



HAL
open science

Etude des transferts hygrothermiques dans les matériaux à base de bois et leurs contributions à l'ambiance intérieure des bâtiments

Thomas Busser

► **To cite this version:**

Thomas Busser. Etude des transferts hygrothermiques dans les matériaux à base de bois et leurs contributions à l'ambiance intérieure des bâtiments. Science des matériaux [cond-mat.mtrl-sci]. Université Grenoble Alpes, 2018. Français. NNT : 2018GREAA010 . tel-02131043

HAL Id: tel-02131043

<https://theses.hal.science/tel-02131043v1>

Submitted on 16 May 2019

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.

THÈSE

Pour obtenir le grade de

DOCTEUR DE LA COMMUNAUTE UNIVERSITE GRENOBLE ALPES

Spécialité : **Génie Civil et Sciences de l'habitat**

Arrêté ministériel : 25 mai 2016

Présentée par

Thomas BUSSER

Thèse dirigée par **Monika WOLOSZYN** et
co-encadrée par **Mickaël PAILHA** et **Amadine PIOT**

préparée au sein du **Laboratoire LOCIE UMR CNRS 5271**
dans **l'École Doctorale SISEO**

Etude des transferts hygrothermiques dans les matériaux à base de bois et leurs contributions à l'ambiance intérieure des bâtiments

Thèse soutenue publiquement le **08/10/2018**,
devant le jury composé de :

M. Thierry DUFORESTEL

Chercheur HDR, EDF R&D, Rapporteur

M. Patrick GLOUANNEC

Professeur, Université de Bretagne Sud, Rapporteur

Mme Samira KHERROUF

Ingénieure Docteure, ADEME, Membre Invité

M. Mickaël PAILHA

Maître de Conférences, Université Savoie Mont Blanc, Encadrant

M Patrick PERRE

Professeur, CentraleSupélec, Université Paris-Saclay, Examineur

Mme Amadine PIOT

Ingénieure Docteure, CEA, Encadrante

M. Carsten RODE

Professeur, Technical University of Denmark (Danemark), Examineur

Mme Monika WOLOSZYN

Professeure, Université Savoie Mont Blanc, Directrice de thèse



Remerciements

Cette thèse fut pour moi une expérience riche tant d'un point de vue scientifique que sur le plan humain. Je profite de cette page pour remercier l'ensemble des personnes qui m'ont aidé, encadré et soutenue tout au long de ce travail et qui ont donc largement contribué à la réussite de ce travail.

En premier lieu, je tiens à remercier très sincèrement ma directrice de thèse, Monika Woloszyn pour l'excellence de son encadrement scientifique et le temps qu'elle m'a accordé malgré de nombreuses occupations. Son expertise scientifique, ses nombreux conseils mais également sa bienveillance et ses grandes qualités humaines m'ont permis de mener à bien ce projet et d'apprendre énormément en tant que scientifique dans un domaine nouveau pour moi. Un grand merci également à mes deux autres co-encadrants, Mickaël Pailha et Amandine Piot pour leur soutien, leur disponibilité et leur aide notamment sur la partie expérimentale de ce projet. Je souhaite également remercier Julien Berger, qui ne faisait pas partie officiellement de mon encadrement, mais sans qui cette thèse n'aurait pas été ce qu'elle est. Nos discussions, notre collaboration, le temps que tu m'as accordé et tes conseils m'ont aidé à améliorer sans cesse le contenu scientifique de ce travail. Enfin j'exprime ma gratitude à Samira Kherrouf, du pôle bâtiment de l'ADEME, pour son suivi, et son implication précieuse lors des comités de pilotage.

J'adresse aussi mes remerciements à Patrick Glouannec et Thierry Duforestel pour avoir accepté d'être les rapporteurs de ce manuscrit et pour leurs commentaires et échanges très constructifs qui ont permis d'améliorer la qualité scientifique et la compréhension de ce manuscrit. Je suis aussi reconnaissant envers de l'ensemble des membres du jury, Patrick Perré, président du jury et Carsten Rode, pour leurs remarques constructives et l'excellence de leurs expertises. Merci à Carsten d'avoir accepté d'évaluer une thèse en français et de s'être déplacé du Danemark pour participer à la soutenance.

Cette thèse a été principalement réalisée au laboratoire LOCIE de l'Université Savoie Mont Blanc et financée par l'ADEME. Je n'aurais néanmoins pas pu faire grand chose sur le plan expérimental sans l'Agence Nationale de la Recherche à travers le projet MOB-AIR. Au niveau du laboratoire, je remercie vivement l'équipe technique pour son support inestimable durant ces trois années; ils ont assuré comme des chefs!! Un très grand merci tout particulièrement à Thierry qui a mis toute son énergie, son savoir-faire et sa patience pour m'aider à construire les différents dispositifs expérimentaux. Le travail que l'on a effectué ensemble a été pour moi tout aussi instructif qu'agréable. Je remercie également David qui a pris le relais et m'a permis de terminer mes manips et qui a assuré le dépannage de manip même à distance. La bonne humeur a toujours été au rendez-vous! Je me dois également de remercier l'équipe administrative : Elisabeth, Martine, Isabelle et Odile pour leur travail de fond qui permet au labo de tourner.

Ce travail de thèse s'est aussi construit grâce aux discussions avec des scientifiques et experts de

différents domaines, qui ont bien voulu m'accorder de leur temps. Je remercie pour cela tout particulièrement Nathan Mendes, Romain Rémond, Sylvain Boulet, Evelyne Gonze, Michel Ondarts, Anne-Cécile Grillet, Clément Belleudy, Nolwenn Hurel et Gaëlle Guyot.

Un grand merci à tous les doctorants du LOCIE pour avoir rendu ces trois années agréables. Je ne m'aventure pas à citer tout le monde de peur d'en oublier. Je ne pense pas retrouver une telle ambiance dans un autre laboratoire.

Je tiens à remercier en particulier Patricia ("Patoche") qui me supporte depuis le début de notre stage de Master 2. Après tout ça c'est impossible que l'on se perde de vue. Ensuite les "bobbies" qui se reconnaîtront forcément, la dream team, à la fois pour les moments au labo, nos discussions scientifiques, les burpees le midi et tous les autres moments...

Je ne manquerai pas de remercier également l'équipe du SBST du CEA, qui m'ont accueilli pour mon stage de Master 2 et soutenu ensuite pendant la thèse même si mes visites au deuxième étage étaient de plus en plus rares.

Il est maintenant important pour moi de remercier la famille : mes parents, mon frère, mes beaux-parents, ma belle soeur qui m'ont accompagné, soutenu, aidé et compris depuis les premiers jours jusqu'aux difficiles dernières heures. Grâce à vous, j'ai réussi à gravir le sommet de cette montagne.

Enfin le dernier remerciement revient à Nad, celle qui a partagé mon quotidien de ces dernières années, mes doutes, mes joies, celle qui m'a toujours encouragé. *Merci*

*Notre plus grande faiblesse réside dans l'abandon ;
la façon la plus sûre de réussir est d'essayer une autre fois.*

Thomas Edison

Résumé

Certaines études rapportent que le comportement des constructions en bois n'est pas correctement prédit par les modèles classiques d'ingénierie. Ces écarts pourraient être expliqués par l'impact de l'humidité, de la chaleur latente et par le comportement hygrothermique des matériaux à base de bois en régime transitoire, bien que cela reste une question ouverte.

C'est dans ce contexte que s'inscrit ce travail : l'objectif général est d'améliorer la compréhension et la modélisation des transferts couplés de chaleur et de masse dans les matériaux à base de bois et la prise en compte de leurs effets sur l'ambiance intérieure. Pour atteindre ces objectifs, nous abordons différentes échelles : matériau, paroi et volume d'air. Les principaux verrous à lever sont :

- La caractérisation pertinente des propriétés des matériaux fortement hygroscopiques et la compréhension des transferts couplés,
- La quantification de l'impact des transferts sur l'ambiance intérieure et la performance.

Ce travail de thèse s'est concentré autour des 3 actions suivantes :

- **Méthodologie de caractérisation hygrique des matériaux**

Un protocole de caractérisation dynamique a été défini puis appliqué à des échantillons de fibre de bois et de bois massif. Une attention particulière a été portée à la validation du protocole et à la prise en compte des incertitudes expérimentales. Les mesures effectuées ont permis l'identification des propriétés hygriques dans un modèle diffusif à l'aide d'un algorithme basé sur une méthode inverse.

- **Modélisation des transferts couplés chaleur, air, humidité dans les matériaux hygroscopiques**

Les hypothèses du modèle purement diffusif ont été discutées en prenant en compte l'advection d'air et le non-équilibre local entre vapeur d'eau et eau liée. La comparaison entre les modèles et les résultats expérimentaux montrent que leur impact est relativement faible. L'analyse de sensibilité locale réalisée confirme également ces résultats. L'estimation des paramètres du modèle de non-équilibre permet néanmoins d'améliorer la prédiction par rapport au modèle diffusif seul.

- **Évaluation à l'échelle du volume d'air**

Afin d'étudier les transferts dans un volume d'air, un dispositif expérimental a été construit à partir de panneaux de bois. Les résultats expérimentaux permettent de valider le modèle numérique à cette échelle en utilisant les propriétés déterminées à l'échelle matériau et d'étudier les phénomènes de transferts et leur impact sur l'ambiance intérieure. Le modèle permet de montrer que la prise en compte des transferts couplés modifie peu la consommation de chauffage moyenne mais que, lors de variations d'humidité, la puissance appelée est moins importante.

Mots-clés : transferts couplés chaleur et masse; matériaux de construction à base de bois; expérimentation; modélisation; caractérisation dynamique; bâtiment

Abstract

Several studies report that the behavior of wood constructions is not correctly predicted by thermal models. These discrepancies are not yet well understood and could be explained by the impact of moisture, latent heat and the hygrothermal behavior of wood-based materials during unsteady state, although this remains an open question.

The objective of this work is to progress in the understanding and modeling of coupled heat and mass transfer in wood-based materials and taking into account their effects on indoor climate. To achieve these objectives, we addressed different scales : material, wall and air volume. The two main obstacles to be overcome are :

- relevant characterization of properties of highly hygroscopic materials and understanding of coupled transfer,
- quantification of the impact of moisture transfer on the indoor environment and performance.

