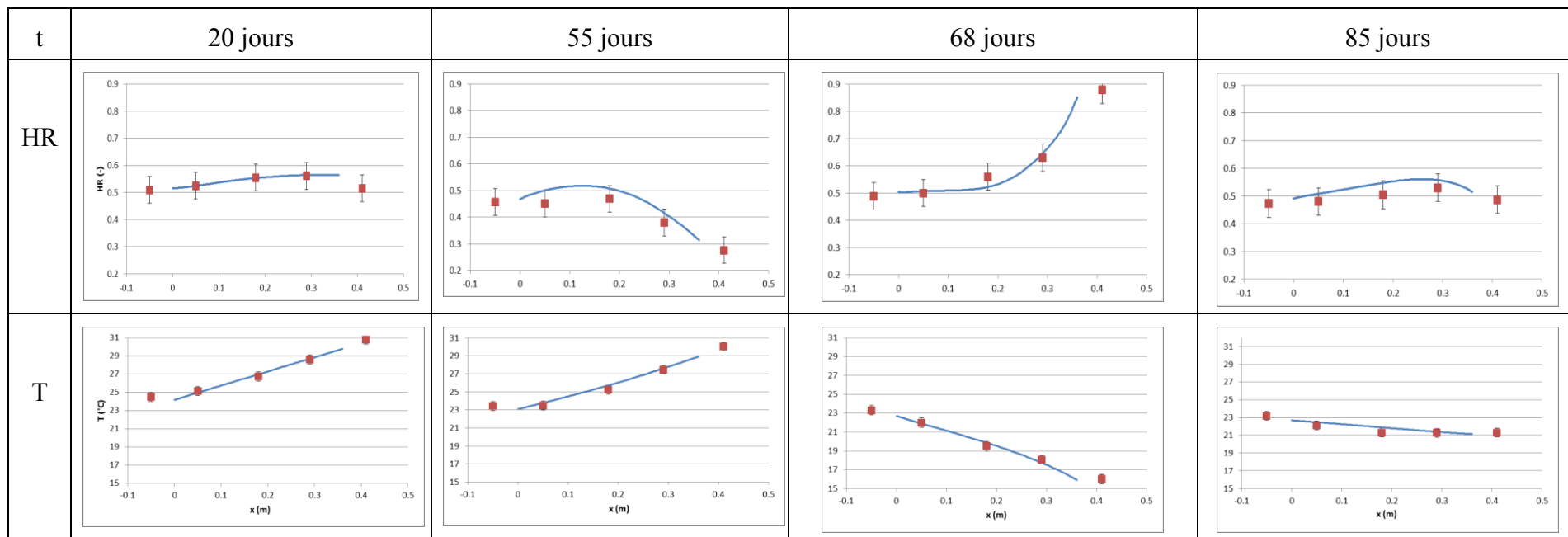


Figure IV-16 : Profils de températures et humidités relatives à 20, 55, 68 et 85 jours avec $W_{int} = W_{dés}$

La chute d'humidité relative mesurée à 29cm observée dès les premières heures de la phase de sorption et synchronisée avec la chute de température à la même abscisse, indique qu'il s'agit d'une variation d'humidité relative indépendante des transferts de masse.

Nous avons vu dans la partie I.1.2.3 qu'à teneur en eau constante, l'humidité relative suit les diminutions et augmentations de température. Cela se traduit par un mouvement horizontal sur l'isotherme de sorption-désorption (Figure IV-17).

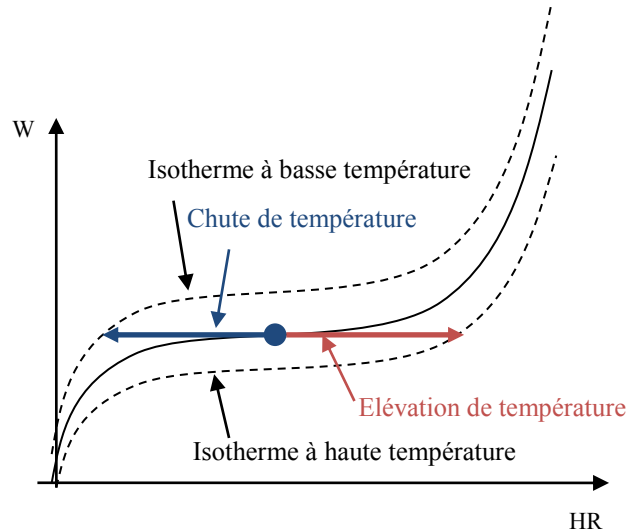


Figure IV-17 : Influence de la température sur l'humidité relative à teneur en eau constante

Poyet (2009) a établi une formule permettant de déterminer, pour une teneur en eau donnée, l'humidité relative à n'importe quelle température à partir d'une température de référence. Pour toute température T , si nous connaissons HR à la température de référence $T_{réf}$ et la teneur en eau W , alors $HR(T, W)$ s'écrit :

$$HR(T, W) = HR(T_{réf}, W) \cdot \frac{P_{v,sat}(T_{réf})}{P_{v,sat}(T)} \cdot \exp\left(\frac{Q_{st}(W)}{R} \cdot \left(\frac{T - T_{réf}}{T \cdot T_{réf}}\right)\right) \quad (Eq IV-2)$$

où Q_{st} est la chaleur isostérique du matériau exprimée en $J \cdot mol^{-1}$. Le modèle utilisé dans cette étude ne permet pas d'implémenter cette dépendance des isothermes à la température, aussi cette variation d'humidité relative ne peut pas être représentée.

IV.2.3 Sensibilité à la teneur en eau initiale

Une seconde simulation est effectuée en prenant pour teneur en eau initiale $W_{init} = W_{ad,prim40\%}(HR_{init})$. Nous observons sur la Figure IV-18 que la prédiction de la température n'est pas impactée par la teneur en eau initiale. Les variations d'humidité relative durant la première phase de désorption sont plus importantes que pour la simulation précédente, car la capacité hydrique en désorption est plus faible pour une teneur en eau inférieure à celle de la courbe de désorption principale, et les phénomènes de transport d'eau sont augmentés. L'adéquation avec les mesures à 5cm, 18cm et 29cm s'en trouve nettement améliorée, avec un écart inférieur à 2%. La phase d'adsorption présente des variations

correctes pour 5cm, mais un léger retard pour 29cm et plus important pour 18cm. Enfin, l'humidité est correctement prédite sur la seconde phase de désorption avec des écarts aux mesures de l'ordre de 2%.

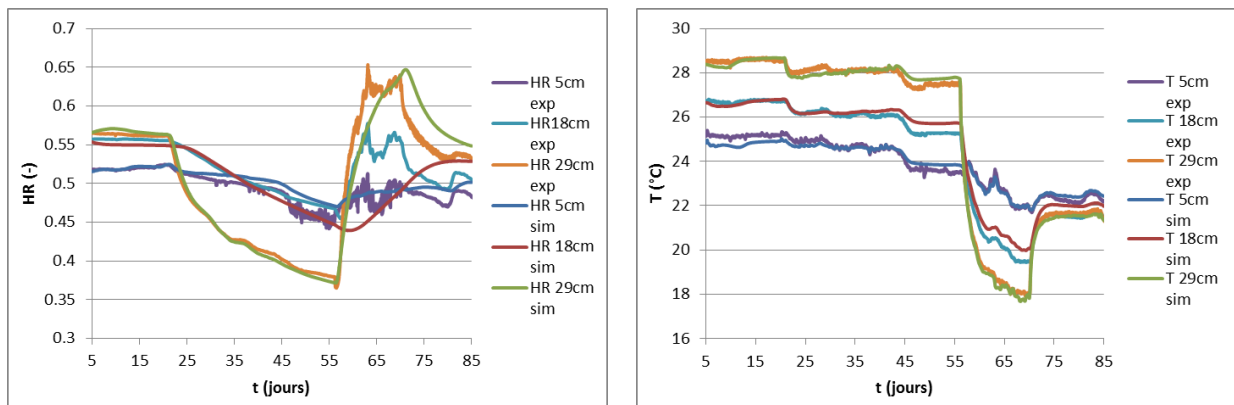


Figure IV-18 : Humidité relative et température simulées avec $W_{init}=W_{ad,prim40\%}$

La Figure IV-19 présente l'évolution de la teneur en eau en fonction de l'humidité relative à 29cm, pour des teneurs en eau initiales $W_{dés}(HR_{init})$ et $W_{ad,prim40\%}(HR_{init})$, représentées par les deux points. Durant la première phase de désorption, la capacité hydrique est considérablement plus faible avec $W_{ad,prim40\%}(HR_{init})$, ce qui confirme l'analyse précédente sur les variations plus importantes d'humidité relative. Cependant, durant les phases suivantes d'adsorption et de désorption, les capacités hydriques sont similaires quelle que soit la teneur en eau initiale.

Les profils d'humidité relative et de température simulés et mesurés à 20 jours, 55 jours, 68 jours et 85 jours sont tracés sur la Figure IV-20. Les humidités relatives sont proches des mesures à 20, 55 et 85 jours, avec notamment une amélioration du profil à 55 jours comparativement à la simulation précédente, mais l'humidité relative à 18cm présente à 68 jours un écart légèrement supérieur à l'incertitude de mesure.

Nous concluons de ces résultats que l'incertitude sur la teneur en eau initiale influe considérablement sur les variations prédites d'humidité relative, et que dans le cas présent, l'hypothèse d'une teneur en eau inférieure à la courbe de désorption principale aboutit à une meilleure adéquation avec les mesures. Nous n'observons cependant pas d'influence notable sur les valeurs simulées de température, qui conservent une concordance satisfaisante avec les mesures.

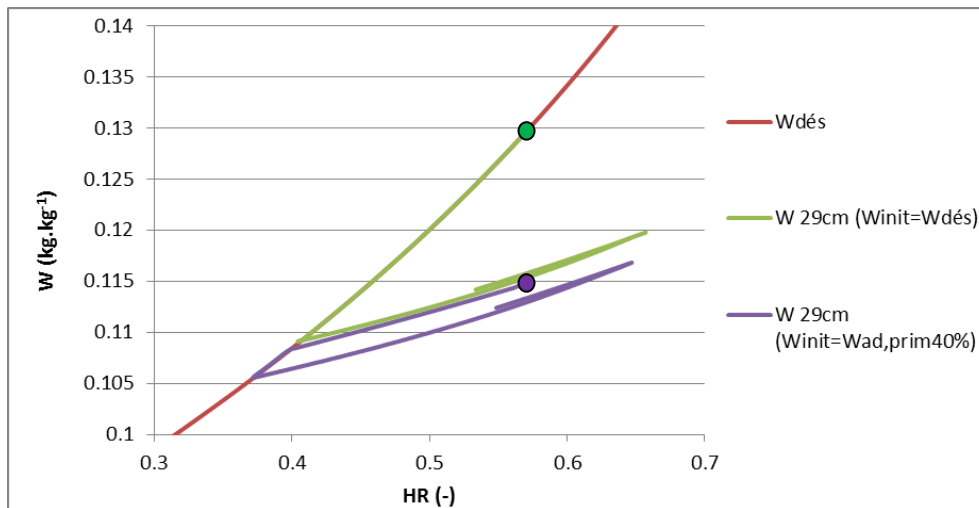


Figure IV-19 : Teneur en eau en fonction de l'humidité relative

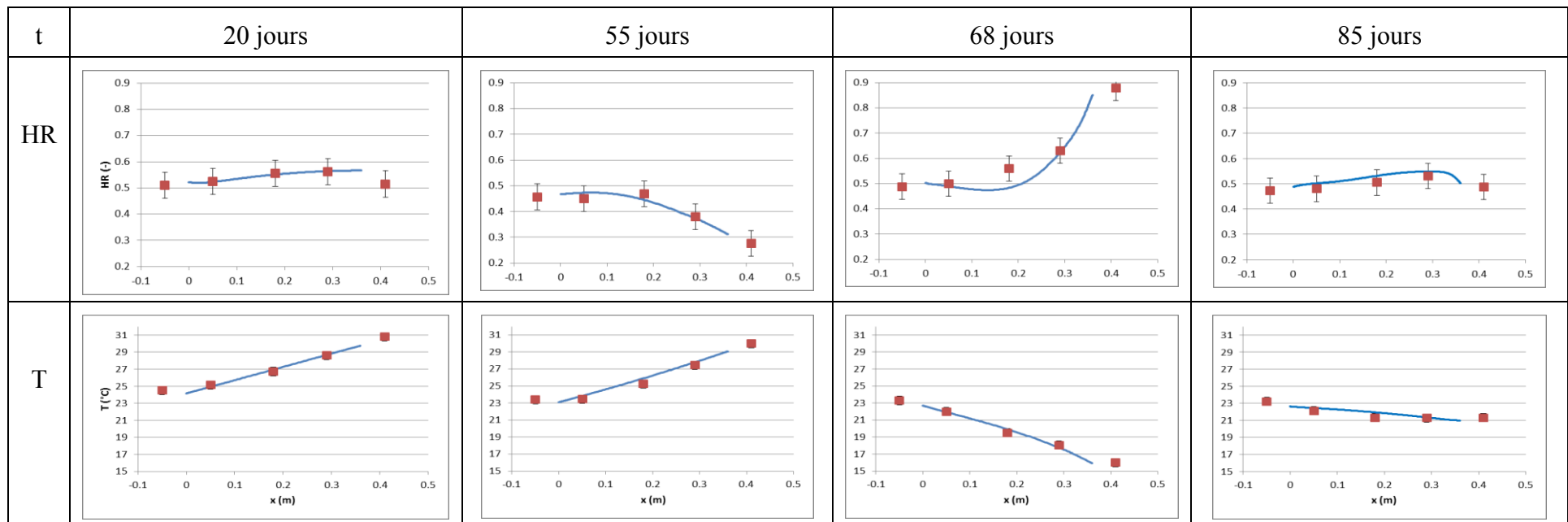


Figure IV-20 : Profils de températures et humidités relatives à 20, 55, 68 et 85 jours avec $W_{ini}=W_{ad,prim40\%}$

IV.2.4 Sensibilité au coefficient de convection

En raison de l'incertitude sur le coefficient de convection h_c , des simulations sont menées en prenant $h_c=3 \text{ W.m}^{-2}\text{.K}^{-1}$ et $h_c=7 \text{ W.m}^{-2}\text{.K}^{-1}$. L'annexe A.4.1 montre que le coefficient h_c n'a pas d'impact visible sur les humidités relatives et températures simulées. Un h_c égal à coefficient h_c égal à $3 \text{ W.m}^{-2}\text{.K}^{-1}$ augmente légèrement l'écart entre températures simulées et mesurées, mais un coefficient égal à $7 \text{ W.m}^{-2}\text{.K}^{-1}$ aboutit aux mêmes résultats qu'avec $5 \text{ W.m}^{-2}\text{.K}^{-1}$. Par la suite, nous conservons une valeur de $5 \text{ W.m}^{-2}\text{.K}^{-1}$ pour le coefficient de convection.

IV.3 Etude de la paroi enduite

IV.3.1 Etude préliminaire sur un échantillon multicouche

Avant d'étudier le comportement hygrothermique de la paroi multicouche, une étude préliminaire est menée sur un échantillon issu d'un carottage de la paroi du côté intérieur. Cet échantillon d'épaisseur égale à 115mm et de surface égale à $123 \times 152 \text{ mm}^2$ est composé de béton de chanvre et des enduits dégrossi (d'une épaisseur d'environ 10mm) et de finition (d'une épaisseur d'environ 5mm).

IV.3.1.1 Description du dispositif expérimental

Le dispositif expérimental présenté en Figure IV-21 est le même que celui présenté dans la partie III.1 (Figure III-1), et qui a servi à tester séparément chacun de ces trois matériaux. Nous conservons l'hypothèse que les transferts de masse et de chaleur sont uni-dimensionnels selon l'axe x.

Cette étude préliminaire permet d'une part de vérifier la validité du modèle pour des couches multiples composées de plusieurs matériaux distincts, et d'autre part de mesurer la masse d'eau, ce qui n'a pas pu être effectué dans la paroi. Cette mesure supplémentaire permet de connaître le comportement hystérétique de teneur en eau des trois matériaux.

Des capteurs Sensirion mesurent la température et l'humidité relative à 20mm, 40mm, 60mm et 80mm de la surface, et un thermocouple mesure la température au fond.

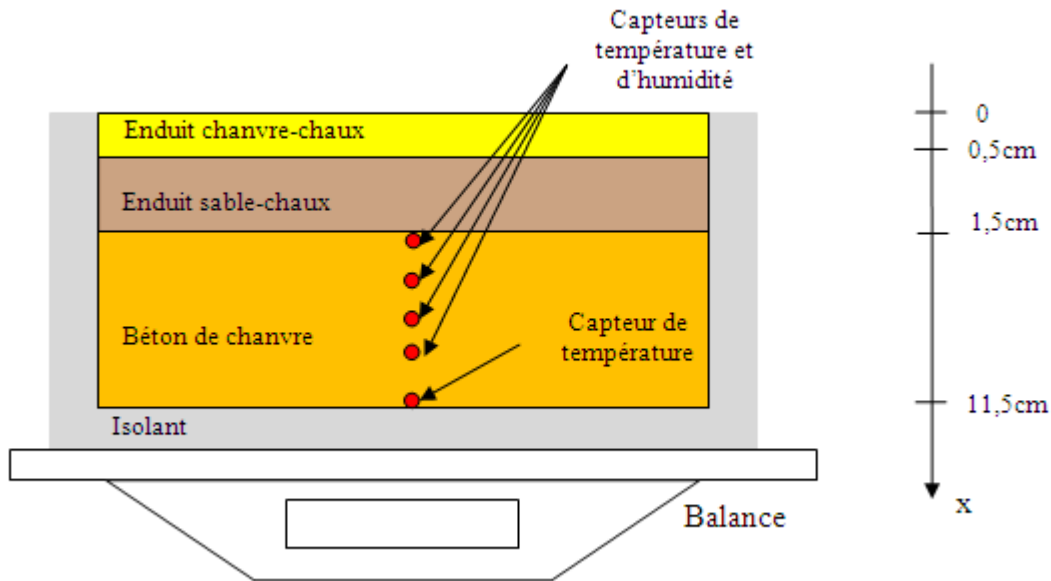


Figure IV-21 : Dispositif expérimental MBV avec un échantillon de paroi multicouche

IV.3.1.2 Relevés expérimentaux

De manière analogue au béton de chanvre et aux enduits, des expériences de cyclage hydrique sont menées en enceinte climatique sur cet échantillon. La mesure de masse de cet ensemble multicouche ne permet certes pas d'accéder aux teneurs en eau, mais permet cependant de quantifier les flux d'humidité échangés.

Le protocole expérimental est identique, à savoir, l'échantillon est conditionné à une humidité relative $HR_{init}=50\%$, une teneur en eau sur la courbe d'adsorption principale $W_{init}=W_{ad}(HR_{init})$ et une température T_{init} de 23°C , puis est soumis à des variations d'humidité relative de l'air extérieur selon deux phases : une phase d'adsorption de 20 jours avec $HR_{ext}=75\%$ et une phase de désorption de 20 jours avec $HR_{ext}=35\%$. Durant ces deux phases, la température T_{ext} demeure égale à 23°C . La température au fond de l'échantillon T_{fond} est mesurée et imposée comme condition aux limites dans le modèle.

La Figure IV-22 présente les variations de la température et de l'humidité relative de l'air et de la température au fond du matériau. De 0 à 20 jours, l'humidité relative atteint une valeur moyenne de 78% et de 20 à 40 jours, elle vaut environ 35%, soit des valeurs légèrement supérieures à la consigne. La température de l'air reste stable à environ $22,5^{\circ}\text{C}$, et la température du fond à environ $22,8^{\circ}\text{C}$, avec des variations de l'ordre de $0,2^{\circ}\text{C}$ au début des phases de sorption et désorption. La température au fond n'a pas été enregistrée entre 10 et 11 jours, ainsi que l'humidité relative et la température dans l'air et dans l'échantillon entre 28 et 35 jours, en raison d'un problème technique d'acquisition des données. Les valeurs manquantes sont estimées par interpolation linéaire. Les paliers d'humidité relative atteignent rapidement une valeur stabilisée.