This work focused on the following 3 actions :

- **Methodology to characterise hygric properties of materials**

A protocol for dynamic characterisation was defined and applied to samples of wood fiber and CLT panel. Particular attention was paid on the validation of the protocol and the consideration of experimental uncertainties. The measurements made it possible to identify the hygric properties using an inverse method algorithm with a diffusive model.

- **Modeling heat, air and moisture coupled transfers in porous hygroscopic materials**

The assumptions of the diffusive model were discussed taking into account air advection and local non-equilibrium between water vapour and bound water. The comparison of the models with the experimental results show that their impact is relatively small. A local sensitivity analysis confirms these results. Nevertheless, the estimation of the non-equilibrium model parameters enables to improve the prediction compared to the diffusive model.

- **Evaluation at the air volume scale**

In order to study the transfers in an air volume, an experimental facility was set-up from wood panels. The experimental results allow to validate the numerical model on this scale by using the properties determined at the material scale and to study the phenomena of transfers and their impact on the indoor environment. The model enables to show that taking into account of the coupled transfers modifies little the average heating consumption but that during variations of humidity the power is less important.

Keywords : coupled heat and mass transfers; construction wood-based materials; modeling; experiment; dynamic characterisation; building

Table des matières

Nomenclature	ix
Introduction	1
1 Transferts hygrothermiques dans les matériaux poreux	5
1.1 Matériau bois	6
1.1.1 L'utilisation du bois dans la construction	6
1.1.2 Structure du bois et de la fibre de bois	7
1.1.3 Comportement hygrothermique	10
1.2 Physique des transferts d'énergie et de masse dans les matériaux poreux	12
1.2.1 Matériaux poreux et humidité	12
1.2.2 Transfert et stockage de chaleur	14
1.2.3 Transfert d'humidité	15
1.3 Modèle de transferts couplés air-chaleur-humidité	19
1.3.1 Équations de conservation	19
1.3.2 Équations couplés : synthèse	25
1.4 Modèle diffusif de référence : implémentation et validation	26
1.4.1 Hypothèses d'études	26
1.4.2 Implémentation du modèle	26
1.4.3 Validation	28
1.5 Conclusion	30
2 État de l'art sur la comparaison de la prédiction des modèles de transfert chaleur-masse avec les observations expérimentales	31
2.1 Introduction	32
2.2 De l'échelle matériau à l'échelle paroi (article, Drying Technology, 2018)	32
2.3 Étude d'un volume d'air	77
2.3.1 Étude en chambre climatique	77
2.3.2 Études comparatives entre cellules	78
2.3.3 Cellules tests ou bâtiment en conditions réelles	79
2.4 Discussion : effet de l'échelle d'étude	80
2.5 Conclusion	82
3 Estimation des propriétés hygriques à partir de mesures en régime transitoire	85
3.1 Introduction	86

3.2	Méthodologie d'identification des propriétés hygriques : application à l'isolant fibre de bois (article, Building and Environment, 2018)	86
3.3	Application à la caractérisation des panneaux de bois contrecollé	110
3.3.1	Étude expérimentale	110
3.3.2	Identification des propriétés	113
3.3.3	Influence de la colle	115
3.3.4	Influence d'un revêtement	117
3.4	Discussion	118
3.4.1	Paramètres expérimentaux influençant l'identification : durée et type d'échelon	118
3.4.2	Dispersion de résultats	119
3.5	Conclusion	124
4	Quels phénomènes physiques supplémentaires faut-il considérer?	127
4.1	Introduction	128
4.2	Phénomènes cités dans la littérature	128
4.2.1	Hypothèses des modèles classiques	128
4.2.2	Hystérésis	129
4.2.3	Effets de la température sur l'isotherme de sorption	130
4.2.4	Advection dans le matériau	130
4.2.5	Non-équilibre local	131
4.2.6	Choix des phénomènes étudiés	132
4.3	Impact des phénomènes supplémentaires sur la prédiction du comportement hygrique de la fibre de bois (article, Transport in porous media, 2018)	132
4.4	Estimation des nouveaux paramètres importants	158
4.4.1	Rappel de la méthodologie	158
4.4.2	Un seul phénomène physique	159
4.4.3	Deux phénomènes physiques	161
4.4.4	Discussion	162
4.5	Application des modèles au bois massif	162
4.5.1	Nombres sans dimension	163
4.5.2	Échantillon de CLT sans colle	164
4.5.3	Synthèse	166
4.6	Conclusion	166
5	De l'échelle matériau à l'étude de l'interaction paroi-volume d'air	169
5.1	Introduction	170
5.2	Étude expérimentale	170
5.2.1	Dispositif	170
5.2.2	Instrumentation	173
5.2.3	Scénarios	177
5.2.4	Qualification du dispositif	178
5.3	Outils numériques	181
5.3.1	Transferts dans la paroi	181
5.3.2	Bilans sur un volume d'air	181
5.4	Résultats expérimentaux	183

5.4.1	Échelon de température à l'extérieur	183
5.4.2	Échelon de température à l'intérieur	186
5.4.3	Sollicitations hygriques	189
5.4.4	Synthèse	195
5.5	Prédictions des transferts à l'échelle paroi	196
5.5.1	Étude des capteurs dans la paroi	197
5.5.2	Prise en compte des transferts convectifs	198
5.5.3	Influence des propriétés du matériau sur la prédiction	200
5.6	Comparaison mesures - simulations à l'échelle du volume d'air	203
5.6.1	Prédiction lors d'un échelon de température extérieure	203
5.6.2	Prédiction lors d'échelons d'humidité	203
5.7	Simulations complémentaires	206
5.7.1	Étude de l'influence d'un revêtement	206
5.7.2	Influence de la prise en compte des transferts couplés	208
5.8	Conclusion	210
Conclusion		211
A Résultats supplémentaires du chapitre 3 sur le bois massif contrecollé		215
A.1	Identification des propriétés	215
A.2	Influence de la colle sur les propriétés estimées	219
A.3	Dispersion des propriétés des échantillons sans colle	220
B Validations des nouveaux modèles numériques		221
B.1	Modèle non-équilibre	221
B.1.1	Schéma numérique	221
B.1.2	Validation	221
B.2	Modèle diffusif-advectif	222
B.2.1	Schéma numérique	222
B.2.2	Validation	223
B.3	Effet de l'échelon initial de température	224
C Résultats supplémentaires du chapitre 5		227
C.1	Test de la réponse d'un thermo-hygromètre	227
C.2	Comparaison entre TC et SHT	228
C.3	Étalonnage TC	229
C.3.1	Fonctionnement	229
C.3.2	Principe de l'étalonnage	229
C.4	Étalonnage SHT	230
C.5	Comparaison paroi haut et fond	231
C.5.1	Echelon de température à l'intérieur	231
C.5.2	Sollicitations hygriques	232
Bibliographie		235

Nomenclature

Lettres grecques

α	Coefficient d'échange surfacique de chaleur	$W/(m^2.K)$
β	Coefficient d'échange surfacique de vapeur	s/m
δ	Perméabilité à un gaz	s
Δ	Variation ou écart d'une grandeur physique	-
ε	Porosité	-
Γ	Interface du matériau	-
λ	Conductivité thermique	$W/(m.K)$
μ	Facteur de résistance à la diffusion de vapeur	-
ρ	Masse volumique	kg/m^3
ϕ	Masse volumique	- ou %
σ	Écart-type	-
θ	Teneur en eau massique	% ou kg/kg
θ_i	Paramètres de l'isotherme de sorption	dépend de l'ordre
ξ	Pente de l'isotherme de sorption	$kg/m^3/\%$

Indices et exposants

°	estimé	l	liquide
0	initial	lv	liquide-vapeur
a	air	mat	matériau
adv	advection	num	numérique
apr	a priori	obs	observation
b	eau liée	s	surface
c	conduction	sat	saturation
d	diffusion	surf	surface
ext	extérieur	v	vapeur d'eau
int	intérieur	w	eau vapeur + liquide
*	sans dimension		

Abréviations et nombres sans dimension

B	coefficient de sorption sans dimension
Bi	nombre de Biot
Fo	nombre de Fourier
HAM	Heat Air Moisture : Chaleur Air Humidité
Pe	nombre de Péclet
SHT	Thermohygromètres
TC	Thermocouple

Lettres latines

A	Surface	m^2
c	Chaleur spécifique d'une espèce	J/kg.K
c_a	Capacité aéraulique	m^2/s^2
c_m	Capacité hygrique	kg/(m ³ .%.Pa)
c_q	Capacité thermique	J/(m ³ .K)
d_i	Paramètres de la perméabilité à la vapeur	dépend de l'ordre
E	Énergie	J
g	Densité de flux de masse	kg/(m ² .s)
H	Enthalpie	J
h	Enthalpie volumique	J/m ³
HA	Humidité absolue	kg _{vapeur} /kg _{airsec}
K	Conductivité liquide	s
k_a	Perméabilité à l'air d'un matériau	s
k_{mat}	Perméabilité intrinsèque à l'air	m ²
L_v	Chaleur latente de vaporisation de l'eau	J/kg
M	Masse molaire	kg/mol
m	Masse	kg
n_{fuites}	Débit de fuites	m ³ /s
P	Pression totale	Pa
P_c	Pression capillaire	Pa
P_{sat}	Pression de saturation	Pa
P_v	Pression partielle de vapeur	Pa
P_b	Pression partielle de l'eau liée	Pa
q	Densité de flux de chaleur	W/m ²
Q	Flux de chaleur	W
R	Constante des gaz parfait	J/(mol.K)
R_i	Constante des gaz parfait de l'espèce i	J/(kg.K)
s_d	Épaisseur d'air équivalente	m
S	Résidu	-
s	Terme source	kg/(m ³ .s)
T	Température	K
t	temps	s
U	Énergie interne	J
V	Volume	m ³
v	Vitesse	m/s
w	Teneur en eau	kg/m ³
x	Dimension de l'espace	m

Introduction

Contexte général

En 2014, le Groupe d'expert Intergouvernemental sur l'Évolution du Climat (GIEC) a publié son 5^{ème} rapport avançant une responsabilité très certaine de l'activité humaine dans l'augmentation des émissions de gaz à effet de serre [1]. Ce rapport montre également, que selon les différents scénarios d'étude, la température moyenne de l'atmosphère pourrait augmenter de 1.5°C à 6°C d'ici 2100. Pour limiter le réchauffement climatique à moins de 2°C, comme l'ont signé 195 pays en décembre 2015 (accord de Paris), la seule solution est d'engager des politiques de réduction des émissions de gaz à effet de serre. En France, les lois Grenelle 1 et Grenelle 2 et plus récemment la loi Transition Énergétique pour la croissance Verte en 2015 ont formalisé les objectifs liés à la diminution des émissions et à la réduction de la consommation énergétique finale et primaire d'origine fossile [2].

Or, en France, le secteur du bâtiment représente 45% de la consommation d'énergie finale et 23% des émissions de CO₂ [2]. Dans ce contexte de politique environnementale, ce secteur joue un rôle essentiel pour atteindre les objectifs fixés par l'accord de Paris. Ainsi, de nouvelles réglementations (RT 2012) et de nouveaux labels de qualité environnementale ou de performance énergétique (HQE, maisons passives, bâtiments basse consommation, maisons à énergie positive) ont été introduits. Afin de réduire l'impact carbone des bâtiments, le label « E+, C- » est expérimenté actuellement .

Ces contraintes environnementales incitent à construire des bâtiments à faible impact environnemental obéissant à des critères de performance énergétique élevés tout en assurant une ambiance intérieure confortable. L'utilisation de bois dans la construction pour la structure, l'isolation ou le parement intérieur s'inscrit dans cette démarche en tant que matériau biosourcé permettant le stockage de carbone et par sa capacité à améliorer la performance énergétique [3, 4] et le climat intérieur [5]. Il représente un matériau complexe à étudier à cause de sa structure hétérogène et anisotrope et ses propriétés spécifiques liées au transfert d'humidité.

De plus, la mise en œuvre des réglementations thermiques, visant à baisser les consommations d'énergie primaire à 50 kWh/m²/an, impose des modifications de construction des bâtiments en termes d'isolation et d'étanchéité à l'air. Cela peut engendrer l'apparition de pathologies liées à l'humidité dans l'enveloppe ou l'ambiance intérieure du bâtiment : développement de moisissures, diminution de la qualité de l'air intérieur et du confort, condensation dans les parois pouvant entraîner une dégradation des matériaux et de leurs propriétés thermiques. Il apparaît donc nécessaire de tenir compte des transferts d'humidité dans les matériaux et le bâtiment. L'impact de ces transferts sera d'autant plus important pour les matériaux à base de bois fortement sensibles à l'humidité [5].

Contexte scientifique

Dans ce contexte, il est nécessaire de mieux comprendre les phénomènes physiques mis en jeu à différentes échelles : matériaux poreux, parois et volume intérieur du bâtiment. Ainsi, la communauté

scientifique s'est intéressée à cette problématique pour mieux prédire l'importance des transferts couplés de chaleur et de masse dans les constructions. Pour cela, il est essentiel de mener à la fois des études expérimentales et numériques et de comparer les deux approches.

Plusieurs annexes de l'Agence Internationale de l'Energie (IEA) à travers le programme *Energy Conservation in Buildings and Community Systems* ont développé les collaborations et les recherches sur différents sujets. L'annexe 14 (*Condensation and Energy*) achevée en 1992 s'intéressait aux phénomènes liés à la condensation dans les parois et leur impact sur la consommation énergétique des bâtiments. Ensuite, l'annexe 24 (*Heat, air and moisture transfer*) s'est focalisée sur la modélisation et l'étude des phénomènes liés aux transferts couplés de chaleur et de masse à travers les parois. L'impact du comportement hygrique et de la durabilité de la construction sur la consommation énergétique a notamment été étudié. De 2003 à 2007, la modélisation thermo-hygro-aéraulique à l'échelle du bâtiment a été étudiée dans le cadre de l'annexe 41 (*Whole building heat, air and moisture response*). Pour cela, l'étude a été menée à différentes échelles : des matériaux au volume d'air. Au cours de ce projet, différents modèles ont été développés et comparés entre eux. Sur des cas identiques, on observe une disparité des résultats mettant en évidence la complexité des phénomènes. Cette annexe a également permis de montrer que les expérimentations à la fois à l'échelle matériau et bâtiment sont nécessaires dans le but de mieux comprendre les phénomènes, de mieux définir les propriétés des matériaux et d'améliorer la fiabilité des modèles. Cette approche multi-échelle est nécessaire : à l'échelle matériau de nombreuses études s'intéressent à la caractérisation des propriétés [6–8] et à l'effet tampon des matériaux hygroscopiques [9–12], le comportement des parois est étudié à la fois en conditions contrôlées (au Canada [13], en Finlande [7, 14], en Suisse [15] et au Japon [16]) et en conditions réelles [17, 18], enfin quelques études se placent à l'échelle du bâtiment réels [19–22].

Au niveau national, plusieurs études françaises, soutenues par l'Agence Nationale de la Recherche (ANR) et l'Agence De l'Environnement et de la Maîtrise de l'Énergie (ADEME), s'intéressent au comportement hygrothermique des matériaux de construction et des bâtiments.

Les projets MACHA « Définir l'impact des transferts de masse sur les transferts de chaleur » (2006-2009) et MACHA 2 « Mieux comprendre les transferts de masse pour maîtriser les transferts de chaleur » (2007-2009) ont mis en évidence l'influence des transferts de masse sur les transferts de chaleur au sein d'une paroi. Toutefois l'effet semble moins important à l'échelle globale du bâtiment.

Le projet HUMIRISK « Renforcement de l'isolation dans l'existant - évaluation des risques liés à l'humidité » (2006-2010) consistait à étudier les risques liés à l'humidité pendant la rénovation thermique. La variété des désordres constatés et l'impact des occupants rendent difficiles la généralisation des conclusions de l'étude.

Les projets OPTI-MOB « Réduction des risques liés à l'humidité et aux transferts d'air dans les constructions à ossature bois » (2008-2011) et TRANSBATIBOIS « Transferts dans les parois des bâtiments bois » (2008-2012) avaient pour objectifs de mieux évaluer les performances et le comportement hygrothermique des différentes constructions bois. Plusieurs dispositifs expérimentaux ont été développés pour étudier les transferts dans la paroi et le volume d'air. Les résultats montrent qu'il est difficile de prédire correctement le comportement hygrothermique pour ce type de construction notamment en lien avec les propriétés spécifiques du bois.

Plus récemment, le projet HYGRO-BAT « Vers une méthode de conception hygro-thermiques des bâtiments performants » (2011-2015) s'est intéressé à la définition d'une méthodologie d'évaluation et de conception hygrothermique des bâtiments soumis à des conditions dynamiques. Les études étaient basées sur des constructions et des matériaux bois. La démarche de ce projet a été progressive

et à différentes échelles : à l'échelle matériau pour la caractérisation des propriétés, à l'échelle de la paroi avec des conditions contrôlées puis des conditions réelles climatiques et à l'échelle du volume d'air pour mieux comprendre le rôle des transferts couplés. La comparaison des mesures avec les prédictions montre des écarts notamment dans la description de la dynamique des transferts.

Le projet HUMIBATex (2012-2016) « Comment prédire les désordres causés par l'humidité? Quelles sont les solutions techniques pour rénover le bâti existant? » visait le développement d'outils permettant la prédiction des désordres causés par l'humidité. Ce projet a permis le suivi expérimental du comportement hygrothermique de différents bâtiments avant et après réhabilitation et la mise en place d'une plateforme de co-simulation thermo-hygro-aéroulque permettant la modélisation fine des transferts à l'échelle globale du bâtiment.

En résumé, les études scientifiques citées en exemple ont cherché à mieux comprendre et prédire le transport d'humidité et de chaleur dans les matériaux et leur impact à l'échelle du bâtiment notamment pour les matériaux fortement hygroscopiques comme les matériaux bio-sourcés. Malgré ces différentes études, il apparaît que des difficultés subsistent notamment lors de la comparaison entre mesures et simulations et lors de la formalisation du lien entre les différentes échelles d'étude.

Problématique et approche adoptée

Dans ce contexte, nous nous intéressons à la problématique suivante : Comment améliorer la prédiction et la compréhension des transferts couplés dans les matériaux poreux fortement hygroscopiques ainsi que leurs prises en compte à l'échelle du volume d'air? Notre travail aura pour objet l'étude de matériaux à base de bois utilisés dans la construction comme l'isolant fibre de bois et les panneaux de bois contrecollé.

Pour répondre à cette problématique, nous choisissons d'adopter une approche complémentaire entre études expérimentales et numériques à différentes échelles : matériaux, paroi et volume d'air. Les résultats aux échelles inférieures, notamment la caractérisation des propriétés hygriques et le modèle numérique seront utilisés pour étudier l'impact des transferts sur l'ambiance intérieure.

Organisation du document

L'étude présentée dans ce manuscrit est organisée en cinq chapitres. Le contenu de certains chapitres (Chapitre 2, 3 et 4) sera en partie développé sous forme d'articles soumis ou acceptés que nous compléterons par des résultats supplémentaires.

Le premier chapitre propose une description de la physique des transferts couplés de chaleur et de masse dans les matériaux poreux et plus particulièrement dans le cas des matériaux bois. Nous présentons et validons l'implémentation numérique du modèle de transferts de masse et de chaleur utilisé pour notre cas d'étude.

Dans le deuxième chapitre nous nous demandons si les modèles numériques utilisés dans la littérature prédisent correctement le comportement hygrothermique. Pour répondre à cette question, nous recensons et analysons les études comparant mesures et simulations pour différents matériaux de construction. Les travaux à l'échelle matériau et paroi, présentés au travers d'un article, sont complétés par ceux à l'échelle bâtiment pour comparer les tendances aux différentes échelles d'étude.

Dans le troisième chapitre, nous proposons une méthode permettant d'estimer les propriétés hygriques des matériaux à partir de mesures en régime transitoire en utilisant une méthode inverse

basée sur un algorithme existant. L'utilisation et la validation de la méthode pour l'isolant fibre de bois sont développés avec un article [23]. Des résultats supplémentaires sur le bois massif contrecollé (CLT) et la dispersion des résultats sont ensuite présentés.

Le chapitre 4 est consacré à la discussion des hypothèses avancées dans la littérature pour améliorer la capacité de prédiction des modèles : l'hypothèse de non-équilibre local et l'advection d'humidité dans le matériau. La fiabilité des modèles est étudiée en comparant les prédictions aux mesures expérimentales pour les deux matériaux. Dans le cas de la fibre de bois, les paramètres importants de chaque modèle sont mis en évidence grâce à une analyse de sensibilité locale comme cela est détaillé dans l'article présenté.