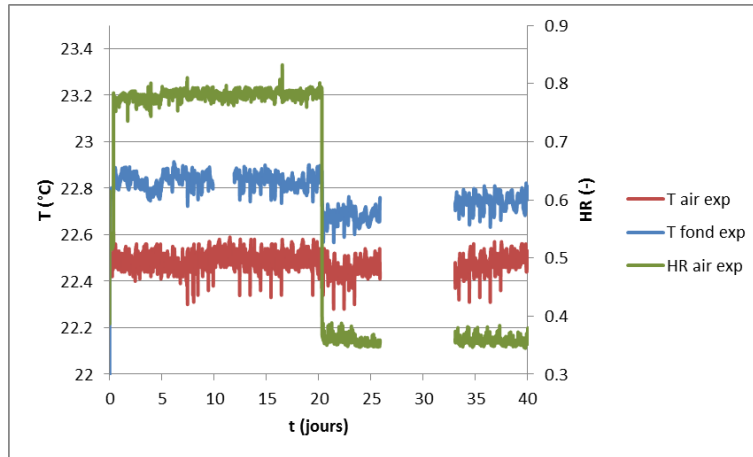


Figure IV-22 : Conditions expérimentales de température et d'humidité relative

La variation mesurée de la masse de l'échantillon est tracée sur la Figure IV-23. La phase d'adsorption entraîne une élévation de 12,8g sur 20 jours, et la phase de désorption entraîne une perte de 8,4g sur 20 jours.

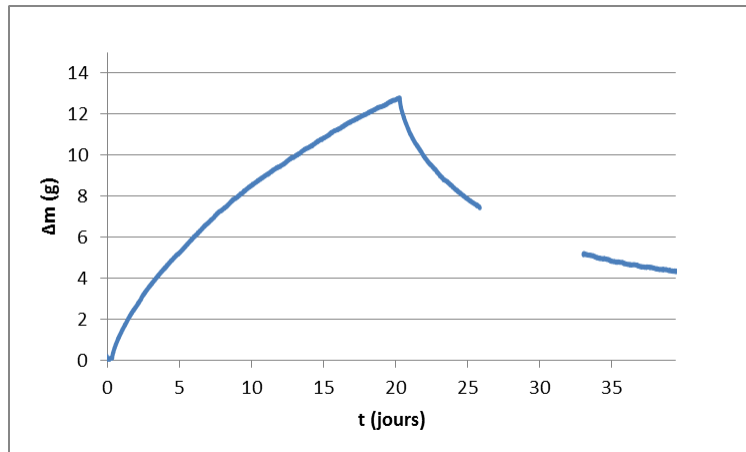


Figure IV-23 : Variation de masse mesurée

La Figure IV-24 montre les valeurs mesurées d'humidité relative et de température dans l'échantillon. Les humidités relatives mesurées à 16mm suivent les variations imposées à l'air extérieur. Des pics de température se produisent dans le matériau au début de chaque phase de sorption et de désorption, de plus grande amplitude près de la surface. La température du matériau revient ensuite vers celle de l'air ambiant.

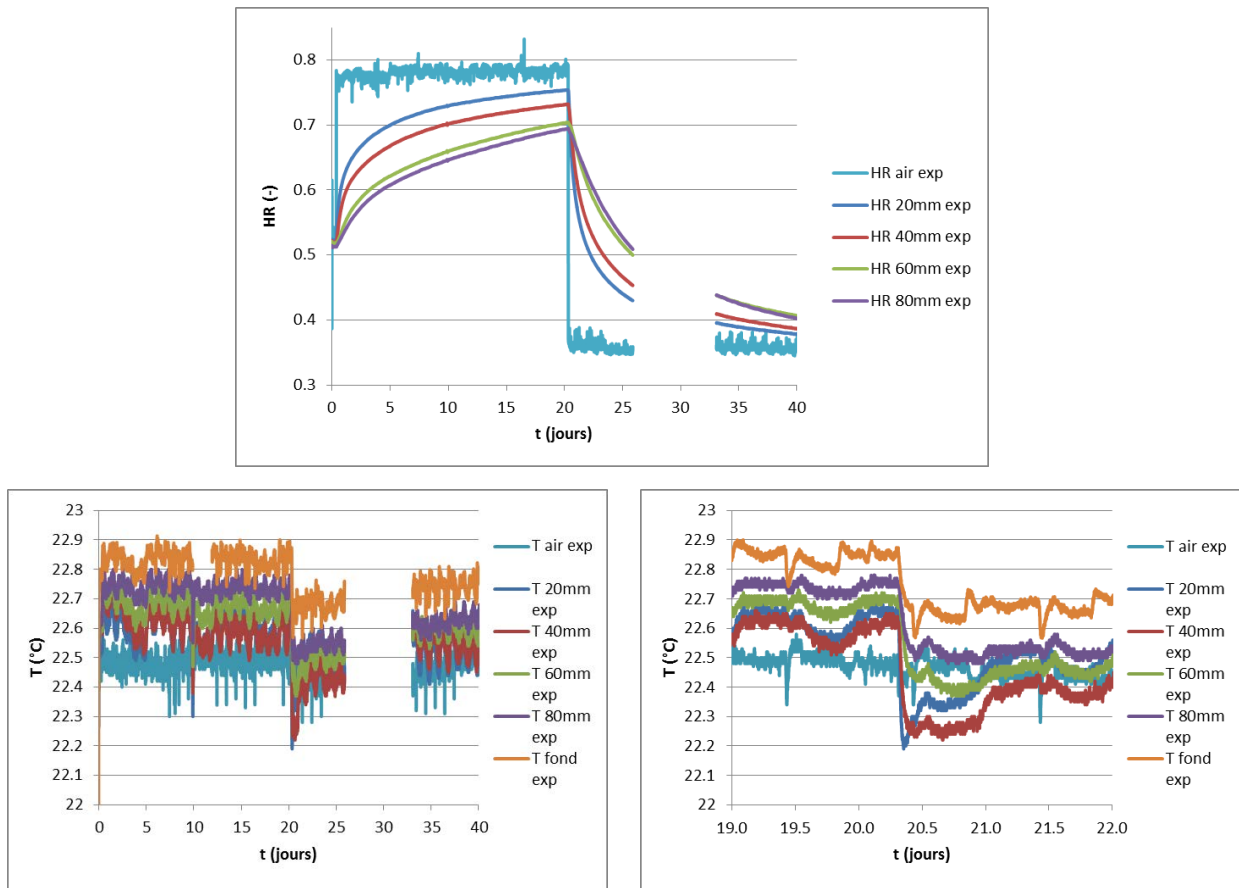


Figure IV-24 : Humidité relative et température mesurées

La Figure IV-25 compare les profils d'humidité relative dans l'échantillon de béton de chanvre sans enduit (Figure III-10) et avec enduit (Figure IV-24) après deux heures d'exposition à une humidité relative d'air extérieur égale à 75%. L'abscisse $x=0$ est placée à l'interface entre le béton et l'air pour l'échantillon monocouche, et à l'interface entre le béton et l'enduit dégrossi pour l'échantillon multicouche. Nous observons que l'humidité en surface est plus importante en monocouche, ce qui confirme que les enduits réduisent les transferts hydriques.

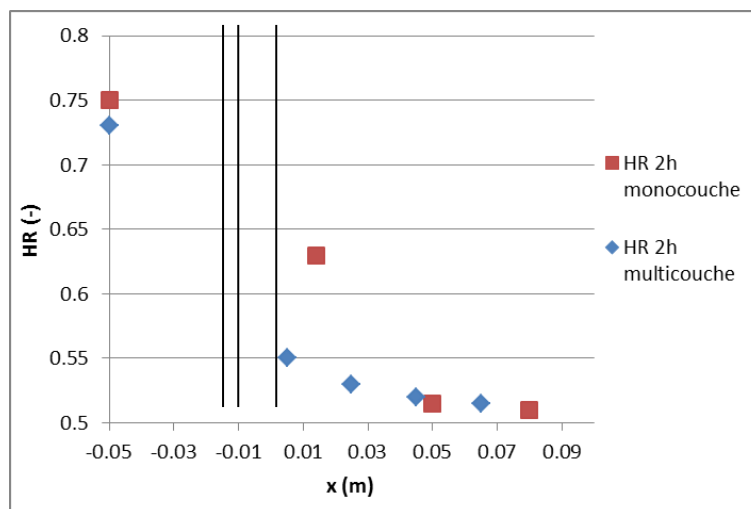


Figure IV-25 : Profils d'humidité relative dans l'échantillon de béton de chanvre en monocouche et multicouche

IV.3.1.3 Confrontation entre simulation et expérience

Le contact entre les matériaux est considéré comme parfait, ce qui implique une continuité de la température et de l'humidité relative aux interfaces. La simulation est effectuée avec un maillage de 50 noeuds dans le béton et 10 noeuds dans les enduits. Le pas de temps est de 600s. Les propriétés hygrothermiques utilisées pour le béton de chanvre et les enduits sont celles validées dans le chapitre 3, et les facteurs de résistance à la diffusion des matériaux sont rappelés dans le Tableau IV-8.

Béton de chanvre	Enduit sable-chaux	Enduit chanvre-chaux
5	16	10

Tableau IV-8 : Facteurs de résistance à la diffusion de la vapeur des matériaux

Les profils initiaux d'humidité et de teneur en eau dans les matériaux sont tracés sur la Figure IV-26. Le conditionnement initial amène tous les matériaux à une humidité relative d'environ 50%, mais la teneur en eau initiale varie considérablement d'un matériau à l'autre en raison des isothermes d'adsorption différents : le béton de chanvre a une forte porosité, et par conséquent une teneur en eau élevée. A l'inverse, l'enduit sable-chaux a une faible porosité, d'où une teneur en eau basse.

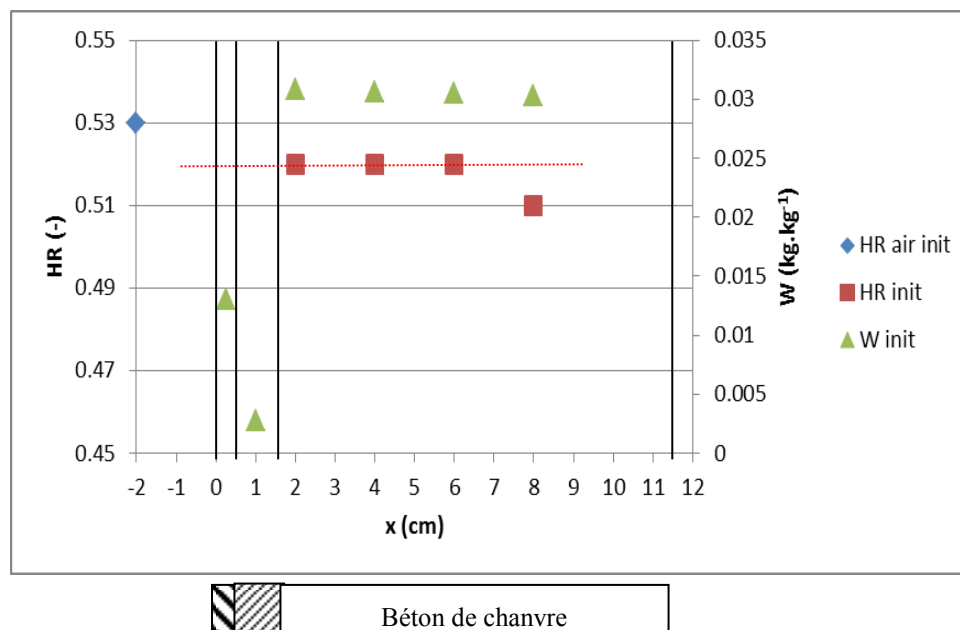


Figure IV-26 : Profils initiaux d'humidité relative et de teneur en eau

Les humidités relatives et températures simulées sont présentées sur la Figure IV-27. Les variations d'humidité relative simulées sont inférieures aux mesures, avec des écarts compris entre 4% et 7% durant la première phase de sorption, ce qui indique une sous-estimation des transferts de masse en surface. Les températures simulées coïncident avec les valeurs mesurées en régime permanent, avec un écart de l'ordre de 0,2°C dans l'amplitude des pics de température à 20mm.

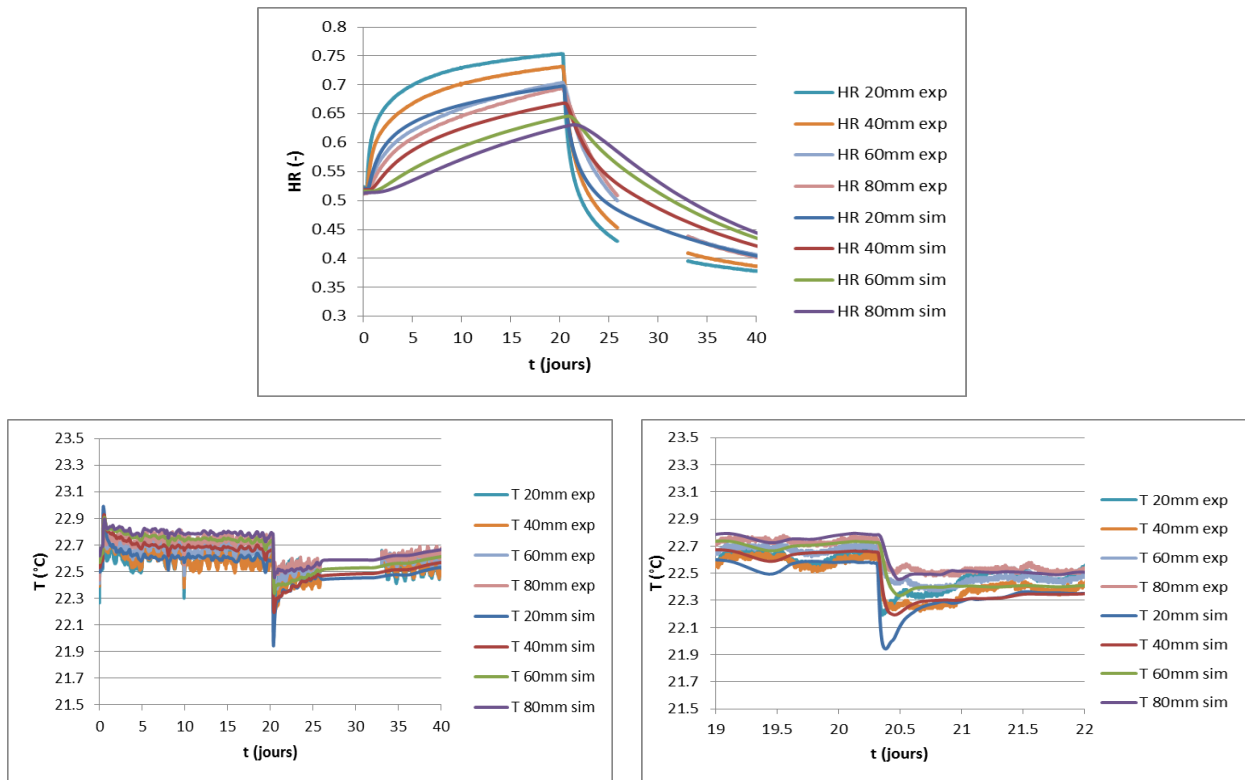


Figure IV-27 : Humidité relative et température simulées et mesurées

La variation de masse simulée de l'échantillon est tracée sur la Figure IV-28, et est sous-estimée par rapport aux mesures avec un écart de 2,6g à 20 jours. L'élévation de masse s'effectue principalement dans le béton de chanvre, en raison de sa plus grande épaisseur ainsi que sa porosité plus importante.

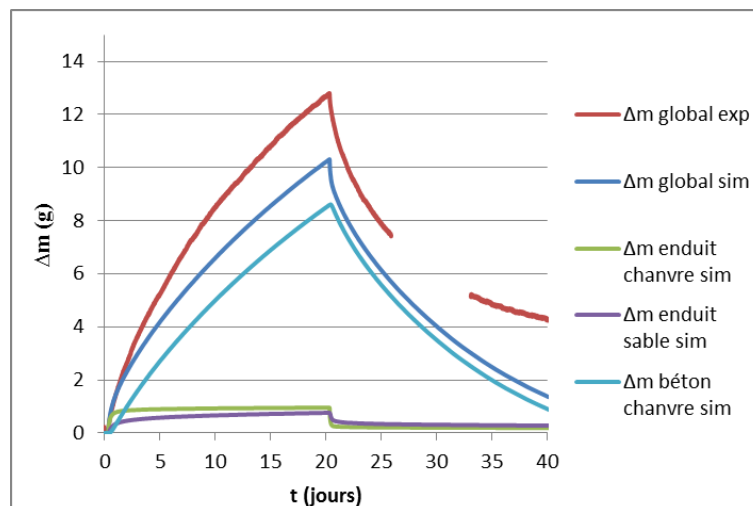


Figure IV-28 : Variation de masse simulée et mesurée

IV.3.1.4 Etudes de sensibilité

Les propriétés hygrothermiques utilisées pour le béton de chanvre et les enduits dans le chapitre 3 ont abouti à des résultats satisfaisants, nous nous intéressons donc à la sensibilité à

l'épaisseur d'enduit. L'enduit dégrossi a une épaisseur fortement variable (Figure IV-29), nous nous intéressons donc à son impact sur la diffusion.

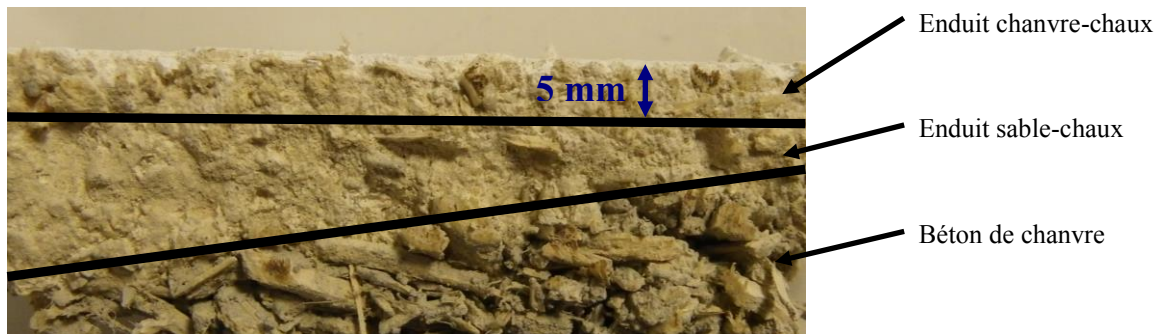


Figure IV-29 : Vue en coupe de l'échantillon multicouche

L'influence de l'épaisseur d'enduit dégrossi sur la variation de masse de l'échantillon est tracée sur la Figure IV-30. Une variation de $\pm 5\text{mm}$ a un impact considérable sur la variation de masse ; une épaisseur plus faible réduit l'écart aux mesures à 20 jours à 0,5g et une épaisseur plus importante augmente cet écart à 3,5g. Dans tous les cas, la variation de masse en désorption demeure sous-estimée.

Afin de corriger la variation de masse en désorption, nous effectuons une simulation avec une épaisseur d'enduit dégrossi de 5mm et une courbe de désorption principale $W_{\text{dés-}}$ au lieu de $W_{\text{dés}}$ pour le béton de chanvre. La masse simulée obtenue est tracée sur la Figure IV-31. Nous observons une légère diminution de l'écart à 40 jours, qui se limite alors à 2g.

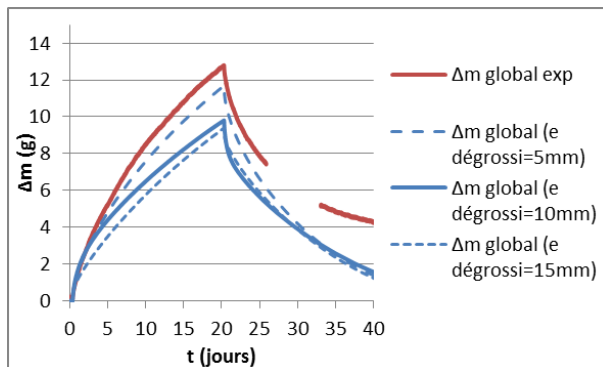


Figure IV-30 : Influence de l'épaisseur d'enduit dégrossi sur la variation de masse simulée

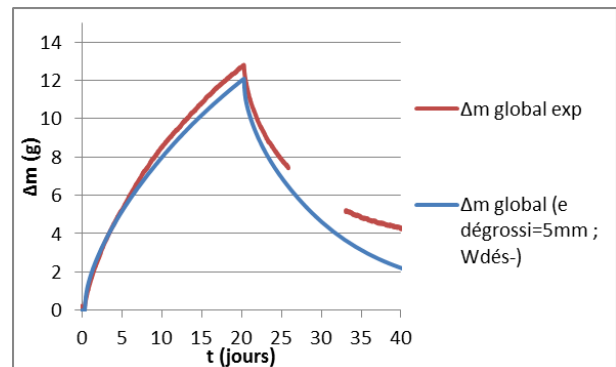


Figure IV-31 : Variations de masse simulée et mesurée

IV.3.2 Etude d'une séquence estivale

Le comportement hygrothermique d'un échantillon de paroi enduite ayant été validé, nous nous intéressons à celui de la paroi enduite à échelle réelle.