Le dernier chapitre étudie l'impact des transferts couplés dans les parois de bois contrecollé sur l'ambiance intérieure et la consommation énergétique. Le dispositif expérimental mis en place permet de mieux comprendre les phénomènes mis en jeu et de valider le modèle numérique et les propriétés du matériau (déterminées dans le chapitre 3) à l'échelle paroi et dans le volume d'air. Cela permet ensuite de mettre en évidence le rôle des transferts couplés.

Chapitre 1

Transferts hygrothermiques dans les matériaux poreux

Sommaire

1.1	Matériau bois	6
1.1.1	L'utilisation du bois dans la construction	6
1.1.2	Structure du bois et de la fibre de bois	7
1.1.3	Comportement hygrothermique	10
1.2	Physique des transferts d'énergie et de masse dans les matériaux poreux	12
1.2.1	Matériaux poreux et humidité	12
1.2.2	Transfert et stockage de chaleur	14
1.2.3	Transfert d'humidité	15
1.3	Modèle de transferts couplés air-chaleur-humidité	19
1.3.1	Équations de conservation	19
1.3.2	Équations couplés : synthèse	25
1.4	Modèle diffusif de référence : implémentation et validation	26
1.4.1	Hypothèses d'études	26
1.4.2	Implémentation du modèle	26
1.4.3	Validation	28
1.5	Conclusion	30

1.1 Matériau bois

1.1.1 L'utilisation du bois dans la construction

Le bois a toujours été utilisé dans la construction. Cet usage connaît un nouvel essor depuis quelques années notamment grâce aux nombreux produits techniques innovants en bois et aux ressources importantes. La construction bois profite également de la mise en place de plans d'action nommés « plan bois-construction » depuis 2009 et de différents labels permettant d'identifier les obstacles au développement du bois dans la construction et de développer son usage. La construction bois représente près du tiers de l'utilisation du bois. En France, environ 11% des maisons individuelles et 20% des agrandissements sont en bois [24].

L'utilisation de bois dans la construction est favorisée de par ses nombreux avantages à la fois écologiques et techniques. Il s'agit d'un matériau bio-sourcé car il est issu de la biomasse d'origine végétale. Le bois permet de réduire l'impact environnemental de la construction (émission de CO_2) en tant que « puits » de CO_2 . En effet, le bois absorbe et stocke le CO_2 par photosynthèse lors de sa croissance, et le libère en fin de vie lors de sa combustion. D'un point de vue technique, le bois est notamment apprécié pour sa légèreté, ce qui en fait une solution pertinente pour les travaux d'extension. De bonnes performances thermiques sont également notées, la conductivité est de l'ordre de $200 \text{ mW}/(\text{m.K})$ pour le bois massif à $40 \text{ mW}/(\text{m.K})$ pour l'isolant fibre de bois [25], ce qui permet de répondre facilement aux exigences de la réglementation thermique en terme d'isolation. Le bois permet également une rapidité de construction grâce à son haut niveau de préfabrication.

Ses propriétés structurelles permettent au bois d'être utilisé dans la structure des constructions (ossature et charpente) [26]. Les essences les plus utilisées pour l'ossature sont l'épicéa et le pin. Plusieurs systèmes constructifs bois se sont développés : ossature bois, poteaux poutre, madrier, panneaux de bois massif lamellé croisé. Actuellement le marché de la maison bois est largement dominé par l'ossature bois avec 73% des constructions puis le système poteaux poutres (16% de part de marché), bois massif (5%), panneaux massifs (5%) et enfin le colombage (1%) [24]. En France, la construction ossature bois représente 21% des maisons individuelles BBC Effinergie. Néanmoins, actuellement les constructions avec des panneaux structuraux de CLT sont en plein essor, ils permettent de construire des bâtiments à plusieurs étages avec le bois. Ce type de panneau possède une bonne stabilité mécanique dans les différentes directions grâce à l'empilement de 3 planches de bois, souvent à base d'épicéa, de manière croisée. La Figure 1.1a présente un bâtiment construit avec ce mode constructif. Ce type de construction permet également d'utiliser le bois en tant que revêtement intérieur en le laissant apparent (Figure 1.1b). Il s'agit là d'une autre utilisation du bois en tant que revêtement intérieur ou extérieur (bardage), du douglas ou mélèze sont utilisés. Actuellement, les feuillus sont moins utilisés pour la construction bois mais leur utilisation est amenée à se développer.



FIGURE 1.1 – Bâtiment construit en CLT : (a) vue de l'extérieur, (b) vue de l'intérieur.

L'isolation en fibre de bois, composée de diverses fibres (feuillus et résineux), se développe grâce à ses propriétés et devient une alternative à la fibre de verre. Ces deux matériaux se différencient notamment par leurs propriétés hygroscopiques. La fibre de bois possède la capacité d'adsorber/désorber de l'eau ce qui peut jouer un rôle supplémentaire sur le comportement de la paroi.

Dans notre travail, nous allons nous concentrer sur l'étude de deux dérivés du bois offrant de bonnes perspectives d'utilisation : l'isolant fibre de bois et les panneaux CLT.

1.1.2 Structure du bois et de la fibre de bois

Le bois est un matériau complexe dont la structure est hétérogène et anisotrope à l'échelle macroscopique et microscopique. La Figure 1.2 présente la structure générale du bois avec les grandeurs caractéristiques de chaque échelle, de l'arbre aux molécules de cellulose.

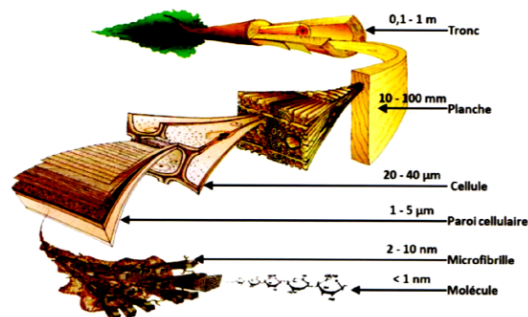


FIGURE 1.2 – Différentes échelles d'étude du bois [27].

1.1.2.1 Structure macroscopique

A l'échelle du tronc, seules certaines cellules sont vivantes, elles sont situées dans le cambium sous l'écorce (liber) (Figure 1.3a). Les cellules du cambium forment de façon répétée des cellules de bois d'un côté et des cellules de l'écorce de l'autre. Lorsque l'arbre grandit, les cellules du duramen (appelé aussi bois parfait ou bois de cœur) cessent de conduire la sève. Dans la construction, c'est cette partie du bois qui est utilisée.

Chaque année, l'arbre forme de nouvelles cellules qui se disposent en cercles concentriques (anneaux annuels de croissance représentant la quantité de bois produit au cours d'une saison de croissance. La croissance du bois diffère d'une saison à une autre : on distingue le bois de printemps (ou bois initial) sous la forme de cercle plus clair et le bois d'été (ou bois final) avec des cercles plus foncés. En automne et en hiver, le cambium arrête de croître.

Le bois possède trois principales directions d'orthotropie :

- la direction longitudinale correspondant à la direction des fibres,
- la direction radiale, normale à la direction longitudinale et correspondant à l'orientation de la moelle à l'écorce,
- la direction tangentielle, tangente aux anneaux de croissance.

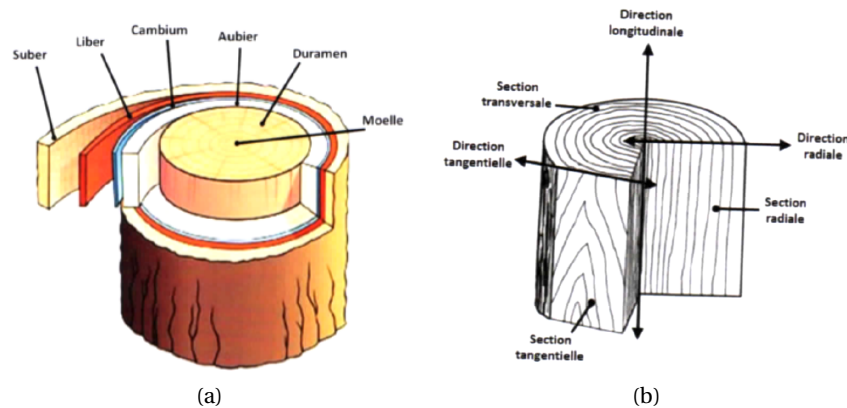


FIGURE 1.3 – (a) Structure détaillée d'un tronc d'arbre, (b) Direction et plans ligneux du bois [27].

1.1.2.2 Échelle microscopique

A l'échelle microscopique, le bois est composé de plusieurs types de fibres dont le diamètre et l'épaisseur des parois sont assez variables. La structure et l'agencement des fibres vont être différentes suivant l'essence de bois : les résineux (sapin, épicéa, pin) et les feuillus (chêne, hêtre, frêne).

La structure des résineux est relativement simple, uniforme et régulière (Figure 1.4a). Le bois est composé de trachéides et de rayons ligneux. Les rayons ligneux sont composés de cellules allongées dans le sens radial ayant un rôle de conduction radiale. Les trachéides verticales (aussi appelées fibres) représentent environ 90% de la masse ligneuse et jouent rôle de conduction mais également de soutien de l'arbre. Ce sont des cellules verticales orientées dans la direction longitudinale de l'arbre. Les trachéides communiquent entre elles par des ponctuations aréolées et avec les rayons ligneux par des ponctuations semi-aréolées. Les caractéristiques géométriques diffèrent entre le bois de printemps et le bois d'été. Dans le cas du bois de printemps, les trachéides présentent de minces parois cellulaires et des cavités de grands diamètres, appelées lumens. Pour le bois d'été, les parois cellulaires sont plus épaisses et les diamètres des lumens sont faibles, ce qui donne une masse volumique plus élevée.

La structure du bois des feuillus est plus complexe et plus diversifiée que pour les résineux (Figure 1.4b). Les feuillus sont formés de vaisseaux, de trachéides et parenchymes. Les vaisseaux sont des cellules ayant des lumens de grands diamètres permettant d'assurer le rôle de conduction de la sève alors que le soutien de l'arbre est assuré par les trachéides. Néanmoins, les vaisseaux et les trachéides sont connectés par des ponctuations pour laisser passer la sève.

La structure microscopique du bois, assez complexe et anisotrope, va influencer les propriétés du matériau ainsi que le transfert de matière. De plus, les propriétés physiques et hygrothermiques du matériau seront impactées par l'hétérogénéité à cette échelle.

1.1.2.3 Constitution d'un panneau de CLT

Les panneaux en bois massif contrecollé utilisé dans cette étude se composent de 3 planches d'épicéa disposées en couches croisées et collées entre elles (Figure 1.5). Le collage s'effectue avec des colles Polyuréthanes appliquées sous pression permettant un dépôt homogène sur toute la surface avec une proportion d'environ 0.15 kg/m^2 . Les planches d'épicéa sont découpées dans le bois de cœur suivant la direction longitudinale, dans le sens des fibres (Figure 1.3b). Les propriétés de trans-

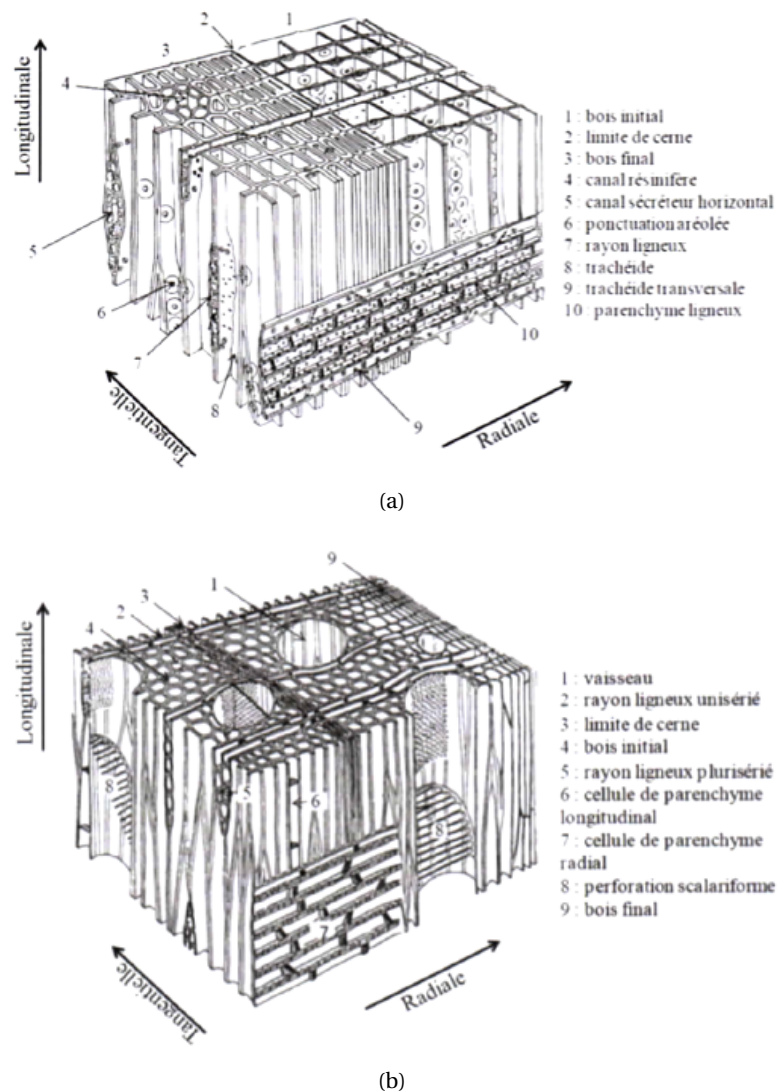


FIGURE 1.4 – Structure anatomique des essences d’arbres : (a) résineux, (b) feuillus [27].

ferts sont donc différentes dans le plan et perpendiculaire au plan du panneau. Nous étudierons les transferts d’humidité et de chaleur perpendiculairement au plan du panneau qui sont dominants.

La disposition croisée des planches permet de réduire les variations dimensionnelles (dans le plan du panneau : 0.01% par % de variation d’humidité du bois et 0.24% perpendiculairement au plan) et d’assurer une stabilité structurelle en reprenant efficacement les efforts dans les deux directions. De plus, cette disposition permet d’utiliser les panneaux verticalement (mur) et horizontalement (plancher). D’autre part, ces panneaux assurent une bonne étanchéité à l’air.

De plus, les propriétés hygrothermiques des panneaux sont différentes de celles de l’épicéa avec la présence de la colle et dépendent également de la température et du niveau d’humidité.

1.1.2.4 Fabrication et structure de la fibre de bois

Les isolants en fibre de bois sont élaborés à partir des déchets des scieries et de rémanents de bois, généralement les résidus de résineux (épicéa, mélèze, sapin ou pin) et de lignines. Ces résidus subissent un traitement thermique à l’étuve avant d’être défibrés selon un procédé industriel par voie

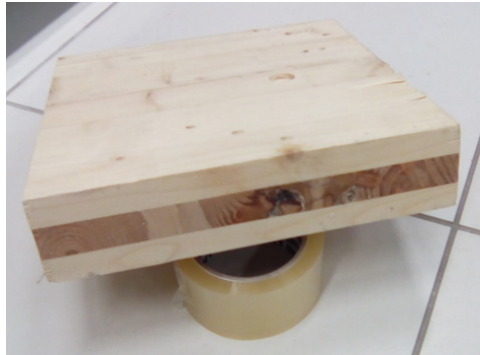


FIGURE 1.5 – Panneau de CLT.

sèche ou humide pour isoler les trachéides décrites dans la section 1.1.2.2. Les fibres obtenues sont ensuite mélangées et liées par pressage pour obtenir des panneaux rigides ou semi-rigides. La densité et la rigidité des panneaux dépendent du degré de compaction des fibres. Ces panneaux sont ensuite séchés, à une température comprise entre 160 et 200° afin de diminuer la quantité d'eau. D'autres matières isolantes (polyester et autres fibres végétales) peuvent être ajoutées dans ces panneaux.

La structure microscopique de la fibre de bois peut être obtenue par tomographie rayon X comme celle de la Figure 1.6 issue de [27] et obtenue sur le même matériau que celui étudié dans ce travail. Certaines études montrent qu'une direction semble privilégiée, parallèle aux faces dans le plan de fabrication [27–29]. Cette orientation locale privilégiée peut notamment avoir des conséquences sur les propriétés macroscopiques de transfert de chaleur et de masse qui ne seront pas les mêmes dans toutes les directions.

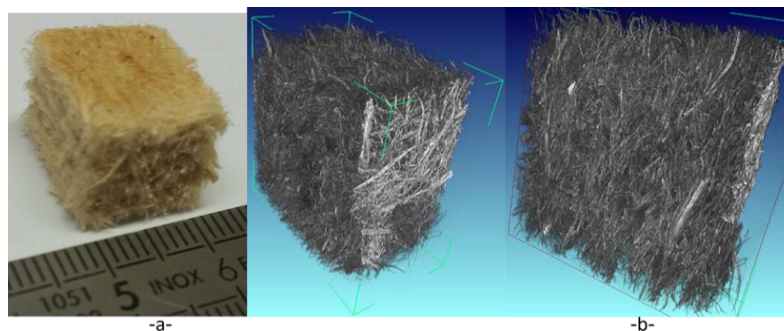


FIGURE 1.6 – Échantillon de fibre de bois (a) et structure 3D (Résolution : 7.7 $\mu\text{m}/\text{pixel}$) (b) [27].

Les résultats obtenus dans [29] et [27] montrent que la distribution de la taille des pores dépend notamment de l'échantillon de fibre de bois, de sa densité, de l'humidité relative et dans une moindre mesure du volume de l'échantillon.

1.1.3 Comportement hygrothermique

1.1.3.1 L'eau dans le bois

De par sa structure et sa composition, le bois est un matériau hygroscopique très sensible à l'humidité. Suivant les conditions thermiques et hygriques de son environnement, il est capable d'adsorber ou de restituer de l'humidité pour se mettre en équilibre avec l'extérieur. L'eau dans le bois se présente sous plusieurs phases.

L'eau de constitution fait partie du squelette du matériau et de la molécule de cellulose ou de lignine. Elle entre dans la composition chimique du bois et ne participe pas aux phénomènes de transfert.

L'eau liée ou adsorbée se situe sur les chaînes celluloses qui composent les parois cellulaires. Elle est à l'origine des modifications physiques et mécaniques du bois tel le retrait/gonflement libre. Elle se déplace beaucoup plus lentement que l'eau libre [30]. Le mouvement de l'eau liée s'effectue par diffusion au travers des parois cellulaires. L'échange entre les phases d'eau adsorbée sur les fibres et l'eau libre sera proportionnel à la différence de pression entre les deux phases [31].

L'eau libre ou capillaire occupe les vides cellulaires (lumens) et est soumise aux forces capillaires et de gravité [32]. Elle se déplace facilement au sein du matériau. Ces forces de capillarité sont en partie responsables du transport de la sève brute (des racines vers la cime des arbres).

La vapeur d'eau est présente dans les cavités dans le cas où ces dernières ne sont pas saturées en eau libre. Si l'eau libre n'existe pas dans les cavités, la vapeur se met en équilibre thermodynamique avec l'eau liée présente sur les parois cellulaires. L'eau sous forme de vapeur ne peut pas être différenciée de l'eau liquide par une simple connaissance de l'état hydrique d'un échantillon.

A l'échelle macroscopique, le mécanisme de transfert de l'eau liée par diffusion est intégré à celui de la vapeur car il est difficile de différencier les deux transports. Ils seront caractérisés par un seul coefficient de transport traduisant la diffusion. Le mouvement d'eau libre sera également modélisé par un paramètre macroscopique de transport par capillarité.

1.1.3.2 L'hystérésis

Le bois montre un comportement hystérétique entre l'adsorption et la désorption : en fonction de l'histoire des conditions d'humidité relative, différentes teneurs en humidité sont mesurées à la même humidité relative. Pour un même niveau d'humidité relative la teneur en eau pendant l'adsorption est toujours inférieure au niveau en désorption. Le phénomène d'hystérésis est moins important lorsque la température augmente [33, 34].

Les raisons qui expliquent l'existence de ces phénomènes d'hystérésis ne sont pas clairement connues. Les liaisons chimiques entre les matières ligneuses ou la cellulose et l'eau [33], l'influence de l'humidité relative sur la cristallinité du matériau et la variation de l'angle de contact liquide-solide peuvent être citées. Les phénomènes d'hystérésis pourraient également être expliqués par la non uniformité géométrique des pores (qui sont en général des vides de forme irrégulière interconnectés par des passages plus petits). Ainsi le remplissage différé et irréversible des pores par le fluide serait le résultat d'un « diamètre d'accès » aux pores différent du diamètre du pore lui-même (« effet de bouteille d'encre ») [35]. Il serait alors plus difficile de vider l'eau du matériau notamment dans les cavités de petits diamètres. Ce phénomène n'est pas spécifique au bois.