Après avoir étudié le comportement hygrothermique d'une paroi non-enduite et d'un échantillon de paroi enduite, nous nous intéressons au cas de la paroi enduite. Dans un premier temps, la paroi est d'abord soumise à un cycle de sorption-désorption.

Le Tableau IV-9 répertorie les dates auxquelles le comportement hygrothermique de la paroi multicouche a été testé, avec les valeurs d'humidité relative et de température imposées à l'air intérieur et extérieur.

14 jours avant la séquence de mesures, la paroi est soumise à une humidité d'air extérieur de 50% et une température de 23°C. Bien que cette durée soit insuffisante pour conditionner une paroi de 38,5cm en régime permanent, elle permet de connaître son historique récent. Elle est ensuite soumise à une séquence de mesures expérimentales nommée Séquence estivale pendant 47 jours, composée de 3 étapes : une phase de désorption à 30% et 32°C pendant 19 jours, une phase d'adsorption à 16°C et 77% pendant 15 jours et une phase de désorption à 23°C et 50% pendant 13 jours.

Date	HR air intérieur	T air intérieur	HR air extérieur	T air extérieur	Commentaires	
20/12/2011 au 04/01/2012	50%	23°C	50%	17°C		
04/01/2012 au 23/01/2012	50%	23°C	30%	32°C	Désorption	Séquence estivale
23/01/2012 au 06/02/2012	50%	23°C	77%	16°C	Adsorption	
06/02/2012 au 19/02/2012	50%	23°C	50%	23°C	Désorption	
19/02/2012 au 26/02/2012	50%	23°C	50%	0°C	Basse température	Séquence hivernale

Tableau IV-9 : Séquences de mesures sur la paroi enduite

IV.3.2.1 Relevés expérimentaux

Nous nous intéressons dans un premier temps à la séquence estivale. Les conditions expérimentales mesurées pour les ambiances sont données sur la Figure IV-32. La température de l'air intérieur reste constante égale à 23°C, en accord avec la valeur programmée. Pour la température de l'ambiance extérieure, on observe une régulation satisfaisante avec uniquement de faibles écarts par rapport aux consignes fixés. Par exemple entre 2 et 20 jours, la température oscille entre 30 et 31°C au lieu des 32°C fixés. L'humidité de l'air extérieur est proche de la consigne à 30% durant la première phase de désorption entre 2 et 20 jours. L'humidité durant la phase de sorption entre 20 et 34 jours est d'environ 85% ; soit une valeur supérieure à la consigne de 77%, même en tenant compte de l'incertitude des capteurs, ce qui indique des difficultés de régulation. Enfin, la valeur au-delà de 34 jours est de 55%, soit légèrement au-dessus de la consigne de 50%. Entre 0 et 35 jours,

l'humidité de l'air intérieure reste en moyenne à une valeur de 48%, en accord avec la consigne de 50%. Cependant, après 35 jours, elle oscille entre 40% et 45%, indiquant d'autres problèmes de régulation.

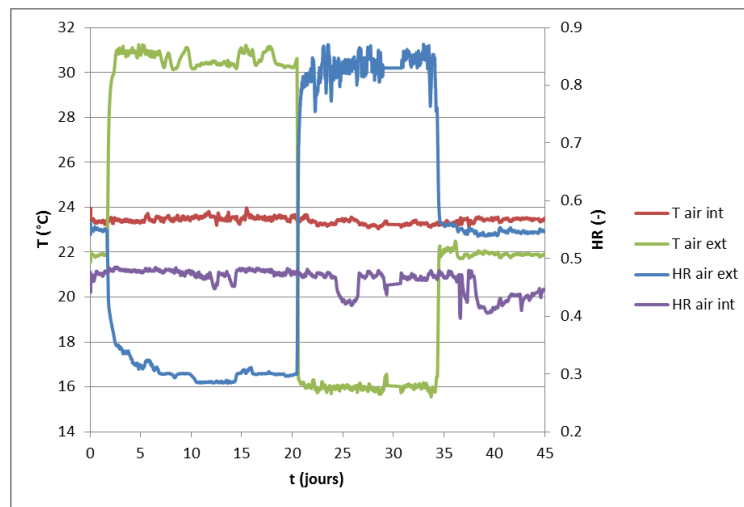


Figure IV-32 : Conditions expérimentales de température et d'humidité relative

Les mesures d'humidité relative et de température dans la paroi sont tracées sur la Figure IV-33. Les températures dans la paroi atteignent rapidement un régime quasi-stationnaire après un changement de consigne. Les humidités relatives mesurées à 0cm, 5cm et 18cm conservent des valeurs proches de l'humidité relative de l'air intérieur, soit $48 \pm 5\%$. Celles mesurées à 29cm et 36cm suivent les mêmes variations que celles imposées à l'air extérieur. Nous observons à 18 et 29cm une chute d'environ 3-4% à 20 jours, lors de la transition entre les phases de désorption et de sorption. Cette chute est trop rapide pour être due aux transferts de masse en surface, et peut être liée aux effets de la température sur les isothermes de sorption comme vu en IV.2.2.

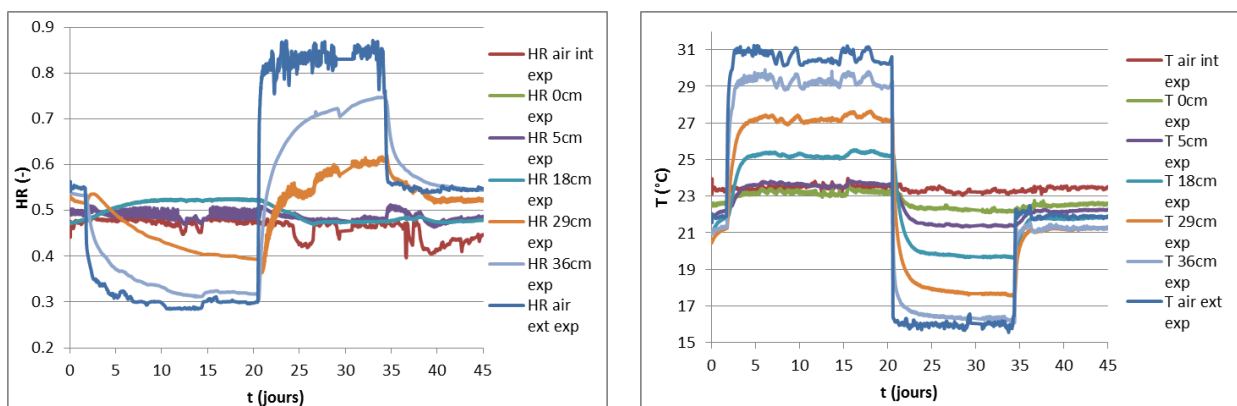


Figure IV-33 : Humidité relative et température mesurées

Les variations d'humidité relative à 29cm sont comparées pour les essais sur la paroi monocouche et la paroi multicouche, sur la Figure IV-34. Nous vérifions que les conditions d'humidité extérieure sont proches à $\pm 5\%$ dans les deux cas, car les expérimentations suivant le même protocole. La phase de désorption entraîne une variation de HR à 29cm égale à 14% en l'absence d'enduit et 12% avec enduit, tandis que la phase d'adsorption entraîne une

variation égale à 25% en l'absence d'enduit et 21% avec enduit. L'amplitude plus faible en présence d'enduit est à attribuer à la faible diffusivité hydrique des enduits extérieurs.

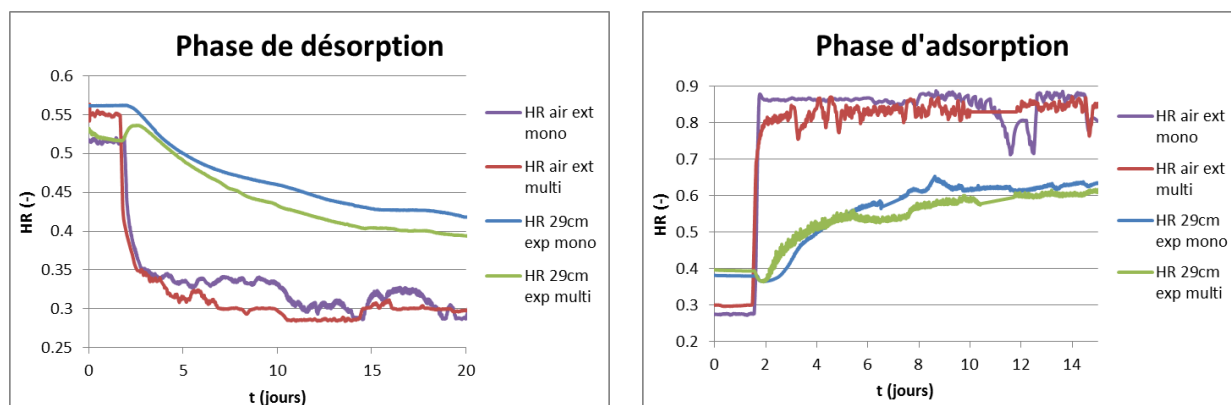


Figure IV-34 : Humidité relative mesurée à 29cm dans les parois monocouche et multicouche

IV.3.2.2 Confrontation entre simulation et expérience

La simulation est effectuée avec les pas de temps et maillages indiqués dans le Tableau IV-10. Les facteurs de résistance à la diffusion de la vapeur utilisés pour les matériaux sont rappelés dans le Tableau IV-11.

Pas de temps	Maillage béton de chanvre	Maillage enduit dégrossi	Maillage enduit finition
600s	100	10	10

Tableau IV-10 : Pas de temps et maillage

Béton de chanvre	Enduit sable-chaux intérieur dégrossi	Enduit chanvre-chaux intérieur finition	Enduit sable-chaux extérieur dégrossi	Enduit sable-chaux extérieur finition
5	16	10	16	16

Tableau IV-11 : Facteurs de résistance à la diffusion de la vapeur des matériaux

Les profils initiaux d'humidité relative, teneur en eau, température et pression de vapeur initiaux dans la paroi sont tracés sur la Figure IV-35, et nous observons que le profil de pression de vapeur n'est pas linéaire, et que la séquence ne commence donc pas en régime permanent.

A nouveau, les teneurs en eau initiales de chaque couche de la paroi ne sont pas connues, mais peuvent être estimées a priori. Avant cette séquence de mesures, l'humidité relative mesurée dans le béton de chanvre a atteint une valeur minimale de 40% pour les points de mesure à 0cm, 5cm, 18cm et 29cm, et 30% à 36cm. Suivant le même raisonnement que pour la paroi non-enduite, la teneur en eau initiale retenue pour le béton de chanvre et les enduits intérieurs est donc la même que pour la paroi non-enduite, à savoir $W_{init} = W_{ad,prim40\%}(HR_{init})$. La teneur en eau initiale prises pour les enduits extérieurs vaut $W_{init} = W_{ad,prim30\%}(HR_{init})$. La position relative des teneurs en eau initiales aux isothermes de sorption-désorption est tracée pour chaque matériau sur la Figure IV-36.

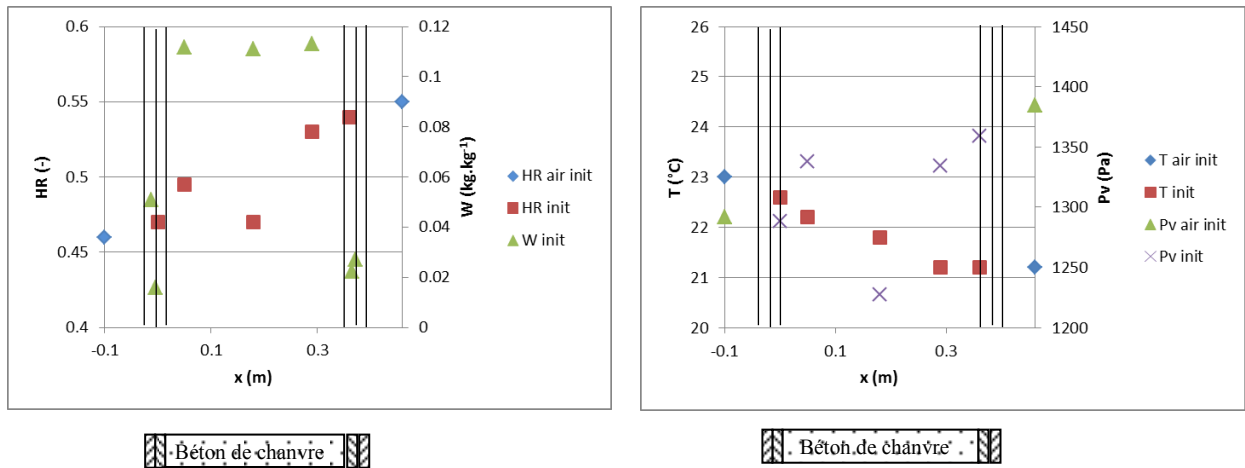


Figure IV-35 : Profils initiaux d'humidité relative, teneur en eau, température et pression de vapeur

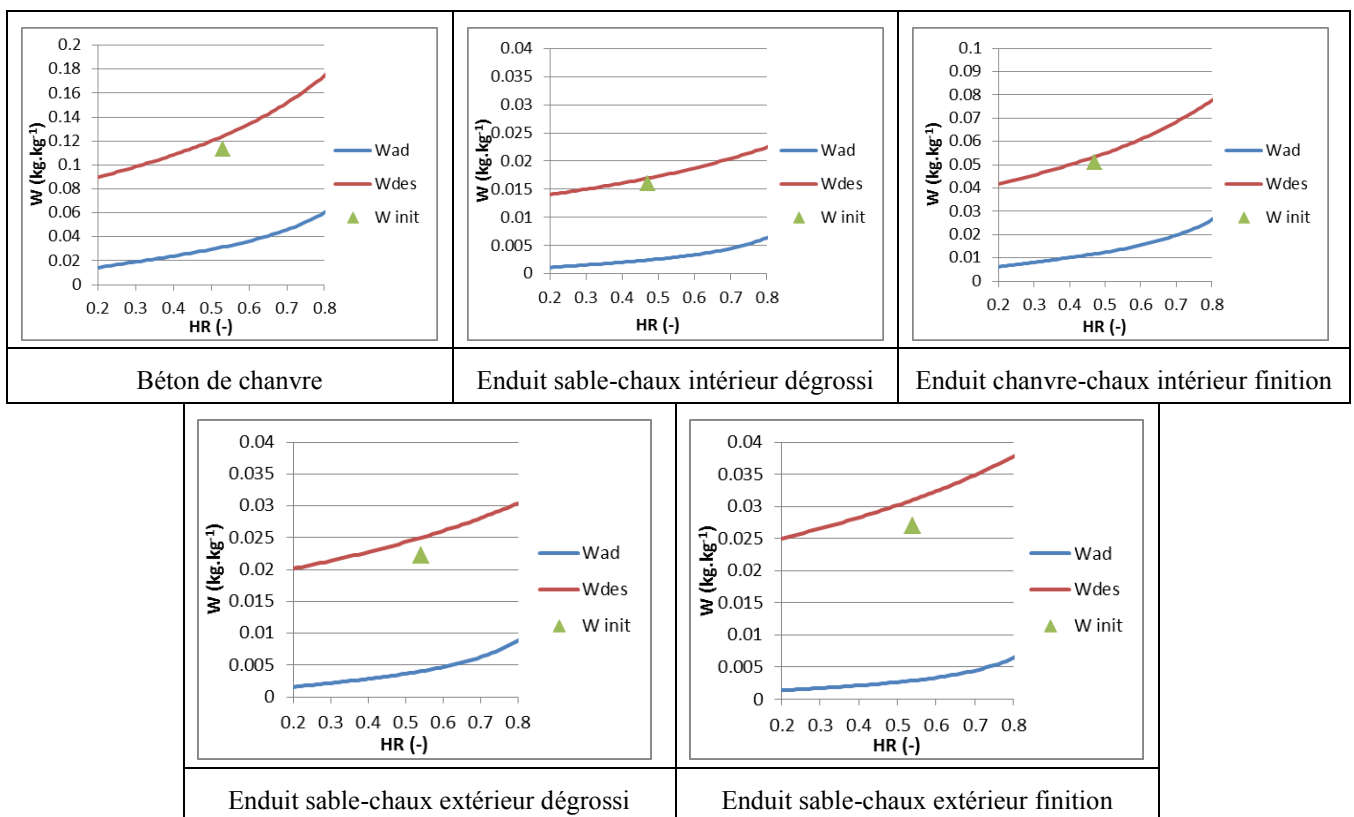


Figure IV-36 : Teneurs en eau initiales des matériaux

La Figure IV-37 présente les valeurs simulées de l'humidité relative et de la température au sein de la paroi. L'humidité relative calculée en $x=0\text{cm}$ et 5cm varie peu et reste en accord avec les mesures. L'amplitude des variations d'humidité relative du côté extérieur ($x=18\text{cm}$, 29cm et 36cm) est inférieure aux valeurs mesurées, avec un écart supérieur aux incertitudes de mesure. Le pic d'amplitude négative à 18cm et 29cm à 20 jours n'est pas reproduit, ce qui confirme l'hypothèse d'une variation d'humidité relative liée à la température et non prise en compte par le modèle.

Les températures simulées à 0, 5 et 36 cm correspondent aux mesures, mais celles à 18 et 29cm présentent un écart durant la première phase de désorption, qui disparaît durant les phases suivantes d'adsorption et de désorption.

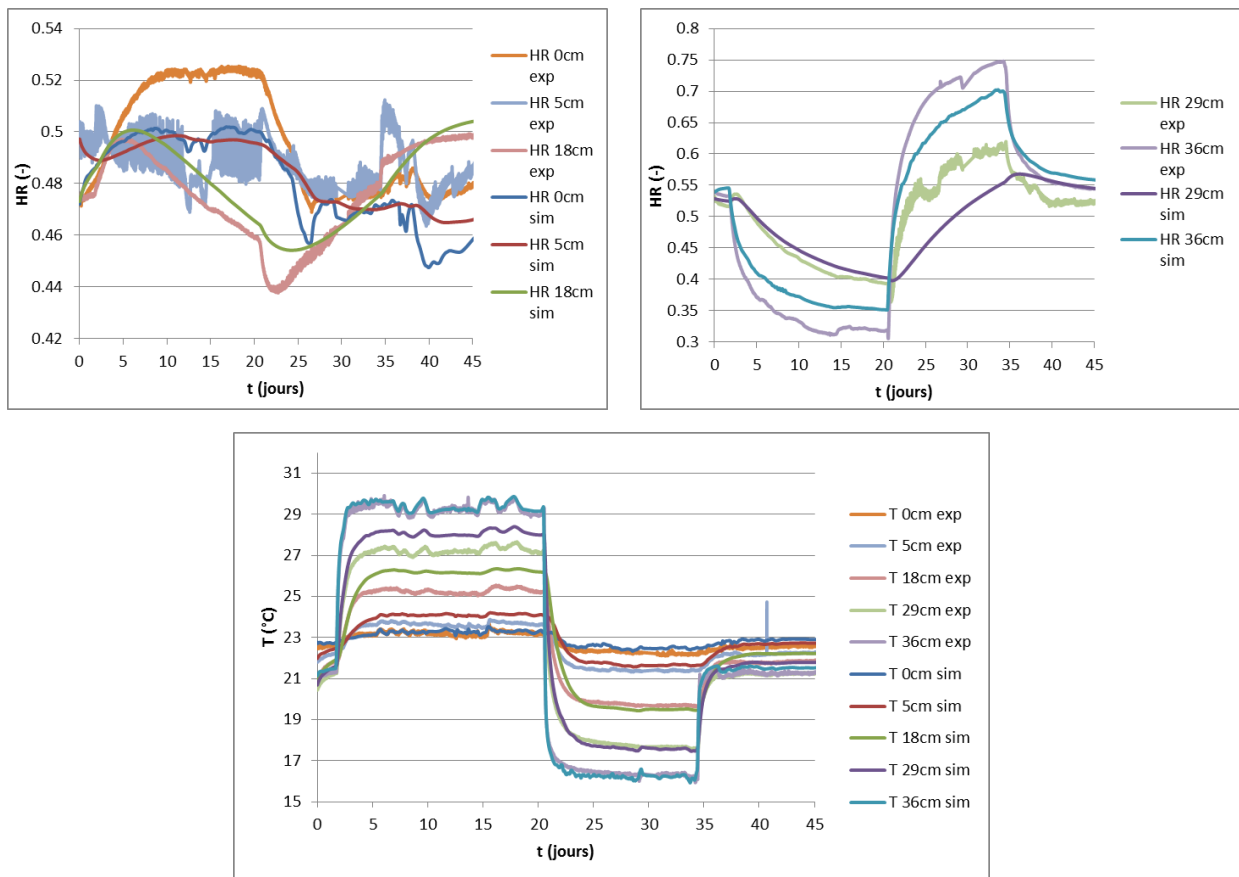


Figure IV-37 : Humidité relative et température simulées et mesurées

Les profils d'humidité relative et de température calculés juste avant les transitions entre les différentes phases (20 jours, 34 jours et 45 jours) sont tracés sur la Figure IV-38. Les valeurs mesurées sont également reportées. Les profils d'humidités relatives simulés sont inférieurs aux mesures pour 29cm et 36cm à 34 jours, ce qui confirme que les transferts de masse du côté extérieur ne sont pas modélisés de façon adéquate. Les profils mesurés de température sont quasiment linéaires, et les profils simulés montrent une correspondance satisfaisante.

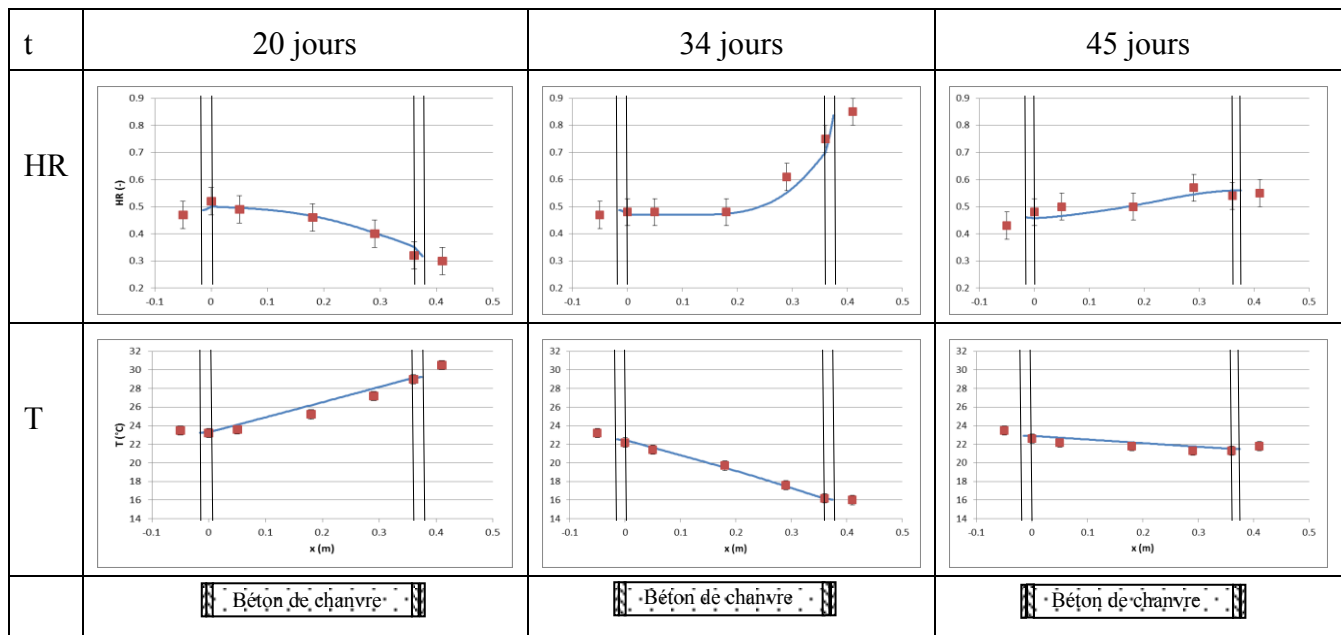


Figure IV-38 : Profils d'humidité relative et de température à 20, 34, et 45 jours

IV.3.2.3 Etudes de sensibilité

Coefficient de convection

Des simulations sont menées en prenant $h_c=3 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$ et $h_c=7 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{K}^{-1}$. L'annexe A.4.2.1 montre que le coefficient h_c n'a pas d'impact visible sur l'humidité relative et la température simulées à 36cm.

Epaisseur d'enduit dégrossi

La Figure IV-39 montre l'impact d'une variation de $\pm 5\text{mm}$ de l'épaisseur d'enduit dégrossi extérieur sur les humidités relatives simulées. Cette incertitude induit un écart de $\pm 2\%$ à 29cm et $\pm 4\%$ à 36cm, avec un effet plus important pour une épaisseur de 5mm qui est suffisant pour compenser l'écart avec les mesures.

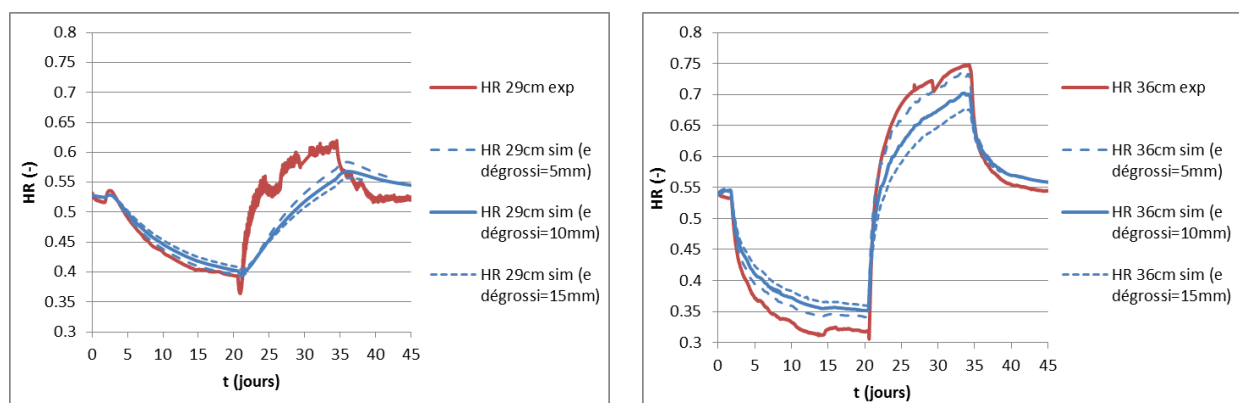


Figure IV-39 : Influence de l'épaisseur d'enduit dégrossi extérieur sur l'humidité relative simulée

Nous observons sur la Figure IV-40 l'impact d'une modification du facteur de résistance μ de l'enduit extérieur dégrossi pour une épaisseur de 10mm. Une variation de μ entre 12 et 20

entraîne une variation de $\pm 1\%$ à l'humidité relative à 36cm, et n'a pas d'impact visible sur l'humidité relative à 29cm ni aux abscisses inférieures.

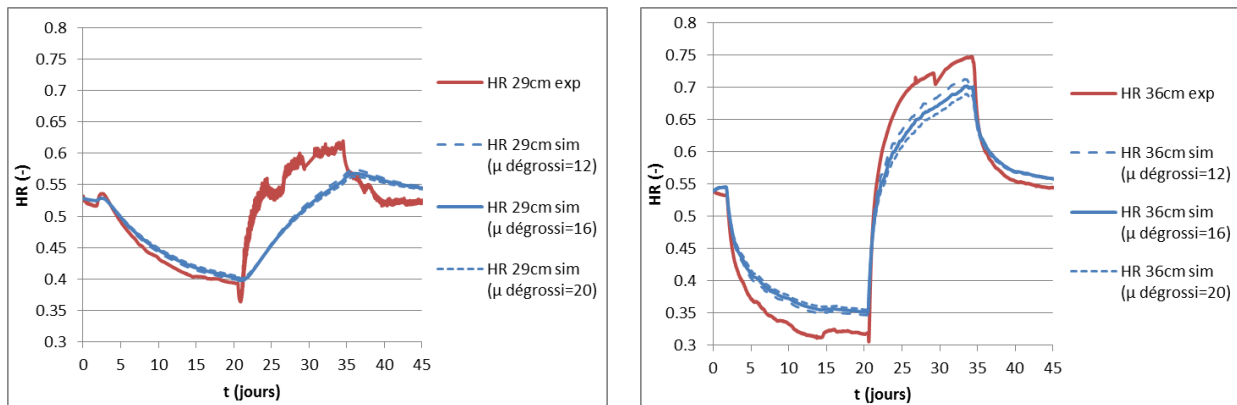


Figure IV-40 : Influence du facteur de résistance à la diffusion de l'enduit dégrossi extérieur sur l'humidité relative simulée

IV.3.3 Etude d'une séquence hivernale

Afin d'évaluer l'impact d'une température extérieure basse sur la paroi, la séquence de mesures hivernale est pratiquée immédiatement après celle étudiée en IV.3.2, avec les conditions extérieures présentées dans le Tableau IV-9. Nous la nommons «Séquence hivernale n°1».

IV.3.3.1 Relevés expérimentaux (Séquence hivernale n°1)

Les conditions expérimentales mesurées dans les ambiances sont données sur la Figure IV-41. Nous observons que la température de l'air extérieur est en moyenne proche de la consigne à 0°C durant les trois premiers jours, mais présente de nombreux pics d'amplitude très importante, de l'ordre de 7°C dus à des cycles de dégivrage. Durant les quatre jours suivants, les températures présentent une oscillation autour d'une valeur de 5°C avec une amplitude de $\pm 5^{\circ}\text{C}$, la régulation en température est donc moins fonctionnelle. Des oscillations similaires sont présentes dans l'humidité relative de l'air extérieur, avec une valeur moyenne de 52% et des pics d'une amplitude de 15% dus à ces mêmes cycles de dégivrage. La température de l'air intérieur a une moyenne de $23,2^{\circ}\text{C}$ avec des variations de $\pm 0,4^{\circ}\text{C}$, en conformité avec la valeur fixée. Cependant, la consigne d'humidité relative intérieure à 50% n'est pas respectée, avec plusieurs chutes à 20% sur de longues périodes, indiquant un dysfonctionnement soit du capteur d'humidité relative, soit de la régulation.

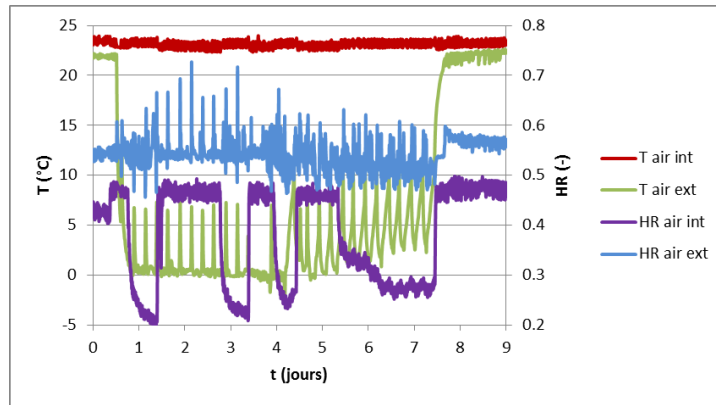


Figure IV-41 : Conditions expérimentales de température et d'humidité relative

Les mesures d'humidité relative et de température dans la paroi sont tracées sur la Figure IV-42. Les mesures à 5cm au-delà de 3 jours et à 29cm sur l'ensemble de la séquence sont inexploitable, en raison d'un bruit de mesure trop important. L'humidité relative à 0cm et 5cm suit les mêmes variations que l'humidité intérieure, ce qui indique qu'il ne s'agit pas d'un problème métrologique et que ces chutes d'humidité relative ont réellement lieu. L'humidité relative à 36cm reste proche de la valeur de l'humidité extérieure, avec un léger pic de désorption lors de la chute de température et un pic d'adsorption lorsque la température remonte. La température à 36cm suit les mêmes variations que la température extérieure, confortant l'hypothèse que ces fluctuations ne sont pas dues à un problème du capteur de l'air extérieur. La température à 0cm et 5cm reste proche de la température intérieure, et la température à 18cm chute jusqu'à atteindre un régime quasi-stationnaire à 4 jours, avant de suivre les mêmes variations que la température extérieure avec une amplitude amoindrie.

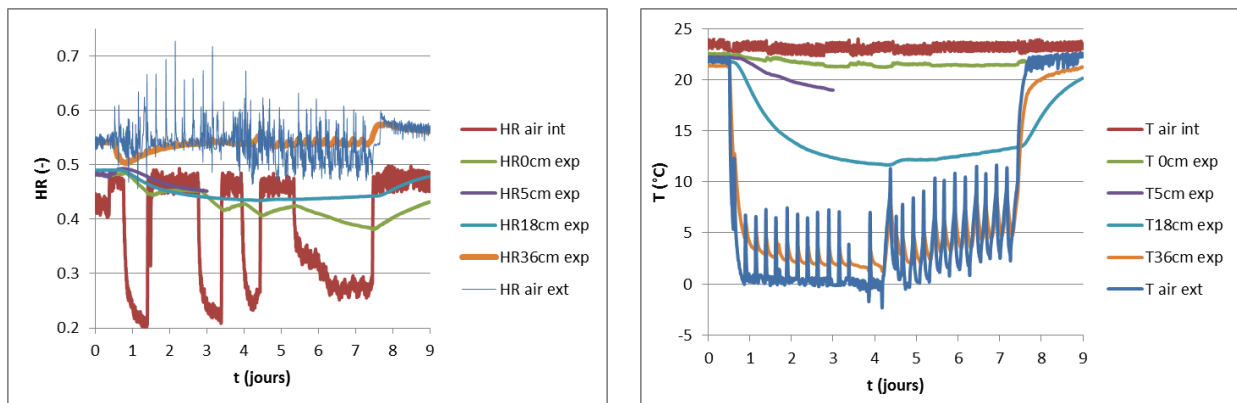


Figure IV-42 : Humidité relative et température mesurées

IV.3.3.2 Confrontation entre simulation et expérience

La simulation est effectuée avec les mêmes paramètres de calcul et les mêmes propriétés des matériaux que dans la partie IV.3.2.2 (Tableau IV-10 et Tableau IV-11).

Les profils initiaux d'humidité relative, teneur en eau, température et pression de vapeur dans la paroi sont tracés sur la Figure IV-43, et nous observons que si le profil de température est

linéaire, ce n'est pas le cas du profil de pression de vapeur. La séquence ne commence donc pas en régime permanent.

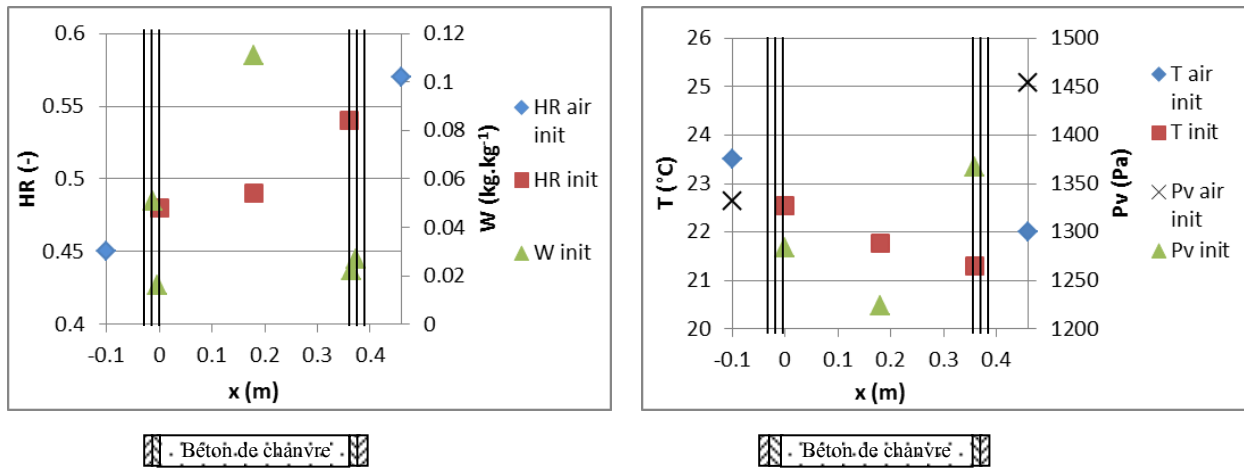


Figure IV-43 : Profils initiaux d'humidité relative, teneur en eau, température et pression de vapeur

La Figure IV-44 montre les valeurs simulées de l'humidité relative et de la température dans la paroi. L'humidité relative simulée à 0cm et 5cm est proche des mesures, car la température y varie peu et les variations d'humidité relative de la paroi sont dues à celles de l'air intérieur. L'humidité relative simulée à 18 cm ne reproduit pas la baisse observée sur les mesures, qui se produit dès les premières heures alors que les transferts de masse n'ont pas pu s'établir au coeur de la paroi. L'humidité relative simulée à 36cm présente à chaque variation de température des pics de direction opposée à ceux des mesures, car la chute d'humidité relative associée à celle de la température près de la surface extérieure n'est pas modélisée. Les températures simulées à 0 et 36cm suivent les valeurs mesurées, mais la température à 18cm présente un retard du vraisemblablement à une sous-estimation de la diffusivité thermique.

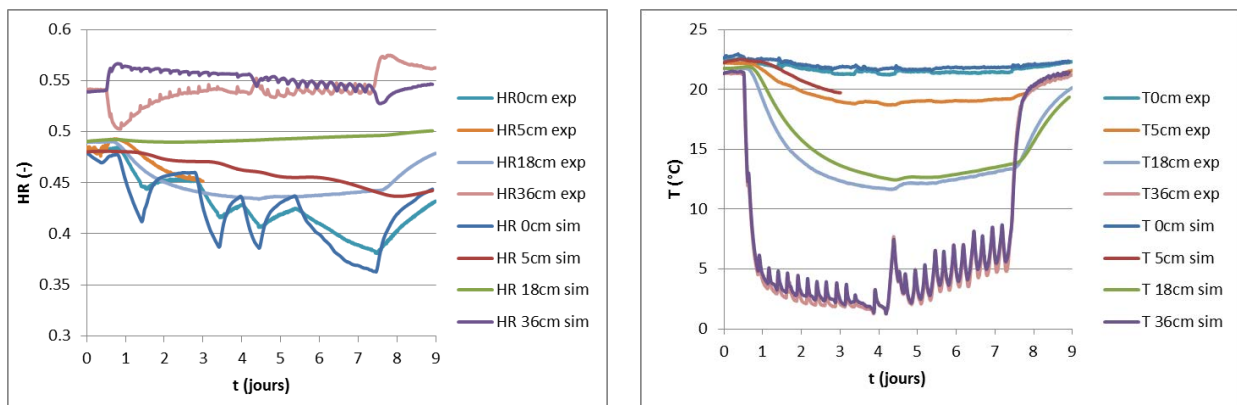


Figure IV-44 : Humidité relative et température simulées

Les profils d'humidité relative, de température et de pression de vapeur simulés et mesurés à 4 jours sont tracés sur la Figure IV-45. Le profil mesuré de température est linéaire, et le profil simulé montre une correspondance satisfaisante. Cependant, la pression de vapeur mesurée à 18cm est passée d'une valeur initiale de 1220 Pa à 600 Pa, inférieure à celle

correspondant à un profil linéaire. L'humidité relative est correctement simulée à 0cm et 36cm, mais pas à 18cm, ce qui confirme l'écart observé sur la pression relative.

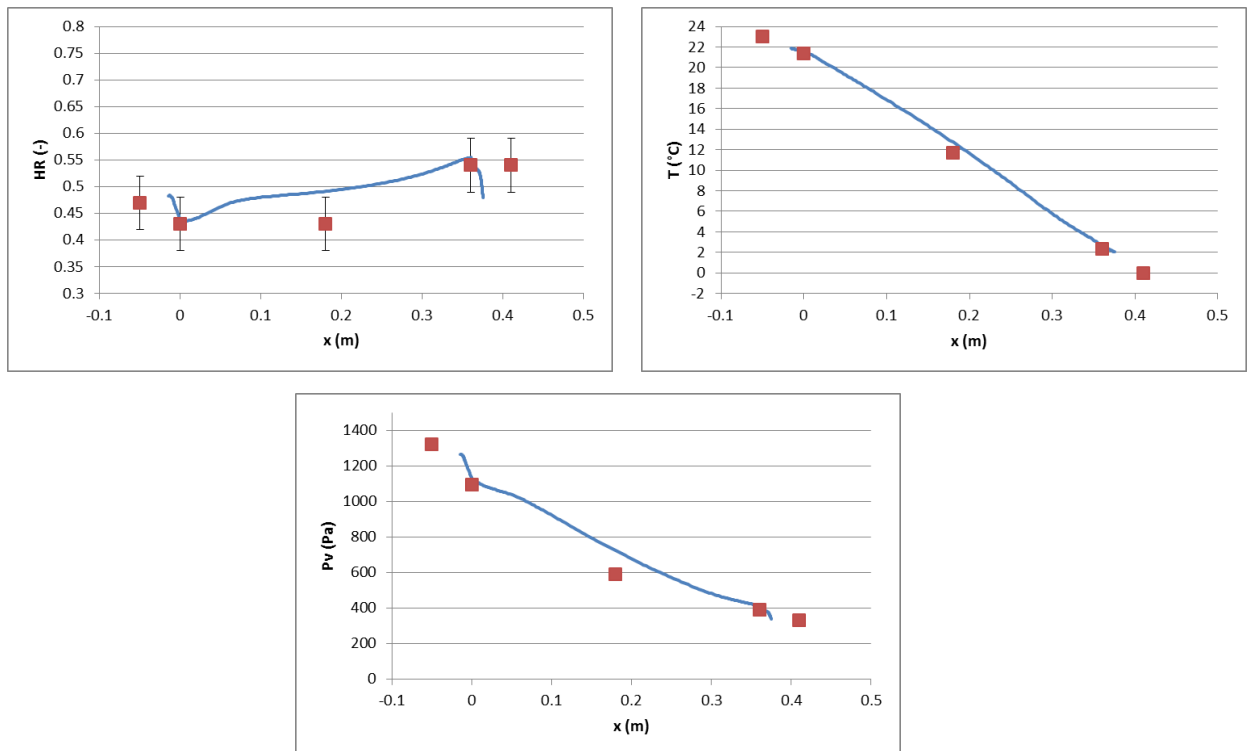


Figure IV-45 : Profils d'humidité relative, température et pression de vapeur à 4 jours

IV.3.3.3 Relevés expérimentaux (Séquences hivernales n°2 et 3)

Afin de s'assurer que la chute d'humidité relative observée à 18cm est reproductible, deux expériences complémentaires sont réalisées selon le même protocole. Nous les nommons «Séquences hivernales n°2 et 3 ».