1.1.3.3 Point de saturation des fibres

Le point de saturation des fibres correspond à la teneur en eau pour laquelle les parois cellulaires sont complètement saturées en eau liée et la vapeur d'eau occupe seule les cavités, sans présence d'eau libre. Deux domaines doivent être distingués de part et d'autre de ce point. Le domaine hygroscopique est obtenu lorsque la teneur en eau est inférieure au point de saturation des fibres alors qu'au-dessus il s'agit du domaine sur-hygroscopique avec présence d'eau capillaire.

Ce point varie avec le type de bois mais il correspond approximativement à une teneur en eau d'environ 30% en masse [32]. La valeur d'humidité relative correspondante peut être déterminée en

utilisant l'isotherme de sorption du bois étudié. Le point de saturation des fibres peut être influencé par la température, la masse volumique et les phénomènes d'hystérésis. Les variations dimensionnelles (gonflement ou retrait) du bois sont liées à la diminution ou l'augmentation de la quantité d'eau liée dans les parois cellulaires. Ces phénomènes sont observés lorsqu'il n'y a pas d'eau libre dans le bois.

1.1.3.4 Comportement thermique

Dans un milieu poreux, le mode de transfert de chaleur dominant est la conduction thermique caractérisée par la valeur de la conductivité thermique λ . Ce phénomène, semblable à la diffusion, correspond à une transmission de l'énergie par les vibrations des molécules sans déplacement. De plus, au sein de ces matériaux poreux, les phénomènes de convection et de rayonnement s'ajoutent à la conduction à l'échelle du pore. Cependant, étant donné que la détermination expérimentale de la conductivité thermique est réalisée sur des échantillons macroscopiques, les phénomènes de convection et de rayonnement sont inclus en pratique dans une conductivité thermique équivalente.

Les propriétés associées au comportement thermique du bois sont évaluées à l'échelle macroscopique comme c'est le cas également pour les transferts d'humidité. Pour les matériaux bois, la conductivité thermique dépend notamment du type de bois utilisé et de la direction de la mesure (perpendiculaire ou parallèle aux fibres). De plus, l'autre grandeur importante est la capacité thermique ou chaleur spécifique, notée c_{mat} , qui correspond à l'énergie qu'il faut apporter à un corps pour augmenter sa température d'un kelvin. Par exemple, pour le matériau bois, les ordres de grandeur sont de $1100 \text{ J}/(\text{kg K})$ pour l'isolant fibre de bois, $1500 \text{ J}/(\text{kg K})$ pour le CLT en épicea et jusqu'à $2500 \text{ J}/(\text{kg K})$ pour les bois massifs plus denses.

Ces deux grandeurs peuvent également dépendre de l'humidité et de la température. La conductivité thermique des matériaux augmente avec la teneur en eau du matériau : l'eau est meilleure conductrice thermique que l'air, ainsi une augmentation de sa quantité conduit à une conductivité thermique plus grande. Par exemple, pour la fibre de bois dans un état sec $\lambda = 38 \text{ mW}/(\text{m K})$ alors que si elle est complètement saturée en eau $\lambda = 66 \text{ mW}/(\text{m K})$. La chaleur spécifique est une grandeur extensive, la chaleur spécifique d'un matériau poreux est donc la somme des chaleurs spécifiques de toutes les espèces qui le constituent (solide, air, vapeur d'eau, eau liquide). Lorsque le matériau poreux se remplit d'eau, de l'air sec est remplacé par de la vapeur d'eau ou de l'eau liquide dont les capacités thermiques sont plus grandes ($c_a = 1006 \text{ J}/(\text{kg K})$, $c_v = 1870 \text{ J}/(\text{kg K})$ et $c_\ell = 4180 \text{ J}/(\text{kg K})$). La capacité thermique totale augmente donc également avec la quantité d'eau dans le matériau.

1.2 Physique des transferts d'énergie et de masse dans les matériaux poreux

1.2.1 Matériaux poreux et humidité

Les matériaux bois sont modélisés comme des matériaux poreux composés d'une matrice solide et de cavités appelées pores pouvant accueillir des fluides sous forme gazeuse ou liquide. La Figure 1.7 montre une représentation schématique d'un milieu poreux dont les pores sont remplis d'air, de vapeur d'eau et d'eau liquide.

La porosité ε quantifie l'espace total disponible dans le matériau. Ainsi elle est définie comme le

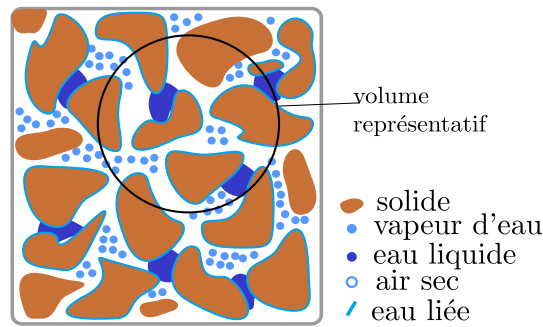


FIGURE 1.7 – Schéma d'un milieu poreux remplis avec différents fluides.

rapport entre le volume des pores accessibles V_p et le volume total du matériau V_t :

$$\varepsilon = \frac{V_p}{V_t}$$

Certains pores ne sont pas accessibles et n'influencent pas les transferts d'humidité. On distingue donc deux types de porosité : la porosité fermée, pour laquelle les pores ne communiquent pas entre eux, et la porosité ouverte, pour laquelle les pores sont interconnectés entre eux. Dans la suite, la porosité désignera la porosité ouverte uniquement.

La structure microscopique peut également être décrite par la tortuosité qui quantifie l'écart à la rectitude des chemins connectant les pores et traversant le matériau. Cette grandeur donne une information sur le chemin traversé dans une matrice poreuse et donc sur les écoulements à l'intérieur.

D'autres grandeurs permettent de caractériser l'état du milieu poreux à l'échelle macroscopique, elles sont résumées dans le Tableau 1.1. La quantité d'eau contenue dans les pores peut être quantifiée en utilisant la teneur en eau qui peut s'exprimer de plusieurs manières. La teneur en eau massique θ , exprimée en kg d'eau par kg de matériau ou en pourcentage massique, est définie comme le rapport de la masse d'eau m_l contenue dans le milieu poreux sur la masse de matériau m_{mat} :

$$\theta = \frac{m_l}{m_{mat}} = \frac{V_l}{V_{mat}} \frac{\rho_l}{\rho_{mat}}$$

avec V_l le volume d'eau dans le matériau, V_{mat} le volume apparent de matériau, ρ_l la masse volumique de l'eau liquide et ρ_{mat} la masse volumique du matériau.

On peut également exprimer la quantité d'eau dans le matériau par la teneur en eau w , qui se définit comme la masse d'eau m_l contenue dans le volume apparent de matériau, V_{mat} :

$$w = \frac{m_l}{V_{mat}} = \rho_{mat} \theta$$

Elle est exprimée en kg/m^3 . Une grandeur volumique ψ peut également être définie ainsi que la saturation σ (Tableau 1.1). Dans nos travaux, nous utiliserons essentiellement les grandeurs θ et w , pour quantifier la quantité d'eau dans le milieu.

A l'échelle microscopique, les matériaux poreux sont hétérogènes et anisotropes. Cependant, étant donné que nous utiliserons ici des équations de transferts décrites à l'échelle macroscopique, nous considérons les matériaux poreux comme homogènes et isotropes à notre échelle d'étude. Le comportement global du matériau à l'échelle microscopique sera caractérisé par des propriétés macroscopiques du matériau, notamment pour la diffusion et le stockage.

Paramètres	Expressions	Unités
Masse volumique sèche	$\rho_{mat} = \frac{m_s}{V_{mat}}$	kg/m ³
Teneur en eau massique	$\theta = \frac{m_l}{m_{mat}}$	kg/kg
Teneur en eau volumique	$\psi = \frac{V_l}{V_{mat}}$	m ³ /m ³
Teneur en eau	$w = \frac{m_l}{V_{mat}}$	kg/m ³
Teneur en vapeur d'eau	$w_v = \frac{m_v}{V_{mat}}$	kg/m ³
Saturation	$\sigma(t) = \frac{w}{\rho_l \varepsilon}$	-

Tableau 1.1 – Propriétés macroscopiques caractérisant l'état hygrique du milieu poreux.

1.2.2 Transfert et stockage de chaleur

1.2.2.1 Stockage d'énergie

L'énergie totale E se définit comme la somme de l'énergie interne U , l'énergie cinétique E_c et l'énergie potentielle E_p . En physique du bâtiment, les variations d'énergie potentielle et cinétique sont négligées, ce qui donne $dE \approx dU$. L'énergie interne peut être exprimée en fonction de l'enthalpie H par $U = H - PV$. En considérant le volume constant et les variations de pression faibles devant celles d'enthalpie nous avons :

$$dE \approx dU \approx dH \quad (1.1)$$

En prenant la référence à $T_0 = 273.15 \text{ K}$, l'enthalpie d'un matériau sec s'écrit comme :

$$H = \rho_{mat} c_{mat} V (T - T_0) = h_{mat} V \quad (1.2)$$

avec ρ_{mat} et c_{mat} la masse volumique et la chaleur spécifique du matériau et V le volume du matériau supposé constant. Dans le cas de matériaux de construction, l'eau présente sous forme de vapeur et de liquide dans les pores influence le stockage comme cela sera détaillé dans la section 1.3.1.2.

1.2.2.2 Transfert de chaleur

La loi de Fourier permet d'exprimer la densité surfacique de flux de conduction \mathbf{q}_c (W/m²) :

$$\mathbf{q}_c = -\lambda(w, T) \nabla T \quad (1.3)$$

où comme expliqué précédemment (section 1.1.3.4) $\lambda(w, T)$ est la conductivité thermique équivalente du matériau en W/(m.K), dépendant de la teneur en eau w et de la température T .

De plus, le transport d'humidité va induire un flux de chaleur latent et sensible, noté $\mathbf{q}_{\ell v}$. Ce terme sera détaillé dans la section 1.3.1.2.