Les conditions expérimentales mesurées pour les ambiances de la séquence hivernale n°2 sont données sur la Figure IV-46. La température de l'air intérieur a une moyenne de 22°C, inférieure à la consigne, avec des variations de $\pm 1^\circ\text{C}$. La température de l'air extérieur est en moyenne proche de la consigne à 0°C avec des pics d'une amplitude de 3 °C, dus comme pour l'essai n°1 à des cycles de dégivrage. Des oscillations similaires sont présentes dans l'humidité relative de l'air extérieur, avec une valeur moyenne de 45% avant le 6^{ème} jours et 55% après le 6^{ème} jours. Comme pour l'essai en température basse n°1, la consigne d'humidité relative intérieure à 50% n'est pas respectée, avec plusieurs chutes à 20% indiquant un problème de régulation.

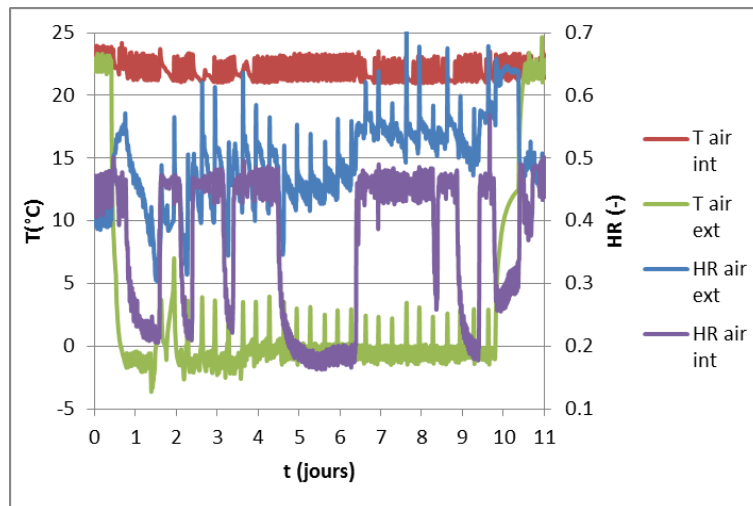


Figure IV-46 : Humidité relative et température de l'air intérieur et extérieur

Les mesures d'humidité relative et de température dans la paroi sont tracées sur la Figure IV-47. Les mesures à 29cm sur l'ensemble de la séquence sont inexploitables, en raison d'un bruit de mesure trop important. L'humidité relative à 0cm suit les variations de l'humidité relative intérieure. Nous observons à 5cm et 18cm une chute d'humidité relative dès les premières heures, similaire à celle constatée sur la séquence hivernale n°1. L'humidité relative à 36cm chute de façon synchronisée avec la baisse de température extérieure, alors que l'humidité relative extérieure ne varie pas, ce qui indique que ce pic est dû à la variation de température à 36cm. Les températures dans le matériau suivent les variations de la température extérieure, avec un régime quasi-stationnaire atteint à 4 jours.

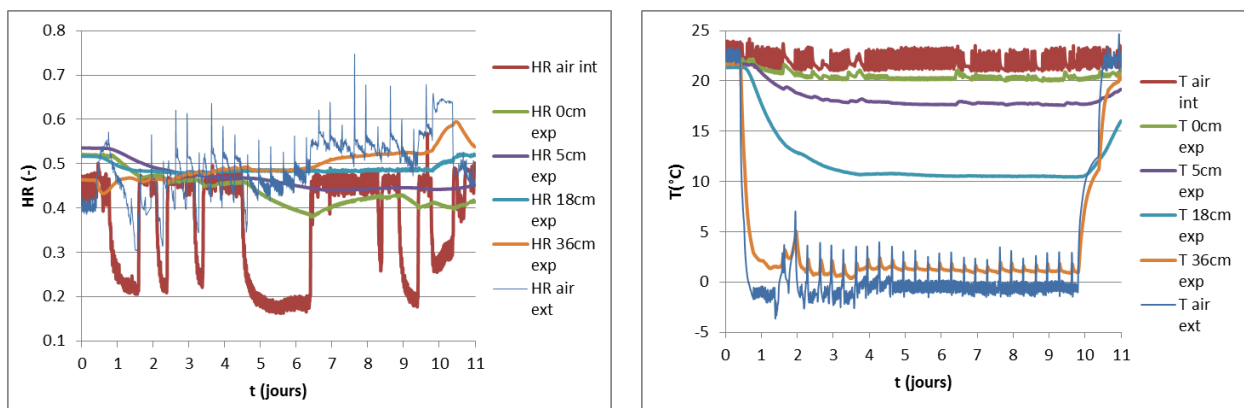


Figure IV-47 : Humidité relative et température mesurées

Les conditions expérimentales mesurées pour les ambiances de l'essai en température basse n°3 sont données sur la Figure IV-48. L'air extérieur est préalablement fixé à 23°C et 30% d'humidité relative durant 7 jours pour déshumidifier l'air, et l'air intérieur à 23°C et 50%. Durant les mesures, la température de l'air extérieure est baissée à 0°C et l'humidité relative est augmentée à 50% durant 3 jours. Nous observons que la température de l'air intérieur a une moyenne de 24°C, supérieure à la consigne, et présente des variations de l'ordre de $\pm 0,5^\circ\text{C}$. La température de l'air extérieur a une valeur initiale de 22°C, inférieure à la

consigne. Durant la phase de refroidissement, elle est en moyenne proche de la consigne à 0°C mais présente des pics d'une amplitude de 5°C dus aux cycles de dégivrage. Il en est de même pour l'humidité relative extérieure, qui présente des oscillations d'une amplitude de 15%. L'humidité intérieure n'est pas constante à 50% et présente des chutes à 30%, similaires à celles observables dans l'essai en température basse n°1, qui indiquent une régulation dysfonctionnelle.

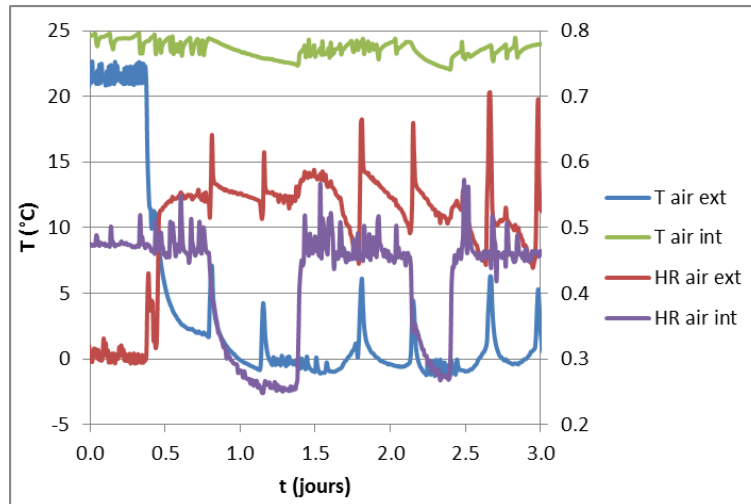


Figure IV-48 : Humidité relative et température de l'air intérieur et extérieur

Les mesures d'humidité relative et de température dans la paroi sont tracées sur la Figure IV-49. Les mesures à 36cm sont inexploitable, en raison d'un bruit de mesure trop important. L'humidité relative à 0cm est proche de celle de l'air intérieur, et celle à 5cm varie peu de sa valeur initiale. Nous observons à 18cm une baisse d'humidité relative semblable à celle des essais en température basse n°1 et 2, ainsi qu'une baisse semblable à 29cm alors que l'humidité relative extérieure augmente. Les températures dans le matériau suivent les variations de la température extérieure, avec un régime quasi-stationnaire atteint à 3 jours.

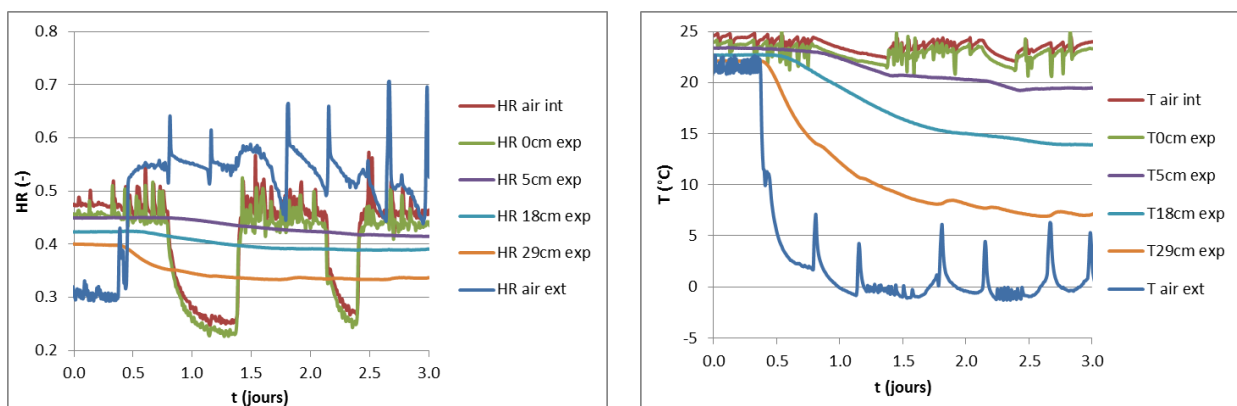


Figure IV-49 : Humidité relative et température mesurées

Ces trois essais en température basse ont permis d'identifier un phénomène répétable : l'humidité relative près de la surface extérieure décroît avec la température, indépendamment des transferts de masse. Outre l'hypothèse de l'influence de la température sur les isothermes

présentée en IV.2.2, des études de sensibilité sont menées sur la séquence hivernale n°1 pour reproduire ce phénomène.

IV.3.3.4 Etudes de sensibilité (Séquence hivernale n°1)

Sensibilité à la position des capteurs

Les humidités relatives simulées à 36cm ±3mm sont tracées sur la Figure IV-50. La chute de température de l'air extérieur se traduit par une diminution d'humidité relative du côté de l'enduit, et une augmentation d'humidité relative du côté du béton. Cette incertitude ne suffit cependant pas à justifier le fait que le pic négatif d'humidité relative simulée est de faible amplitude comparé à celui mesuré.

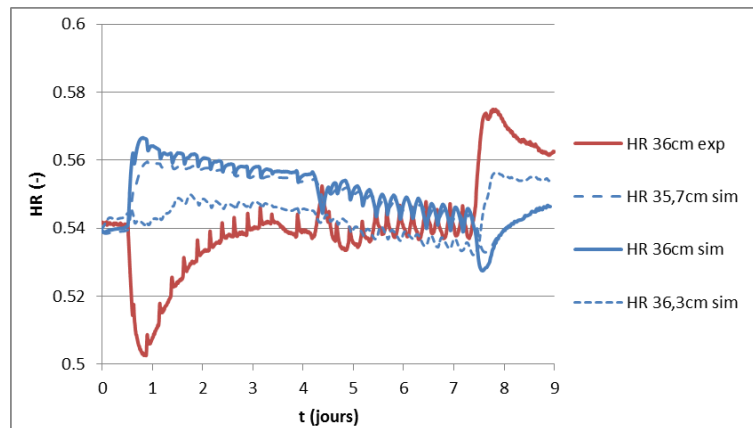


Figure IV-50 : Influence de la position du capteur sur l'humidité relative simulée

Nous nous intéressons à l'application de la formule de Poyet vue en IV.2.2 pour déterminer la variation d'humidité relative à 18cm due à la variation de température de 22°C à 12°C. Les conditions suivantes sont retenues : $T=12^{\circ}\text{C}$, $T_{\text{réf}}=22^{\circ}\text{C}$, $W=0,111 \text{ kg}\cdot\text{kg}^{-1}$, $HR(T_{\text{réf}},W)=0,49$ et $Q_{\text{st}}(W_{\text{ad}}(HR(T_{\text{réf}},W)))=64,8\cdot 10^3 \text{ J}\cdot\text{mol}^{-1}$.

La détermination de $Q_{\text{st}}(W)$ pour un matériau donné nécessite la connaissance des isothermes de sorption-désorption mesurés à plusieurs températures, dont nous ne disposons pas pour les matériaux utilisés dans cette paroi. La Figure IV-51 présente la chaleur isostérique $Q_{\text{st}}(W_{\text{ad}})$ du béton de chanvre Easy-Chanvre estimée par Aït Ouméziane (2013) sur la courbe d'adsorption.

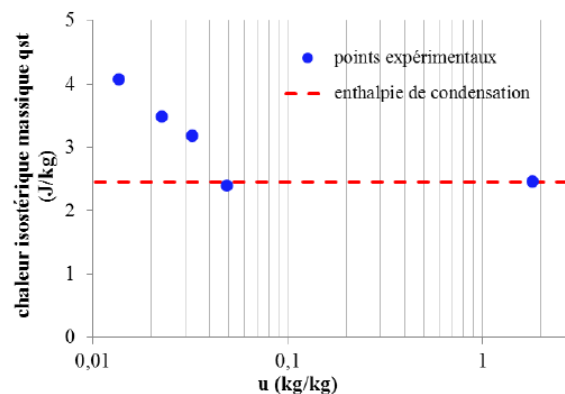


Figure IV-51 : Chaleur isostérique du béton de chanvre (Aït Ouméziane 2013)

Les résultats sont donnés dans le Tableau IV-12. Nous observons que la baisse d'humidité relative calculée avec la relation de Poyet est surestimée en comparaison avec la baisse expérimentale. Cela peut être expliqué par plusieurs facteurs :

- La chaleur isostérique est difficile à estimer précisément pour des teneurs en eau faibles (Poyet et al. 2009).
- La chaleur isostérique a été calculée par Aït Ouméziane sur une isotherme d'adsorption principale, or la teneur en eau considérée est davantage proche de la courbe de désorption principale.
- La chaleur isostérique est fonction du matériau, or il s'agit ici d'un béton moulé, dont les propriétés hydriques diffèrent du béton de chanvre projeté utilisé dans cette étude.

HR init exp	T init exp	HR 4 jours exp	T 4 jours exp	HR 4 jours calculée avec Poyet
49%	22°C	43%	12°C	37%

Tableau IV-12 : Variation mesurée et simulée d'humidité relative à 18cm

Néanmoins, ce phénomène permet d'expliquer la chute d'humidité relative au cœur de la paroi en fonction de la température, et un raisonnement similaire peut être appliqué à la chute d'humidité relative à 36cm. Il permet également d'expliquer les variations d'humidité relative dans la paroi lors d'un brusque changement de température, observées en IV.2.1, IV.3.2.1, IV.3.3.1 et IV.3.3.3. Etant donné que nous ne disposons pas des chaleurs isostériques nécessaires à ce calcul, et que les modèles d'isothermes de sorption-désorption et d'hystérésis retenus ne permettent pas de prendre cette variation en compte, il s'agit d'une piste importante à explorer pour des modélisations futures.

IV.4 Conclusion

Ce chapitre a porté sur l'étude du comportement hygrothermique d'une paroi de bâtiment. Dans un premier temps, on a constaté un bon accord entre les données simulées et mesurées dans le cas d'une paroi non-enduite soumise à des variations de température et d'humidité relative. Cependant, les résultats numériques sont fortement impactés par la teneur en eau initiale. Dans un second temps, le comportement hygrothermique d'un échantillon multicouche a été modélisé et nous avons observé que la présence d'enduits amoindrit les transferts hydriques. On a noté une forte influence de l'épaisseur des couches d'enduit sur les résultats numériques. Enfin, la comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques sur la paroi enduite a montré une adéquation satisfaisante pour des essais en conditions estivales. En revanche, pour des essais en conditions hivernales, on a constaté des écarts sur les humidités relatives dans la paroi. Ces derniers pourraient être corrigés en prenant en compte l'influence de la température sur les propriétés hydriques des matériaux.

CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES

Les travaux menés au sein de cette thèse ont permis de décrire et d'analyser le comportement hygrothermique de matériaux hygroscopiques (avec d'une part des matériaux biosourcés à base de chanvre fortement hygroscopiques, et d'autre part des enduits à base de sable faiblement hygroscopique) et d'étendre l'étude au niveau d'une paroi multicouche de bâtiment.

Le chapitre 1 a permis de définir les caractéristiques principales d'un matériau poreux, mais également d'introduire la notion d'isotherme de sorption, auquel peut être associé différents modèles (Langmuir, BET et GAB...). Cet état de l'art a mis en évidence la nécessité de différencier les isothermes d'adsorption et de désorption principale, et d'introduire des modèles d'hystérésis pour toute teneur en eau intermédiaire. Ces derniers ont nécessité d'explicitier la notion de principe de fermeture. Dans un second temps, l'analyse des différents phénomènes physiques entraînant des transferts d'eau dans un matériau poreux a mis en évidence que les équations de conservation de la masse et de l'énergie peuvent être établies en fonction de différentes variables. Toutefois, il est important de noter que le recours à un nombre croissant de variables nécessite la connaissance de propriétés qui ne sont pas simples à mesurer ou qui sont entachées d'une incertitude relativement grande en particulier lorsqu'il s'agit de matériaux biosourcés. Une démarche de modélisation doit donc intégrer cette réflexion d'autant plus qu'une paroi de bâtiment est soumise à des sollicitations complexes : convection, rayonnement, condensation/évaporation, pluie,...

Le chapitre 2, consacré à l'élaboration d'un modèle 1D de transfert de masse et de chaleur applicable à une paroi de bâtiment, a permis d'évaluer les approches de Mualem et de Pedersen pour prendre en compte l'hystérésis de teneur en eau. Les équations ont été implémentées à l'aide du logiciel COMSOL Multiphysics® et testées sur une paroi en béton cellulaire soumise à des variations extérieures de température et d'humidité relative. Des études de sensibilité ont permis d'appréhender l'influence de différents phénomènes sur la simulation des transferts de chaleur et de masse et, *in fine*, de simplifier le modèle.

Le chapitre 3 a porté sur l'étude du comportement hygrothermique d'échantillons de matériaux poreux hygroscopiques soumis à des variations d'humidité relative, en régime quasi-stationnaire ainsi qu'en régime transitoire lors de l'analyse de cycles rapides de sorption-désorption définis selon le protocole NORDTEST. Les mesures ont mis en évidence des variations de température associées aux phénomènes de changement de phase dans le matériau. Les valeurs simulées d'humidité relative, teneur en eau et température obtenues avec le modèle numérique sont en adéquation avec les mesures. Les études de sensibilité ont révélé une forte influence sur les résultats de la capacité hydrique et du facteur de résistance à la diffusion de la vapeur, deux paramètres qui présentent un écart-type important lors de leur détermination expérimentale. Les incertitudes de mesure sur les conditions aux limites ont également entraîné des variations importantes sur les simulations, montrant ainsi la nécessité d'un contrôle précis des conditions d'air extérieur. Enfin, la comparaison des deux

modèles d'hystérésis a abouti à la conservation du modèle de Mualem, celui de Pedersen n'offrant pas une précision satisfaisante pour de multiples cycles de sorption-désorption.

Le chapitre 4 a été dédié à l'étude du comportement hygrothermique d'une paroi en béton de chanvre. Une première étude menée sur la paroi sans enduits a révélé des variations importantes d'humidité relative et de température dans le matériau, correctement prédites par le modèle. La deuxième partie de ce chapitre a concerné la paroi enduite de deux couches de matériaux sur chaque face. Une étude préalable à température d'air constante sur un échantillon de la paroi avec enduits a permis d'observer que les variations d'humidité relative dans le béton sont moindres en présence d'enduits, ce qui confirme leur rôle dans la réduction des transferts hydriques. Les simulations à l'échelle de la paroi pour des conditions d'air variables ont montré une bonne prédiction des champs de température et d'humidité au sein des matériaux lorsqu'ils sont soumis à des conditions estivales. En revanche, le modèle n'a pas permis de prédire correctement les variations d'humidité relative observée en conditions hivernales.

Les conclusions tirées de ces travaux ouvrent de multiples pistes de réflexion pour des études futures. En effet, pour disposer d'un outil de simulation dédié à la prédiction des champs de température et de pression de vapeur dans une paroi multicouche, il s'avère nécessaire de prendre en compte d'une façon plus approfondie la dynamique des phénomènes et l'impact de la température.

En ce qui concerne la dynamique des phénomènes, les résultats ont montré que le modèle n'a pas pu reproduire les variations d'humidité relative lorsque le matériau est sollicité brusquement. Trois voies sont envisagées pour améliorer cette description. La première consiste à affiner la prédiction du lien entre teneur en eau et humidité relative. Actuellement, la capacité hydrique est calculée à partir des isothermes de teneur en eau mesurées en régime permanent. Or, récemment, Scheffler et Plagge (2011) ont mesuré localement l'humidité relative à l'aide de thermohygromètre et la teneur en eau à l'aide de sonde TDR dans un matériau soumis à des conditions variables. Leurs résultats montrent en particulier que les courbes de sorption mesurées en régime dynamique diffèrent fortement de celles mesurées en régime statique. L'implémentation de ces données dynamiques doit permettre d'améliorer les simulations. Sur la base de ces observations, ils proposent d'améliorer la modélisation de phénomènes en s'écartant de l'hypothèse d'un équilibre thermodynamique. Bien que complexe, cette piste pourrait apporter des éléments nouveaux à l'étude des transferts hygrothermiques dans les parois.

D'autre part, l'analyse des mesures a indiqué que des variations d'humidité relative au sein du matériau pouvaient être corrélées à des variations de températures. Dès lors, il s'avère indispensable de compléter les bases de données des caractéristiques des propriétés hygrothermiques et, en particulier, de bien quantifier l'influence de la température sur les isothermes de sorption et les propriétés de transport. Ces données permettront alors de déterminer la chaleur isostérique des matériaux nécessaire à la modélisation des isothermes en

fonction de la température. Cette prise en compte de la température impliquera une ré-écriture de l'équation régissant le transfert d'humidité dans le matériau et un ajustement du modèle d'hystérésis.

Enfin, il s'avèrerait intéressant de progresser sur la modélisation de la paroi avec les ambiances intérieure et extérieure, et d'étendre la validation des modèles à des conditions d'usage plus réalistes (pluie, rayonnement solaire, vent, etc.).

BIBLIOGRAPHIE

- Abadie, M., J.P. Deblois, et N. Mendes. 2005. « A comparison exercise for calculating heat and moisture transfers using TRNSYS and PowerDomus ». In . Paris.
- Aït Ouméziane, Yacine. 2013. « Evaluation des performances hygrothermiques d'une paroi par simulation numérique : application aux parois en béton de chanvre ». Université Européenne de Bretagne.
- Aldaood, A., M. Bouasker, et M. Al-Mukhtar. 2014. « Impact of wetting–drying cycles on the microstructure and mechanical properties of lime-stabilized gypseous soils », *Engineering Geology*, 174: 11-21.
- Baroghel-Bouny, Véronique. 1994. « Caractérisation microstructurale et hydrique des pâtes de ciment et des bétons ordinaires et à très hautes performances ». ENPC.
- Barrett, E.P., L.G. Joyner, et P.P. Halenda. 1951. « The Determination of pore volume and area distributions in porous substances. I. Computations from nitrogen isotherms », *J. Am. Chem. Soc.*, , n° 73: 373-80.
- Belarbi, R., M. Qin, A. Aït-Mokhtar, et L-O. Nilsson. 2008. « Experimental and theoretical investigation of non-isothermal transfer in hygroscopic building materials » 43 (12): 2154-62.
- Bellini Da Cunha Neto, J-A. 1992. « Transport d'humidité en matériau poreux en présence d'un gradient de température. Caractérisation expérimentale d'un béton cellulaire ». Université de Grenoble.
- Besaire, Cédric. 2011. « Energie grise ». présenté à Maison de l'Habitat, CETE de Lyon.
- Bird, R.B., W.E. Stewart, et E.N. Lightfoot. 2006. *Transport Phenomena, Revised 2nd Edition*. John Wiley and Sons.
- Bouloc, P., S. Allegret, et L. Arnaud. 2006. *Le chanvre industriel : Production et utilisations*. France Agricole.
- Brunauer, S., P.H Emmet, et E. Teller. 1940. « Adsorption of gases in multimolecular layers », *Journal of the American Chemical Society*, 60: 309-19.
- Carmeliet, J., M.H.D De Wit, et H. Janssen. 2005. « Hysteresis and moisture buffering of wood ». présenté à 7th Nordic Symposium on Building Physics, Reykjavik, Islande.
- Cerezo, V. 2005. « Propriétés Mécaniques, Thermiques et Acoustiques d'un Matériau à Base de Particules Végétales: Approche Expérimentale et Modélisation Théorique ». ENTPE.
- Chamoin, J. 2013. « Optimisation des propriétés (physiques, hydriques et mécaniques) de bétons de chanvre par la maîtrise de la formulation ». INSA Rennes.
- Chen, R., et C.W.W. Ng. 2013. « Impact of wetting–drying cycles on hydro-mechanical behavior of an unsaturated compacted clay », *Applied Clay Science*, 86: 38-46.
- Colinart, T., et P. Glouannec. 2014. « Setting and Drying of Bio-Based Building Materials ». In *Drying and Wetting of Building Materials and Components*, 4:91-112. Building Pathology and Rehabilitation. J.M.P.Q Delgado.
- Colinart, T., P. Glouannec, et P. Chauvelon. 2012. « Influence of the setting process and the formulation on the drying of hemp concrete », *Construction and Building Materials*, 30: 372-80.

- Colinart, T., P. Glouannec, P. Chauvelon, P. Le Bideau, F. Collet, et C. Lanos. 2010. « Etude et modélisation du comportement thermo-hydrigue d'une paroi en béton de chanvre ». In *IBPSA*.
- Colinart, T., P. Glouannec, T. Pierre, et P. Chauvelon. 2013. « Experimental Study on the Hygrothermal Behavior of a Coated Sprayed Hemp Concrete Wall », *Buildings*, n° 3: 79-99.
- Colinart, T., T. Pierre, et P. Glouannec. 2012. « Étude expérimentale et numérique des caractéristiques thermiques d'une paroi multicouche de béton de chanvre ». In *SFT*.
- Collège International des Sciences de la Construction. 1982. *L'humidité dans le bâtiment*.
- Collet, F. 2004. « Caractérisation hydrique et thermique de matériaux de génie civil à faibles impacts environnementaux ». INSA Rennes.
- Collet, Florence, Julien Chamoin, Sylvie Pretot, et Christophe Lanos. 2013. « Comparison of the hygric behaviour of three hemp concretes », *Energy and Buildings*, 62: 294-303.
- Collet, F., et S. Pretot. 2014. « Thermal conductivity of hemp concretes: Variation with formulation, density and water content », *Construction and Building Materials*, 65: 612-19.
- Cook, R.A., et K.C. Hover. 1993. « Mercury porosimetry of cement-based materials and associated correction factors », *Construction and Building Materials*, 7 (4): 231-40.
- Crausse, P., J-P. Laurent, et B. Perrin. 1996. « Influence des phénomènes d'hystérésis sur les propriétés hydriques de matériaux poreux », *Rév Gén Therm*, 35: 95-106.
- Daïan, J-F. 2012. *Equilibre et transferts en milieux poreux*.
- De Freitas, V.P, V. Abrantes, et P. Crausse. 1996. « Moisture migration in building walls - analysis of the interface phenomena », *Building and Environment*, 31 (3): 99-108.
- Derluyn, H., D. Derome, J. Carmeliet, E. Stora, et R. Barbarulo. 2012. « Hysteretic moisture behavior of concrete: Modeling and analysis », *Cement and Concrete Research*, 42 (10): 1379-88.
- De Vries, D.A. 1958. « Simultaneous transfer of heat and moisture porous media », *Trans. Am. Geophys. Union*, 39: 909-16.
- Dos Santos, G.H. 2006. « Simultaneous heat and moisture transfer in soils combined with building simulation », *Energy and Buildings*, 38 (4): 303-14.
- Dubois, S., F. Lebeau, et A. Evrard. 2014. « Non-isothermal moisture balance equation in porous media: a review of mathematical formulations in Building Physics », *Biotechnology, Agronomy, Society and Environment*, 18 (3).
- El Diasty, R., P. Fazio, et I. Budaiwi. 1992. « Modelling of indoor air humidity: the dynamic behaviour within an enclosure », *Energy and Buildings*, 19 (1): 61-73.
- Eucken, A. 1940. « Allgemeine Gasetzmässigkeiten für das Wärmeleitvermögen verschiedener Stoffarten und Aggregatzustände », *Forschung*, 11 (1): 6-20.
- Evrard, Arnaud. 2008. « Transient hygrothermal behaviour of Lime-Hemp Materials ». Université Catholique de Louvain.
- Fang, L., G. Clausen, et P.O. Fanger. 2000. « Temperature and humidity: important factors for perception of air quality and for ventilation requirements », *ASHRAE Transactions*, 106 (2).
- Frandsen, H.L, S. Svensson, et L. Damkilde. 2007. « A hysteresis model suitable for numerical simulation of moisture content in wood », *Holzforschung*, 61: 175-81.

- Galbraith, G.H., J.S. Guo, R.C. McLean, C.K. Lee, et D.J. Kelly. 1999. « The temperature dependence of moisture permeability ». In . CIB W40 Conference, Prague.
- Glaser, H. 1959. « Graphisches Verfahren zur Untersuchung von Diffusionsvorgänge » 10: 345-49.
- Glouannec, P., P. Chauvelon, T. Colinart, P. Le Bideau, A. Zaknoute, et N. Jameladine. 2010. « Experimental and numerical studies of the drying of hemp concrete ». In *IDS*.
- Glouannec, P., T. Colinart, P. Le Bideau, et P. Chauvelon. 2010. « Etude expérimentale et numérique de la phase de séchage d'une paroi en béton de chanvre projeté ». In *SIGCLE*.
- Glouannec, P., F. Collet, C. Lanos, P. Mounanga, T. Pierre, P. Poullain, S. Pretot, J. Chamoin, et A. Zaknoute. 2011. « Propriétés physiques de bétons de chanvre », *Matériaux & Techniques*, 99: 657-65.
- Gong, L., Y. Wang, X. Cheng, R. Zhang, et H. Zhang. 2014. « A novel effective medium theory for modelling the thermal conductivity of porous materials », *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 68: 295-98.
- Hens, H. 1996. *Task 1: Modelling*. IEA Annex 24.
- Huang, H-C, Y-C Tan, C-W Liu, et C-H Chen. 2005. « A novel hysteresis model in unsaturated soil », *Hydrological Processes*, 19 (8): 1653-65.
- Incropera, DeWitt, Bergman, et Lavine. 2007. *Fundamentals of Heat and Mass Transfer*. 6ème Edition. John Wiley and Sons.
- International Union of Pure and Applied Chemistry. 1985. « Reporting physisorption data for gas/solid systems with special reference to the determination of surface area and porosity », *Pure and Applied Chemistry*, 57: 603-19.
- . 1994. « Recommendations for the characterization of porous solids » 66 (8): 1739-58.
- Jerman, M., M. Keppert, J. Výborný, et R. Cerný. 2013. « Hygric, thermal and durability properties of autoclaved aerated concrete », *Construction and Building Materials*, 41: 352-59.
- Johannesson, B., et M. Janz. 2009. « A two-phase moisture transport model accounting for sorption hysteresis in layered porous building constructions », *Building and Environment*, 44 (6): 1285-94.
- Johansson, P., A. Ekstrand-Tobin, T. Svensson, et G. Bok. 2012. « Laboratory study to determine the critical moisture level for mould growth on building materials », *International Biodeterioration and Biodegradation*, 73: 23-32.
- Jury, V., J-Y. Monteau, J. Comiti, et A. Le-Bail. 2007. « Determination and prediction of thermal conductivity of frozen part baked bread during thawing and baking », *Food Research International*, 40 (7): 874-82.
- Khoshbakht, M., M.W Lin, et J.B Berman. 2006. « Analysis of moisture-induced stresses in an FRP composites reinforced masonry structure », *Finite Elements in Analysis and Design*, 42 (5): 414-29.
- Kong, F., et Q. Zhang. 2013. « Effect of heat and mass coupled transfer combined with freezing process on building exterior envelope », *Energy and Buildings*, 62: 486-95.
- Kool, J.B, et J.C Parker. 1987. « Development and evaluation of closed-form expressions for hysteretic soil hydraulic properties », *Water Resources Research*, 23: 105-14.

- Krischer, O., et K. Kröll. 1963. *Die Wissenschaftlichen Grundlagen der Trocknungstechnik*.
- Künzel, H.M. 1995. « Simultaneous heat and moisture transport in building components ». Fraunhofer Institute of Building Physics.
- Kwiatkowski, Jerzy, Monika Woloszyn, et Jean-Jacques Roux. 2009. « Modelling of hysteresis influence on mass transfer in building materials », *Building and Environment*, 44 (3): 633-42.
- Langmuir, I. 1918. « The adsorption of gases on plane surfaces of glass, mica and platinum », *Journal of the American Chemical Society*, 40: 1361-1403.
- Lecharpentier, Denis. 2000. « Optimisation d'un procédé de séchage - Problématiques liées au transfert de masse et de chaleur lors de l'utilisation de technologies rayonnantes micro-onde et infrarouge ». Université de Nantes.
- Lifshitz, E.M. 1956. « The theory of molecular attractive force between solids » 2: 73-83.
- Li, K., C. Li, et Z. Chen. 2009. « Influential depth of moisture transport in concrete subject to drying-wetting cycles », *Cement and Concrete Composites*, 31 (10): 693-98.
- Li, X.S. 2005. « Modelling of hysteresis response for arbitrary wetting-drying paths », *Comput. Geotech.*, 32: 133-37.
- Luikov, A.V. 1975. « Systems of differential equations of heat and mass transfer in capillary-porous bodies », *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 18 (1): 1-14.
- Merakeb, S., F. Dubois, et C. Petit. 2009. « Modélisation des hystérésis de sorption dans les matériaux hygroscopiques », *Comptes Rendus Mécanique*, 337 (1): 34-39.
- Molenda, C.H.A, P. Crausse, et D. Lemarchand. 1992. « The influence of capillary hysteresis effects on the humidity and heat coupled transfer in a non-saturated porous medium », *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 35 (6): 1385-96.
- Mualem, Y., et A. Beriozkin. 2009. « General scaling rules of the hysteretic water retention function based on Mualem's domain theory », *European Journal of Soil Science*, 60: 652-61.
- Mualem, Y., et G. Dagan. 1975. « Dependent domain model of capillary hysteresis », *Water Resources Research*, 11 (3): 452-60.
- Nicolai, A., et J. Grunewald. 2006. *Delphin 5 - User Manual and Program Reference*.
- Nicolas, V., P. Salagnac, P. Glouannec, J-P. Ploteau, V. Jury, et L. Boillereaux. 2014. « Modelling heat and mass transfer in deformable porous media: Application to bread baking », *Journal of Food Engineering*, 130: 23-35.
- Pedersen, C.R. 1992. « Prediction of Moisture Transfer in Building Constructions », *Building and Environment*, 27 (3): 387-97.
- Pedersen, R. 1990. « Combined heat and moisture transfer in building constructions ». Denmark: Technical University of Denmark.
- Philip, J.R, et D.A De Vries. 1957. « Moisture movement in porous material under temperature gradients », *Trans. Am. Geophys. Union*, 38: 222-32.
- Pierre, T., T. Colinart, et P. Glouannec. 2013. « Measurement of Thermal Properties of Biosourced Building Materials », *International Journal of Thermophysics*, 34 (7).
- . 2014. « Measurement of thermal properties of biosourced building materials », *International Journal of Thermophysics*, 35 (9-10): 1832-52.

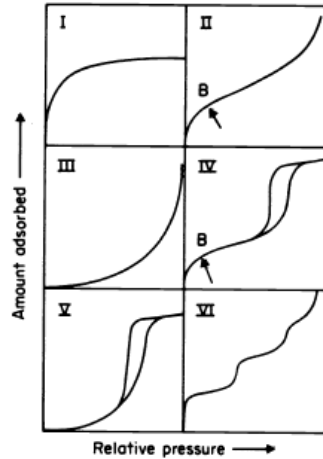
- Poulovassilis, A. 1962. « Hysteresis of pore water, an application of the concept of independent domains », *Soil Science*, 93: 405-12.
- Poyet, S., et S. Charles. 2009. « Temperature dependence of the sorption isotherms of cement-based materials: Heat of sorption and Clausius–Clapeyron formula », *Cement and Concrete Research*, 39: 1060-67.
- Prommas, Ratthasak. 2011. « Theoretical and experimental study of heat and mass transfer mechanism during convective drying of multi-layered porous packed bed », *International Communications in Heat and Mass Transfer*, 38 (7): 900-905.
- Qin, M., R. Belarbi, A. Aït-Mokhtar, et L-O. Nilsson. 2009. « Coupled heat and moisture transfer in multi-layer building materials », *Construction and Building Materials*, 23 (2): 967-75.
- Reynaud, S., D. Fabre, F. Mazerolle, Y. Geraud, et H.J Latière. 1989. « Analysis of the internal structure of rocks and characterisation of mechanical deformation by a non-destructive method: X-ray tomodensitometry », *Tectonophysics*, 159 (1-2): 149-59.
- Rode, C. 2005. *Moisture buffering of building materials*. BYG DTU R-126.
- Roels, S., et H. Janssen. 2006. « A comparison of the nordtest and japanese test methods for the moisture buffering performance of building materials », *Journal of Building Physics*, 30: 137-61.
- Safinowski, P., B. Piwakowski, M. Kaczmarek, et A. Kosecki. 2008. « Caractérisation du béton à l'aide de la réflectométrie ultrasonore ». In *Cofrend*. Toulouse.
- Samri, Driss. 2008. « Analyse physique et caractérisation hygrothermique des matériaux de construction: approche expérimentale et modélisation numérique ». Ecole Nationale des Travaux Publics de l'Etat.
- Scheffler, G.A., et R. Plagge. 2011. « Application of instantaneous profile measurement of moisture content and moisture potential in porous materials », *Materials and Structures*, 44: 1517-36.
- Schirmer, R. 1938. « Diffusionzahl von Wasserdampf-Luft-Gemischen und die Verdampfungsgeschwindigkeit », *VDI Beil. Verfahrenstechnik*, 6: 170-77.
- Scott, P.S, G.J Farquhar, et N. Kouwen. 1983. « Hysteretic effects on net infiltration », *Advances in Infiltration*, , 11-83.
- Simonson, C.J, M. Salonvaara, et T. Ojanen. 2002. « The effect of structures on indoor humidity – possibility to improve comfort and perceived air quality », *Indoor Air*, 12 (4): 243-51.
- Staudt, P.B., I.C. Tessaro, L.D.F. Marczak, R de P. Soares, et N.S.M. Cardozo. 2013. « A new method for predicting sorption isotherms at different temperatures: Extension to the GAB model », *Journal of Food Engineering*, 118 (3): 247-55.
- Steeman, H.J, M Van Belleghem, A Janssens, et M De Paepe. 2009. « Coupled simulation of heat and moisture transport in air and porous materials for the assessment of moisture related damage », *Building and Environment*, 44 (10): 2176-84.
- Steeman, M., A. Janssens, et M. De Paepe. 2009. « Performance evaluation of indirect evaporative cooling using whole-building hygrothermal simulations », *Applied Thermal Engineering*, 29 (14-15): 2870-75.