Dans les matériaux, il faut également prendre en compte le transport de chaleur par advection dû à l'écoulement d'air sec dans le matériau à une vitesse \mathbf{v}_g :

$$\mathbf{q}_{adv} = \rho_a c_a T \mathbf{v}_g \quad (1.4)$$

avec ρ_a la masse volumique de l'air et c_a la chaleur spécifique de l'air.

La vitesse v_g est la vitesse moyenne totale du gaz que nous supposons être égale à la vitesse de l'air dans le matériau. La vitesse de l'air dans le matériau est donnée par la loi de Darcy :

$$v_g = -\frac{k_{mat}}{\mu_a} \left(\nabla P - \rho_a(T) g \right),$$

où k_{mat} est la perméabilité intrinsèque du matériau, μ_a est la viscosité dynamique de l'air, ρ_a la masse volumique de l'air dépendant de la température et P la pression totale de l'air. Généralement les effets de la gravité ($\rho_a g$) sont négligés en physique du bâtiment car les gradients de pression dominant $\nabla P \ll \rho_a(T) g$.

1.2.3 Transfert d'humidité

1.2.3.1 Air humide

On représente l'air humide comme un mélange de gaz parfait contenant de l'air sec et de la vapeur d'eau.

La pression partielle de vapeur d'eau, P_v , représente la pression exercée par la vapeur d'eau contenue dans l'air. En appliquant la loi des gaz parfaits à la vapeur d'eau, la pression de vapeur s'écrit :

$$P_v = \frac{\varepsilon w_v R T}{M_w} \quad (1.5)$$

avec R la constante des gaz parfaits ($R = 8.314 J/(mol.K)$), T la température et M_w la masse molaire de l'eau ($M_w = 18 g/mol$).

On peut également définir l'humidité absolue $w_{v,a}$ comme la masse de vapeur d'eau contenue dans une masse d'air sec, elle s'exprime comme :

$$w_{v,a} = \frac{m_v}{m_a} = \frac{M_w}{M_a} \frac{P_v}{P - P_v} \approx 0.622 \frac{P_v}{P - P_v}$$

avec m_a la masse d'air sec, M_a la masse molaire de l'air et P la pression totale.

Pour une température donnée, un volume d'air ne peut contenir qu'une quantité de vapeur d'eau limitée. La quantité maximale est atteinte lorsque la pression de vapeur P_v devient égale à la pression de vapeur saturante P_{sat} . L'humidité relative de l'air ϕ est définie comme le rapport entre la pression partielle de vapeur et la pression de vapeur saturante :

$$\phi = \frac{P_v}{P_{sat}(T)}$$

La pression de saturation peut être exprimée en fonction de la température en utilisant l'équation de Clausius-Clapeyron :

$$\frac{\partial P_{sat}}{\partial T} = \frac{L_v M_w}{R T^2} P_{sat} \quad (1.6)$$

Il existe plusieurs expressions pour P_{sat} grâce à des interpolations à partir des données expérimentales. Dans la suite, nous prendrons une expression de type loi d'Antoine :

$$\ln(P_{sat}) = A - \frac{B}{T + C}$$

Les valeurs des coefficients A, B et C dépendent du domaine de température considéré [36].

1.2.3.2 Stockage d'humidité

Certains matériaux poreux ont la capacité d'adsorber et de stocker de l'eau provenant du milieu environnant, ces matériaux sont dits « hygroscopiques », c'est par exemple le cas du bois. La quantité d'eau accumulée dans un tel matériau, à l'équilibre, dépend du niveau d'humidité relative dans lequel il se trouve. Cette capacité de stockage, appelée parfois capacité hygrique, est décrite par la courbe de sorption du matériau qui représente la teneur en eau à l'équilibre w en fonction de l'humidité relative ϕ . La forme de la courbe de sorption pour un matériau hygroscopique est donnée dans la Figure 1.8. Cette courbe de sorption, appelé également « isotherme de sorption » est déterminée à une température donnée. Pour la gamme de température utilisée en physique du bâtiment, la dépendance de la courbe de sorption avec la température est souvent négligée. Certaines études montrent toutefois l'intérêt de la considérer [37, 38]

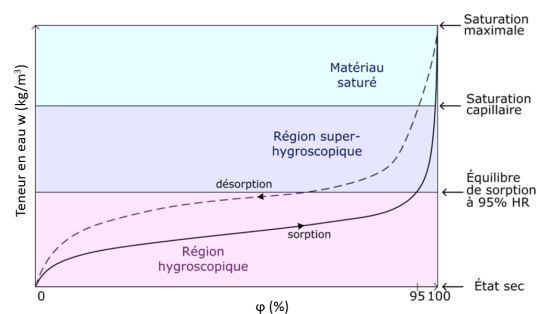


FIGURE 1.8 – Forme de la courbe de sorption pour un matériau hygroscopique (adaptée de [39]).

Les mécanismes de stockage de l'humidité dépendent de la gamme d'humidité relative du milieu ambiant. Le comportement à l'échelle microscopique est décrit par trois domaines (Figure 1.8) :

- la région hygroscopique : dans cette région, l'eau est présente sous forme de vapeur d'eau et d'eau liée. Dans le cas du bois, la teneur en eau est inférieure au point de saturation des fibres. Lorsque le matériau est exposé à de faibles humidités relatives ($\phi < 0.40$ environ), l'eau est adsorbée sur les parois des pores en couches mono-moléculaires puis en couches multi-moléculaires lorsque l'humidité relative est plus élevée. Lorsqu'un pore est rempli d'eau, la condensation hygroscopique apparaît. Les pores les plus petits seront les premiers impactés.
- la région super-hygroscopique : lorsque suffisamment de pores sont remplis d'eau, l'eau est transportée également sous forme d'eau liquide, l'eau libre. Le matériau peut alors absorber de l'eau jusqu'à atteindre un niveau de teneur en eau maximale que l'on appelle la saturation capillaire ou la condensation capillaire.
- la région saturée : si le matériau est resté en contact longtemps avec de l'eau liquide, ou bien si la pression est artificiellement augmentée, les petites poches d'air résiduelles sont dissoutes, jusqu'à atteindre la saturation maximale. Ce niveau est difficile à atteindre car de l'air résiduel est facilement piégé dans les pores du matériau.

Comme nous l'avons vu pour le bois, le comportement d'un matériau est différent entre les processus de sorption et de désorption : la quantité d'eau retenue lors de la désorption est supérieure à la quantité adsorbée, la différence entre les deux courbes dépend essentiellement des caractéristiques des pores du matériau (dimension moyenne et répartition des diamètres de pores). Plusieurs facteurs peuvent justifier ce processus notamment l'angle de contact et la non-uniformité géométrique des

pores [32, 40]. Ces phénomènes d'hystérésis sont toutefois fréquemment négligés et seule l'isotherme d'adsorption est utilisée pour décrire le stockage d'humidité dans un matériau de construction.

1.2.3.3 Mécanismes de transfert d'humidité

L'humidité dans un matériau poreux peut être transportée sous différentes formes et par différents phénomènes comme le résume le Tableau 1.2. Dans notre étude, les modes de transfert les plus importants sont : le transfert de vapeur d'eau par diffusion et par advection et la migration capillaire pour l'eau liquide.

Phases transportées	Mécanismes	Forces motrices
Vapeur d'eau	Diffusion de vapeur	Pression de vapeur
	Thermodiffusion	Température
	Diffusion de Knudsen ou effusion	Pression de vapeur
	Advection	Pression totale
Eau liquide	Migration capillaire	Pression de succion
	Migration d'eau liée	Teneur en eau
	Flux gravitationnel	Gravité
	Flux hydraulique	Différence de pression totale
	Electrokinésie	Champ électrique
	Osmose	Concentration en ions

Tableau 1.2 – Mécanismes de transport de l'humidité dans les milieux poreux [41].

Transfert de vapeur d'eau par diffusion

Dans un volume d'air libre et immobile, la vapeur d'eau est transportée par diffusion due à un gradient de concentration volumique (ou teneur) en vapeur d'eau $w_v(T, \phi)$. La densité de flux diffusif est décrite par la loi de Fick :

$$\mathbf{g}_{d,v} = -D_a \nabla w_v(T, \phi)$$

avec D_a le coefficient de diffusion. En utilisant la loi des gaz (Eq.(1.5)) et en négligeant le transport dû au gradient de température, nous pouvons également exprimer le flux diffusif en fonction du gradient de pression de vapeur tel que :

$$\mathbf{g}_{d,v} = -\delta_a(T) \nabla P_v(T, \phi)$$

où δ_a est la perméabilité à la vapeur d'eau de l'air dépendante de la température exprimée par [41] :

$$\delta_a = 2 \cdot 10^{-7} \frac{T^{0.81}}{P}$$

Par analogie, au sein d'un matériau poreux, la vapeur d'eau peut également migrer par diffusion sous l'effet d'un gradient de pression partielle de vapeur en faisant intervenir δ_v est la perméabilité à la vapeur d'eau du matériau :

$$\mathbf{g}_{d,v} = -\delta_v(\phi) \nabla P_v(T,\phi) \quad (1.7)$$

La perméabilité à la vapeur désigne le taux de vapeur d'eau pouvant traverser une épaisseur de 1 m de matériau pour une différence de pression de vapeur de 1 Pa de part et d'autre en une seconde.

En complément, le facteur de résistance à la diffusion est défini comme le rapport entre la perméabilité à la vapeur d'eau dans l'air et dans le matériau :

$$\mu = \frac{\delta_a}{\delta_v}$$

Cette grandeur traduit la modification du transport par diffusion dans le matériau due à la présence de la matrice solide (tortuosité du réseau et dimension des pores) et à l'eau liquide. Le facteur de résistance à la diffusion sera donc toujours supérieur à 1 car $\delta_a \geq \delta_v$. Cette valeur peut s'exprimer par l'épaisseur d'air équivalente s_d qui aurait la même résistance à la diffusion de vapeur d'eau que l'épaisseur d du matériau :

$$s_d = \mu d$$

La vapeur peut également être transportée par diffusion due à un gradient de température (thermodiffusion) car la température modifie l'humidité relative de l'air ce qui influe localement sur le taux d'humidité du matériau (voir isotherme de sorption), entraînant indirectement une redistribution de l'humidité. Ce phénomène, généralement négligé pour les matériaux de construction, a été étudié dans [42].