- Tang, S.B., Q.L. Yu, H. Li, C.Y. Yu, C.Y. Bao, et C.A. Tang. 2013. « Mesomechanical model of moisture diffusion and shrinkage cracking in building material – Model development », *Construction and Building Materials*, 47: 511-29.
- Tariku, F., K. Kumaran, et P. Fazio. 2010. « Transient model for coupled heat, air and moisture transfer through multilayered porous media », *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 53 (15-16): 3035-44.
- « Thermal Properties of Hempcrete: Variations versus Density and Water Content ». 2008. In *18th European Conference on Thermophysical Properties*.
- Thomson, W. 1870. « On the equilibrium of vapour at a curved surface of liquid », *Proc. Roy. Soc. Edinburgh*, 7: 63-69.
- Tran Le, A.D., C. Maalouf, T.H. Mai, E. Wurtz, et F. Collet. 2010. « Transient hygrothermal behaviour of a hemp concrete building envelope », *Energy and Buildings*, 42 (10): 1797-1806.
- Tran Le, Anh Dung. 2010. « Etude des transferts hygrothermiques dans le béton de chanvre et leur application au bâtiment ». Université de Reims.
- Van Genuchten, M.T. 1980. « A closed-form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils », *Soil Science Society of America Journal*, 44: 892-98.
- Werner, A.D, et D.A Lockington. 2006. « Artificial pumping errors in the Kool–Parker scaling model of soil moisture hysteresis », *Journal of Hydrology*, 325: 118-33.
- Whitaker, S. 1977. « Simultaneous Heat, Mass and Momentum Transfer in Porous Media : A Theory of Drying ». In *Simultaneous Heat, Mass and Momentum Transfer in Porous Media : A Theory of Drying*, 13:119-203. Elsevier.
- Wu, M., B. Johannesson, et M. Geiker. 2014. « A study of the water vapor sorption isotherms of hardened cement pastes: Possible pore structure changes at low relative humidity and the impact of temperature on isotherms » 56: 97-105.
- Zaknoune, A., P. Chauvelon, P. Glouannec, P. Salagnac, et F. Collet. 2008. « Experimental study of hemp concrete block drying ». In . *International Drying Symposium*.
- Zaknoune, A., P. Glouannec, et P. Salagnac. 2012. « Estimation of moisture transport coefficients in porous materials using experimental drying kinetics », *Heat Mass Transfer*, 48: 205-15.
- . 2013. « Identification of the Liquid and Vapour Transport Parameters of an Ecological Building Material in Its Early Stages », *Trans Porous Med*, , n° 98: 589-613.
- Zaknoune, Atika. 2011. « Etude du comportement thermohydrrique de matériaux « chanvre-chaux » lors de la phase de séchage – Estimation par technique inverse des propriétés hydriques ». Université de Bretagne-Sud.
- Zhang, Z., M. Thiéry, et V. Baroghel-Bouny. 2014. « A review and statistical study of existing hysteresis models for cementitious materials », *Cement and Concrete Research*, 57: 44-60.
- Zimmerman, R.W. 1989. « Thermal conductivity of fluid-saturated rocks », *Journal of Petroleum Science and Engineering*, 3 (3): 219-27.
- Zimmerman, W.B.J. 2006. *Multiphysics Modeling with Finite Element Methods*. World Scientific Pub Co Inc.

ANNEXES

A.1 Modèles d'hystérésis

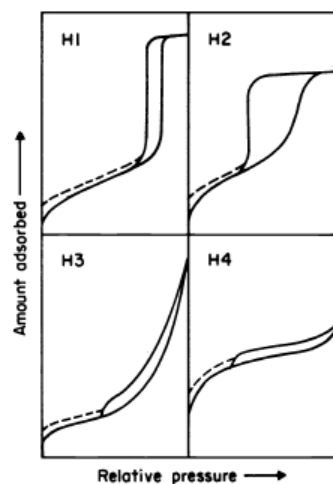
A.1.1 Classification des isothermes de sorption



(IUPAC 1985)

- Type I : les pores sont principalement des micro-pores à faible surface spécifique
- Types II et III : il s'agit de matériau non-poreux ou macro-poreux, et l'eau est liée aux parois par adsorption mono-couche et multi-couches. Dans l'isotherme de type II, le point d'inflexion B correspond à la séparation entre le domaine mono-couche et multi-couches,
- Types IV et V : on observe les mêmes phénomènes d'adsorption mono-couche et multi-couches que pour les matériaux de type II et III, auxquels s'ajoutent la condensation capillaire dans les méso-pores,
- Type VI : le matériau est non-poreux, l'adsorption de l'eau se fait en surface par couches successives représentées par des paliers.

A.1.2 Classification des hystérésis de sorption



(IUPAC 1985)

- Le type H1 s'applique à des solides poreux composés de sphères.

- Le type H2 est le plus répandu, et s'observe sur les matériaux à large distribution porale
- Les types H3 et H4 s'appliquent à des particules plates séparées par des pores inter-feuillets.

A.1.3 Modèle de Merakeb

- Phase de sorption

$$W = W_{\text{sat}} \cdot \exp(\varphi_{\text{ad}} \cdot \ln(\text{HR})) \cdot \exp(a \cdot \text{HR}) + \Delta\varphi_{\text{ad}} \cdot \ln(\text{HR}) + \exp(\alpha_{\text{ad}} \cdot \text{HR})$$

avec

$$\alpha_{\text{ad}} = \frac{1}{\text{HR}_0} \ln \left(\frac{\ln\left(\frac{W_0}{W_{\text{sat}}}\right)}{\varphi_{\text{ad}} \cdot \ln(\text{HR}_0)} \right)$$

$$\Delta\varphi_{\text{ad}} = \frac{\ln\left(\frac{W_0}{W_{\text{sat}}}\right) - \varphi_{\text{ad}} \cdot \ln(\text{HR}_0) \cdot \exp(a \cdot \text{HR}_0)}{\ln(\text{HR}_0) \cdot \exp(\alpha_{\text{ad}} \cdot \text{HR}_0)}$$

où HR_0 et W_0 désignent les valeurs de la teneur en eau et de l'humidité relative au dernier point d'inversion de signe de la dérivée temporelle $\frac{\partial \text{HR}}{\partial t}$.

- Phase de désorption

$$W = W_{\text{sat}} \cdot \exp(\varphi_{\text{dés}} \cdot \ln(\text{HR})) \cdot \exp(a \cdot \text{HR}) + \Delta\varphi_{\text{dés}} \cdot \ln(\text{HR}) + \exp(\alpha_{\text{dés}} \cdot \text{HR})$$

$$\alpha_{\text{dés}} = \frac{1}{\text{HR}_0} \ln \left(\frac{\ln\left(\frac{W_{0\text{d}} - W_{0\text{s}}}{W_{\text{sat}}}\right)}{\varphi_{\text{dés}} \cdot \ln(\text{HR}_0)} \right)$$

$$\Delta\varphi_{\text{dés}} = \frac{\ln\left(\frac{W_0}{W_{\text{sat}}}\right) - \varphi_{\text{dés}} \cdot \ln(\text{HR}_0) \cdot \exp(a \cdot \text{HR}_0)}{\ln(\text{HR}_0) \cdot \exp(\alpha_{\text{dés}} \cdot \text{HR}_0)}$$

où $W_{0\text{ad}}$ et $W_{0\text{dés}}$ sont calculées via les formules :

$$W_{0\text{ad}} = W_{\text{sat}} \cdot \exp(\varphi_{\text{ad}} \cdot \ln(\text{HR}_0)) \cdot \exp(a \cdot \text{HR}_0)$$

$$W_{0\text{dés}} = W_{\text{sat}} \cdot \exp(\varphi_{\text{dés}} \cdot \ln(\text{HR}_0)) \cdot \exp(a \cdot \text{HR}_0)$$

A.1.4 Modèle de Frandsen

$$HR_{a,0} = HR_0 \cdot (d_2 HR_0)^{q_1}$$

$$HR_{d,0} = 1 - (1 - HR_0) \cdot (d_2 (1 - HR_0))^{q_2}$$

$$q_1 = \frac{\ln(\ln Q) - \ln(\ln Q - s_0)}{\ln(\ln Q) - \ln(\ln Q - s_0) - d_1}$$

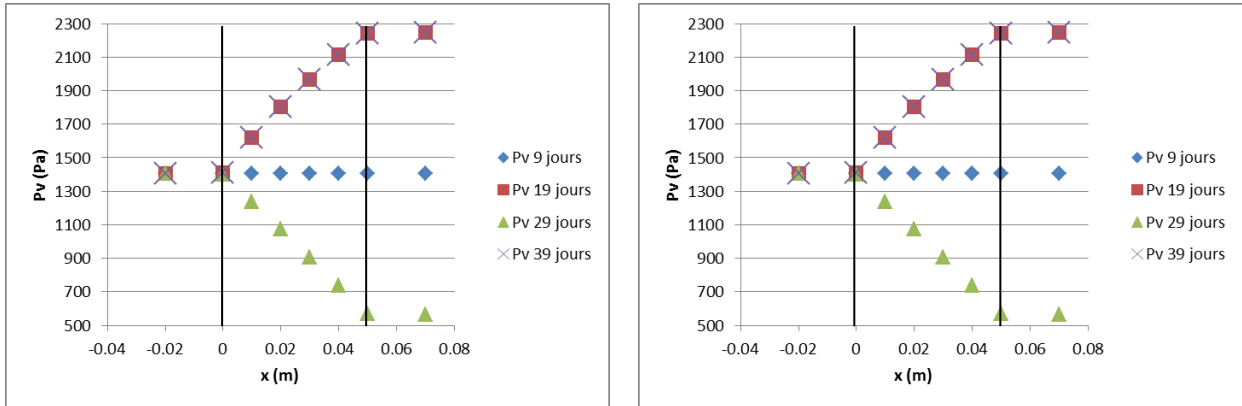
$$q_2 = \frac{\ln(\ln Q) - \ln(\ln(1 + s_0))}{\ln(\ln Q) - \ln(\ln(1 + s_0)) - d_1}$$

où HR_0 et s_0 désignent les valeurs de l'humidité relative au dernier point d'inversion de signe de la dérivée temporelle $\frac{\partial HR}{\partial t}$.

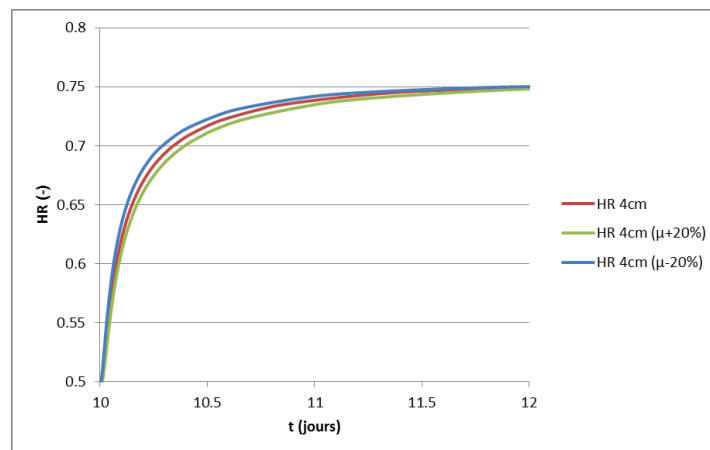
d_1 et d_2 sont des paramètres propres au matériau, déterminés de manière empirique.

A.2 Etudes d'paroi de béton cellulaire

A.2.1 Profil de pression de vapeur dans la paroi en régime stationnaire

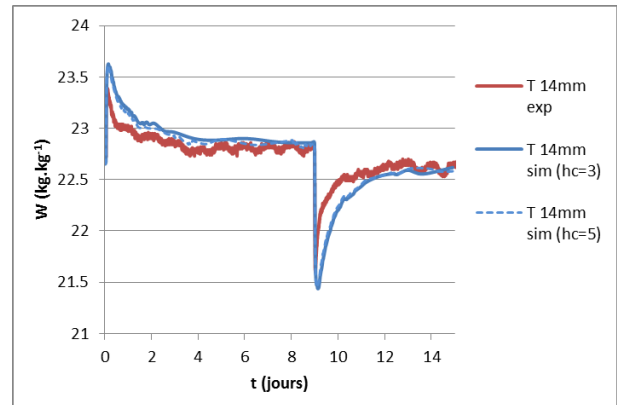
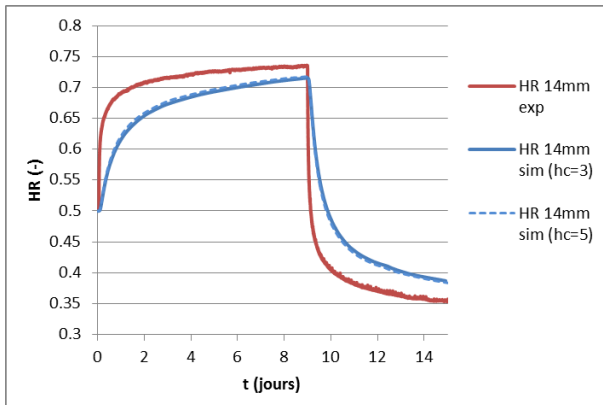
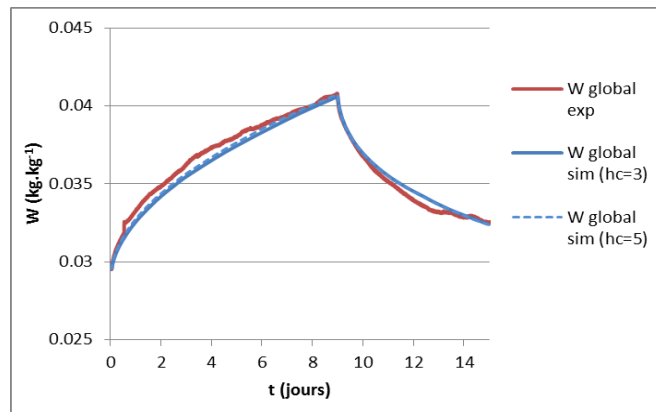


A.2.1 Impact du facteur de résistance à la diffusion sur l'humidité relative à 4cm dans la paroi

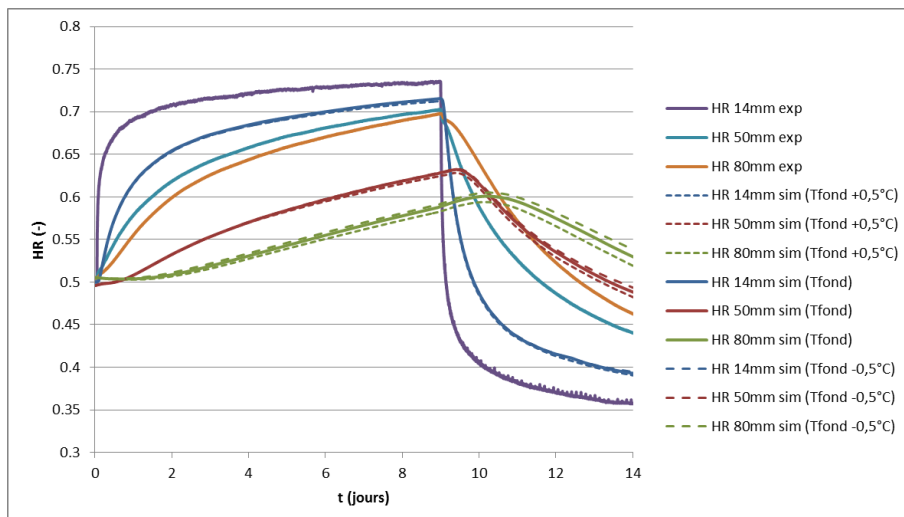


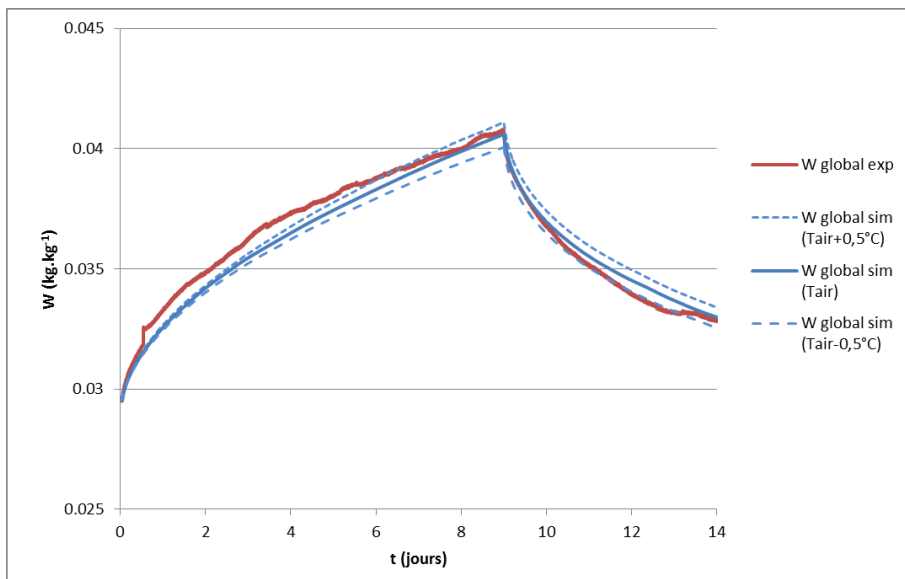
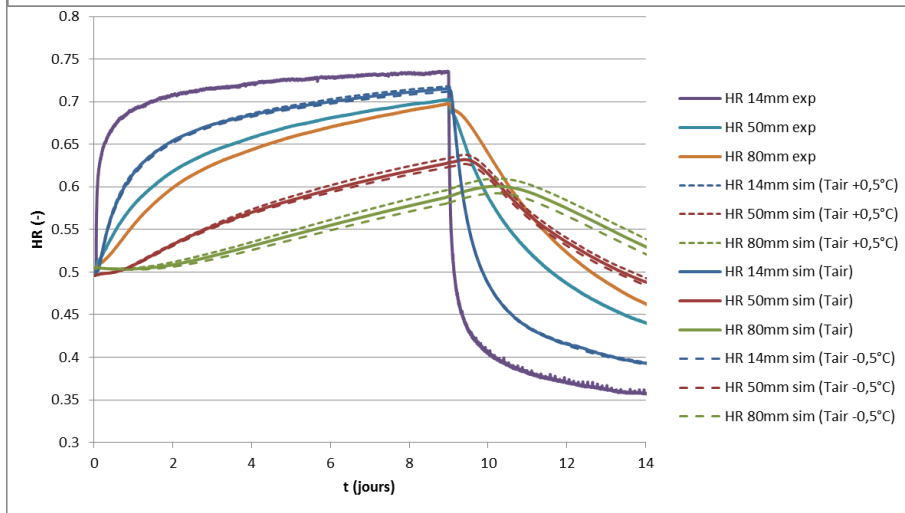
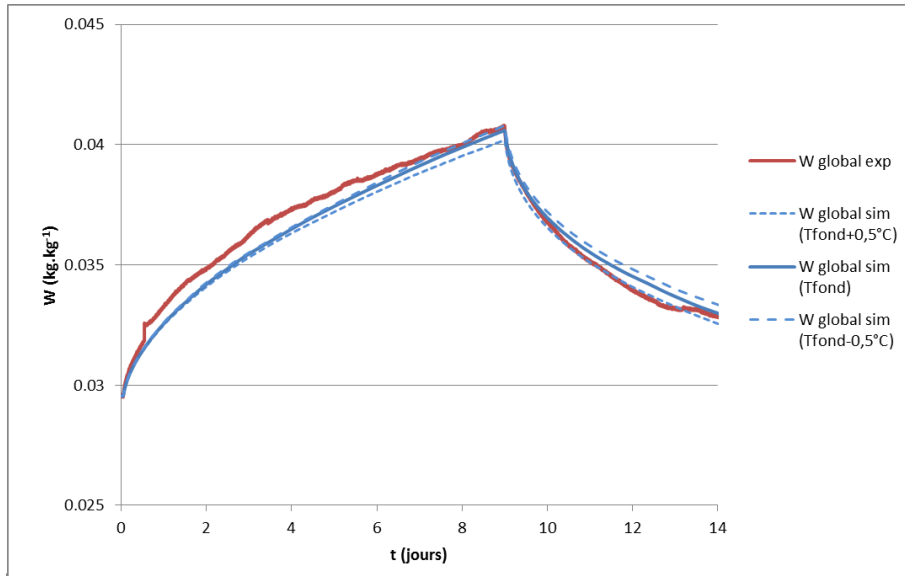
A.3.1 Etudes d'un échantillon de béton de chanvre en cyclage long

A.3.1.1 Impact du coefficient de convection

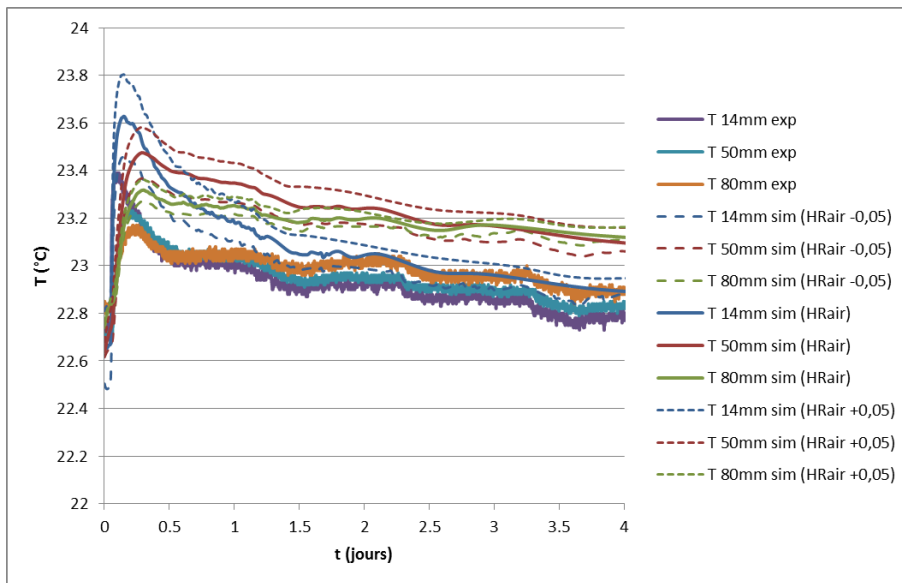


A.3.1.2 Impact des températures du fond et de l'air

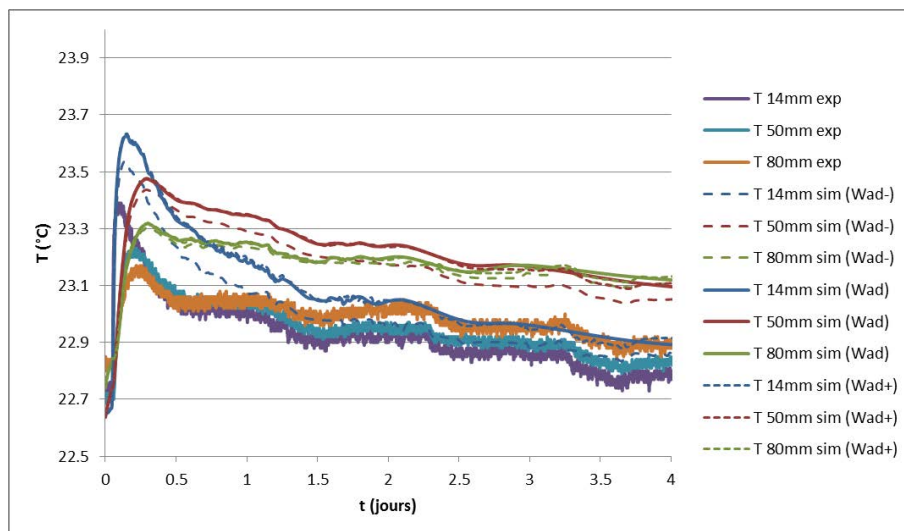


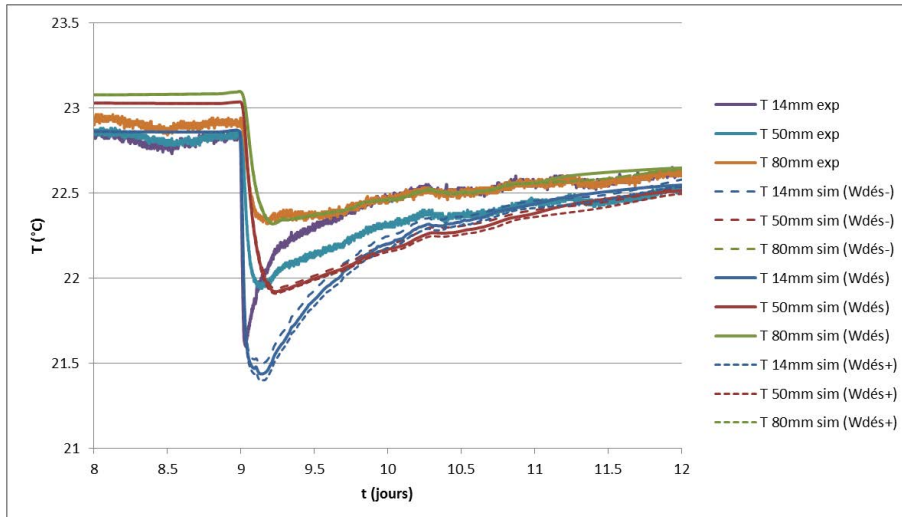


A.3.1.3 Impact de l'humidité relative de l'air

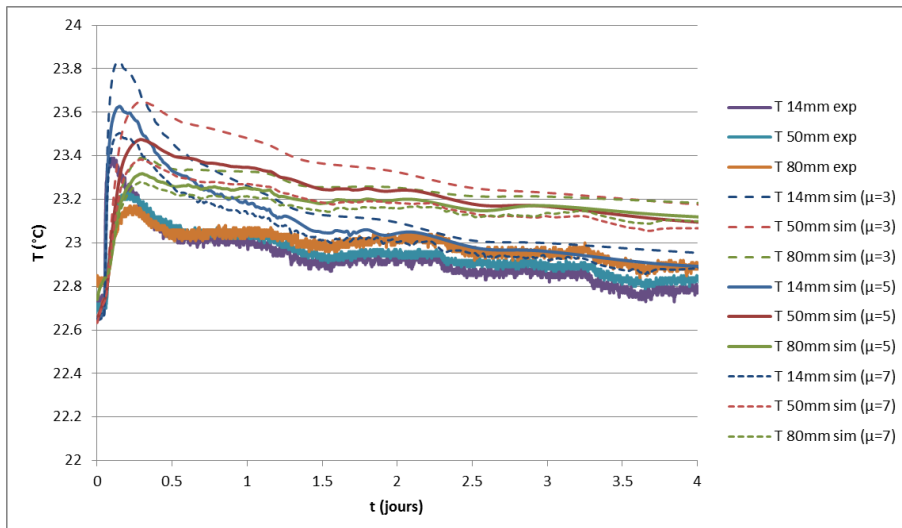


A.3.1.4 Impact des courbes d'adsorption et de désorption principales



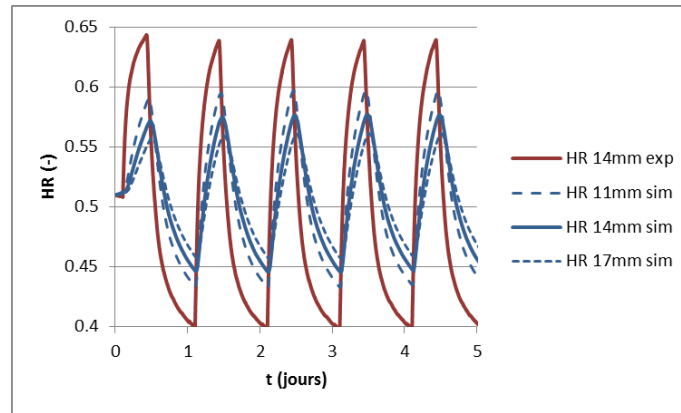


A.3.1.5 Impact du facteur de résistance à la diffusion

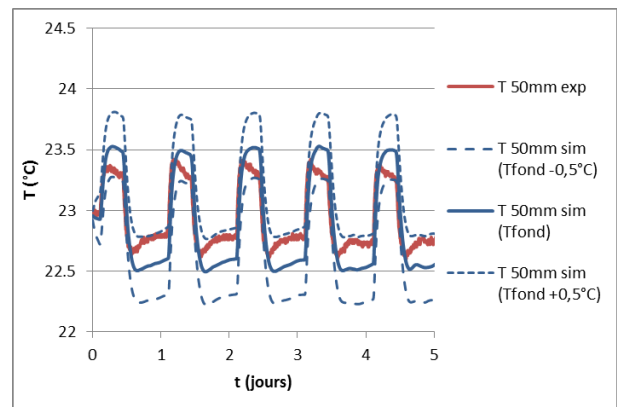
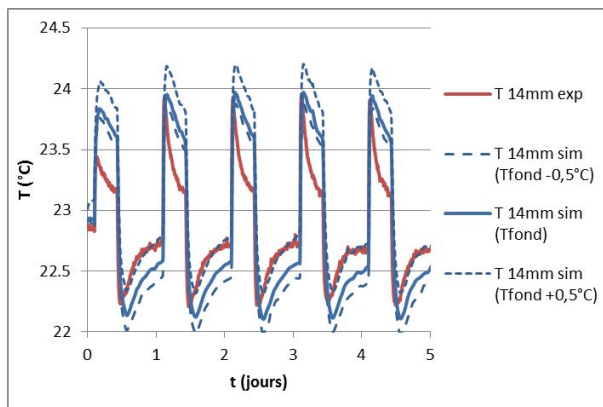


A.3.2 Etudes d'un échantillon de béton de chanvre en cyclage court

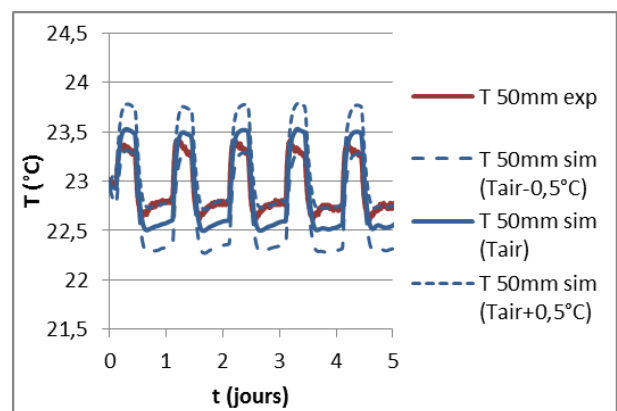
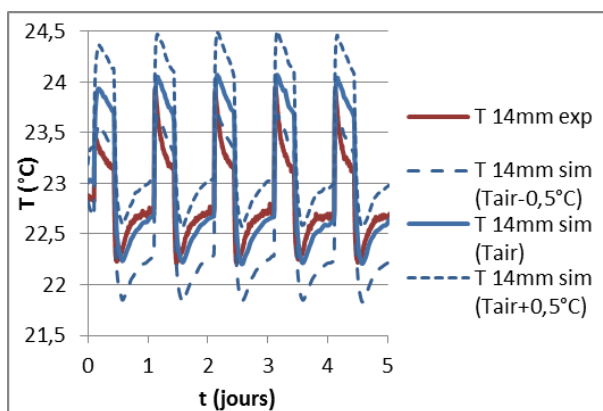
A.3.2.1 Impact de la position des capteurs



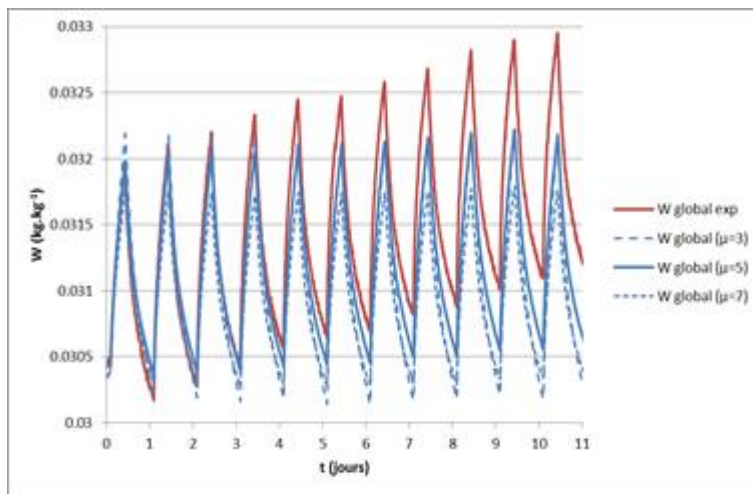
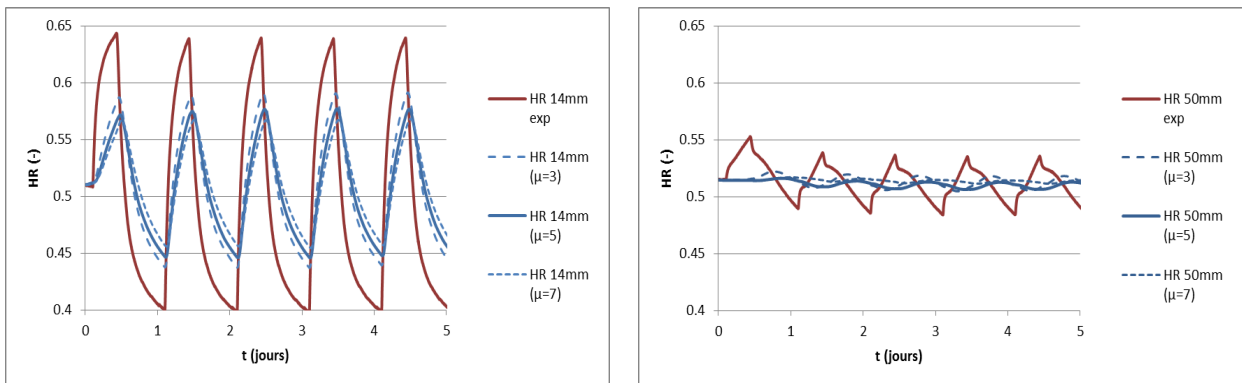
A.3.2.2 Impact de la température du fond



A.3.2.3 Impact de la température de l'air

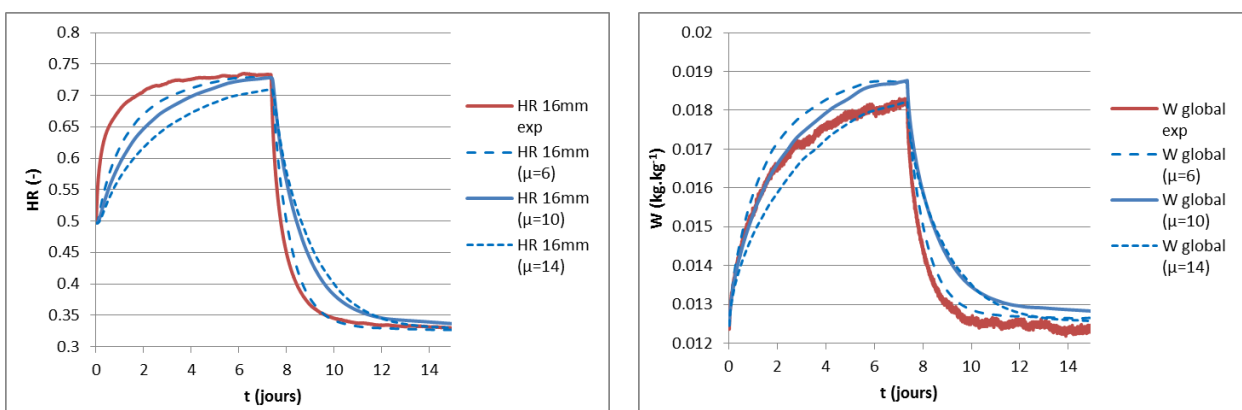


A.3.2.4 Impact du facteur de résistance à la diffusion



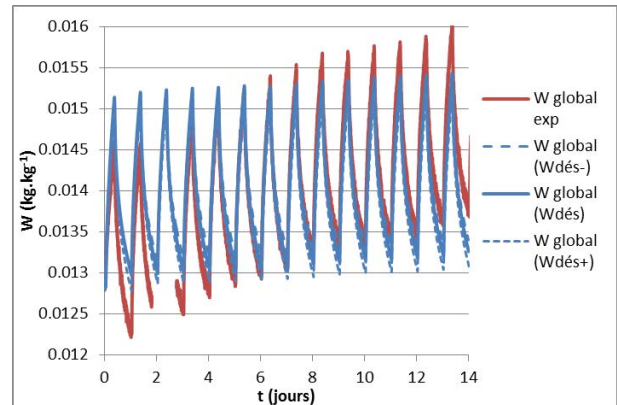
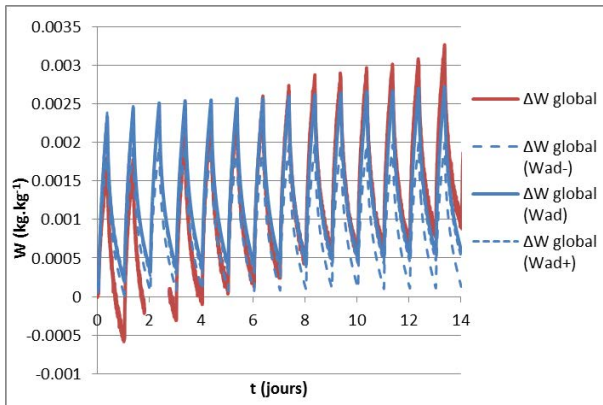
A.3.3 Etudes sur un échantillon d'enduit chanvre-chaux en cyclage long

A.3.3.1 Impact du facteur de résistance à la diffusion

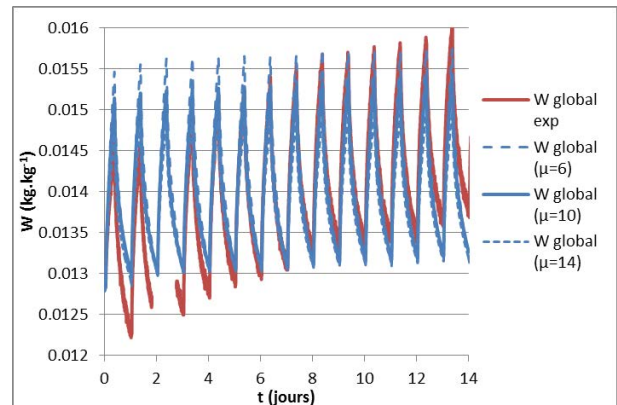
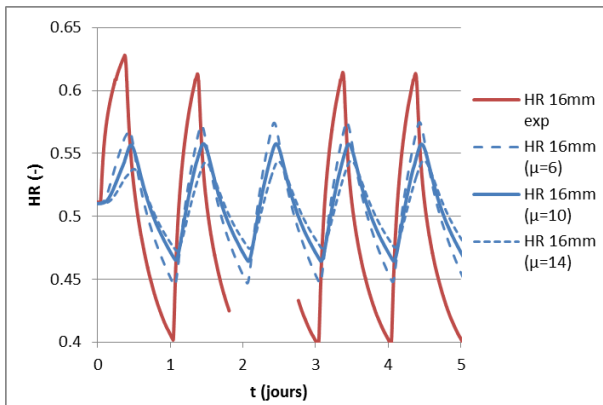


A.3.4 Etudes sur un échantillon d'enduit chanvre-chaux en cyclage court

A.3.4.1 Impact des courbes d'adsorption et de désorption principales

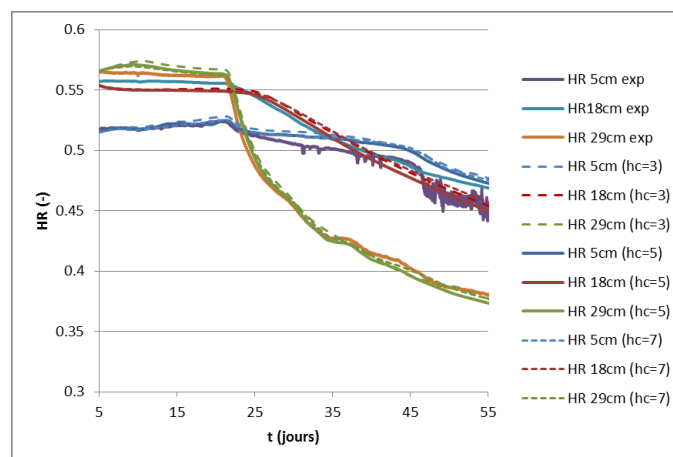


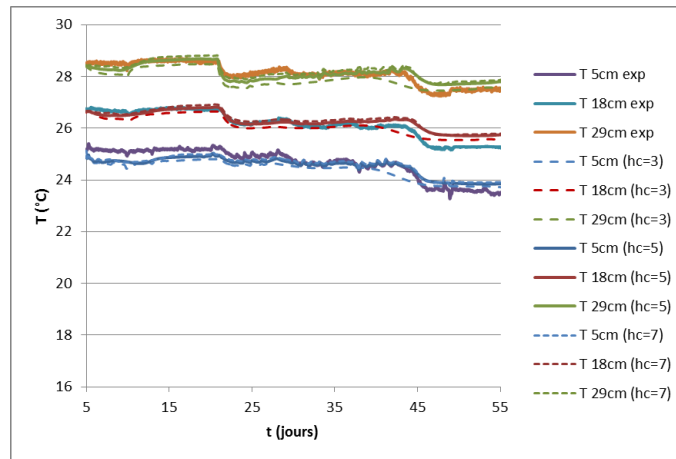
A.3.4.2 Impact du facteur de résistance à la diffusion



A.4.1 Etudes d'une paroi non-enduite

A.4.1.1 Impact du coefficient de convection





A.4.2 Etudes d'une paroi enduite en conditions estivales

A.4.2.1 Impact du coefficient de convection