Transfert de vapeur d'eau par advection

La vapeur d'eau peut également être transportée par l'air circulant à travers les pores du matériau, il s'agit de transport par advection. La densité de flux associée s'écrit :

$$\mathbf{g}_{adv,v} = \frac{w_v}{\varepsilon} \mathbf{v} \mathbf{g} \quad (1.8)$$

Ainsi la densité de flux d'humidité par advection est donnée par :

$$\mathbf{g}_{adv,v} = \left(-\frac{w_v}{\varepsilon} \frac{k_{mat}}{\mu_a} \nabla P \right)$$

où w_v pourrait être remplacée par son expression en fonction de P_v (équation (1.5)).

Transfert d'eau liquide

Dans le domaine de la condensation capillaire ($0.98 \leq \phi \leq 1$), l'eau liquide est majoritairement transportée par capillarité. Ce phénomène est illustré par la remontée d'eau dans un tube de faible rayon. L'eau est mise en mouvement par une pression de succion créée par la tension de surface σ et les forces intermoléculaires. Le phénomène est similaire au sein du milieu poreux. La capacité d'un matériau poreux à absorber l'eau liquide va dépendre notamment de la taille des pores, r . En faisant l'hypothèse d'un réseau de pores cylindriques, la pression de succion s'exprime par la loi de Laplace :

$$P_{succ} = \frac{2\sigma}{r} \cos \theta \quad (1.9)$$

A l'échelle microscopique, l'équilibre entre l'eau liquide et la vapeur dans un pore permet d'exprimer la pression de succion en fonction de la température et de l'humidité relative :

$$P_{succ} = \frac{\rho_w R}{M_w} T \ln \phi = \frac{\rho_w R}{M_w} T \ln \left(\frac{P_v}{P_{sat}} \right) \quad (1.10)$$

Le flux d'eau liquide par conduction est exprimé en utilisant la loi de Darcy. De plus, l'action de la gravité ajoute une composante verticale au flux de liquide. Néanmoins, pour les pores de petit diamètre, la pression de succion est plus grande (équation (1.9)) par rapport aux effets de la gravité. Pour les pores de plus grandes dimensions, la condensation capillaire apparaît pour des niveaux d'humidité relative très élevés proches de $\phi = 1$. Ainsi la contribution de la gravité est souvent négligée dans l'expression de la densité de flux d'eau liquide :

$$\mathbf{g}_\ell = -K_\ell(\phi) \nabla P_{succ} \quad (1.11)$$

avec K_ℓ la conductivité liquide. En utilisant l'expression de P_{succ} (équation (1.10)) et en considérant que le gradient de P_v est prépondérant, \mathbf{g}_ℓ devient :

$$\mathbf{g}_\ell = -K_\ell(\phi) \frac{RT}{M_w P_v} \nabla P_v$$

Dans le domaine hygroscopique, l'eau liquide adsorbée sur les parois des pores (eau liée) est mise en mouvement par un gradient de pression de vapeur. Ce transport, appelé diffusion de surface, est intégré dans la perméabilité à la vapeur du matériau décrivant le transport de vapeur d'eau car expérimentalement il est difficile de différencier le transport d'eau liquide et de vapeur d'eau.

1.3 Modèle de transferts couplés air-chaleur-humidité

1.3.1 Équations de conservation

Les transferts couplés chaleur, air, humidité (HAM en anglais) sont régis par des lois de conservation que l'on exprime sous la forme d'équations aux dérivées partielles. Pour cela, l'approximation des milieux continus est utilisée c'est à dire que les propriétés sont moyennées sur des volumes élémentaires représentatifs (VER) comme représenté dans la Figure 1.7. De manière générale, cette équation de conservation d'une quantité X dans un VER traduit le fait que la variation temporelle de cette quantité est égale au flux qui entre dans ce volume moins celui qui sort, c'est à dire le flux net entrant de cette quantité, exprimé par la divergence des flux $-\nabla \cdot \mathbf{j}_X$, avec un terme source s_X . En appliquant une procédure de prise de moyenne, l'équation de transport de la quantité X est [43] :

$$\frac{\partial \langle X \rangle}{\partial t} = -\nabla \cdot \langle \mathbf{j}_X \rangle + \langle s_X \rangle, \quad (1.12)$$

où \mathbf{j}_X est la densité de flux de la quantité X . Dans le cas des transferts de chaleur, d'air et d'humidité la quantité X pourra représenter la densité d'énergie, la teneur en air sec ou en eau.

Dans l'équation (1.12), la moyenne globale est définie comme

$$\langle X \rangle = \frac{1}{V} \int_V X dV$$

où V est le volume total et V_i le volume de la phase i .

Dans la suite nous simplifions les notations tel que [43] :

$$\langle X \rangle \equiv X, \quad \langle \mathbf{j}_X \rangle \equiv \mathbf{j}_X, \quad \langle s_X \rangle \equiv s_X.$$

Nous allons appliquer cette procédure dans le cas du bilan d'humidité, de chaleur et d'air sec.

1.3.1.1 Bilan d'humidité

L'équation de conservation de l'humidité dans les milieux poreux doit prendre en compte différents mécanismes de transport de l'humidité : la diffusion de la phase vapeur $\mathbf{g}_{d,v}$, l'advection de vapeur d'eau $\mathbf{g}_{adv,v}$ et le transport de liquide par capillarité \mathbf{g}_ℓ .

Dans le matériau, l'humidité est présente sous forme de vapeur et de liquide. Dans un premier temps, on ne distingue pas la présence de l'eau liée, incluse dans la phase liquide, dans ce modèle. Cela sera fait dans le Chapitre 4. On peut écrire les équations de conservation pour chaque phase en considérant les termes sources, s_v et s_ℓ .

Pour l'eau sous forme vapeur on a :

$$\frac{\partial w_v(\phi)}{\partial t} = -\nabla \cdot (\mathbf{g}_{d,v} + \mathbf{g}_{adv,v}) + s_v \quad (1.13)$$

Pour l'eau liquide on a :

$$\frac{\partial w(\phi)}{\partial t} = -\nabla \cdot \mathbf{g}_\ell + s_\ell \quad (1.14)$$

Les termes sources correspondent à l'échange entre les différentes phases : s_v est l'échange de l'eau liquide en vapeur d'eau et s_v le processus inverse [44] donc nous avons :

$$s_v = -s_\ell \quad (1.15)$$

Nous supposons que la masse de vapeur est négligeable devant la masse d'eau liquide $w_v \ll w$ et nous considérons également que la variation temporelle de w_v est suffisamment faible pour avoir [44] :

$$\frac{\partial w_v}{\partial t} \approx 0$$

Ce point a notamment été vérifié a posteriori dans l'article associé au Chapitre 4. Ainsi, l'expression du terme source de l'équation (1.13) est :

$$s_v = \nabla \cdot (\mathbf{g}_{d,v} + \mathbf{g}_{adv,v}) \quad (1.16)$$

En considérant l'équilibre local entre la vapeur d'eau et l'eau sous forme liquide dans le matériau, l'équation de conservation de l'humidité est obtenue en sommant les équations pour la vapeur d'eau (1.13) et celle pour l'eau liquide (1.14) :

$$\frac{\partial (w(\phi) + w_v(\phi))}{\partial t} \simeq \frac{\partial w(\phi)}{\partial t} = -\nabla \cdot \mathbf{g}_{d,v} - \nabla \cdot \mathbf{g}_{adv,v} - \nabla \cdot \mathbf{g}_\ell \quad (1.17)$$

Le terme de gauche de cette équation correspond au terme de stockage de l'humidité $\frac{\partial w(\phi)}{\partial t}$, il peut être déduit de la courbe de sorption du matériau en l'exprimant de la manière suivante :

$$\frac{\partial w(\phi)}{\partial t} = \frac{\partial w(\phi)}{\partial \phi} \frac{\partial \phi}{\partial t} = \frac{\partial w(\phi)}{\partial \phi} \frac{1}{P_{sat}} \frac{\partial P_v}{\partial t}$$

où $\xi = \frac{\partial w(\phi)}{\partial \phi}$ est la pente de l'isotherme de sorption $w = f(\phi)$. La capacité hygrique est définie comme $c_m = \frac{\partial w(\phi)}{\partial \phi} \frac{1}{P_{sat}}$.

En remplaçant les flux par leurs expressions, issues des équations (1.7), (1.8) et (1.11), dans l'équation (1.17), l'équation de conservation de l'humidité devient :

$$\xi \frac{\partial \phi}{\partial t} = - \nabla \cdot \left(\underbrace{-\delta_v(\phi) \nabla P_v(T, \phi)}_{g_{d,v}} - \underbrace{\frac{w_v}{\varepsilon} \frac{k_{mat}}{\mu_a} \nabla P}_{g_{adv,v}} - \underbrace{K_\ell(\phi) \nabla P_{succ}}_{g_\ell} \right)$$

Le choix du potentiel moteur pour la formulation mathématique des transferts d'humidité fait l'objet de discussions dans la littérature [45]. Certains travaux sont réalisés avec l'humidité relative [41, 46] ou la pression de vapeur [47, 48]. La pression capillaire a été utilisée dans [49, 50] alors que d'autres modèles considèrent la teneur en eau comme potentiel [51–53]. Le choix du potentiel n'a en théorie pas d'impact sur les résultats physiques. Néanmoins, il est important de garantir la continuité du potentiel moteur choisi à l'interface entre deux matériaux notamment lors de l'étude de parois multi-couche. Ainsi la pression partielle de vapeur d'eau et l'humidité relative sont toutes deux des fonctions continues aux interfaces.

Nous utilisons les expressions de w_v et P_{succ} en fonction de P_v (équations (1.5) et (1.10)) afin d'obtenir l'équation de conservation de l'humidité en fonction de la pression de vapeur :

$$c_m \frac{\partial P_v}{\partial t} = \nabla \cdot \left(\delta_v(\phi) \nabla P_v + P_v \frac{M_w}{\varepsilon R T} \frac{k_{mat}}{\mu_a} \nabla P + K_\ell(\phi) \frac{R T}{M_w P_v} \nabla P_v \right) \quad (1.18)$$

Nous devons ajouter des conditions aux limites à l'équation de conservation de l'humidité (1.18). Pour cela nous distinguons les conditions aux limites à l'interface Γ du matériau en contact avec l'air extérieur de type Dirichlet :

$$P_{v,s} = P_{v,a}$$

ou de type Fourier traduisant la continuité du flux à l'interface avec un volume d'air :

$$\left(g_{d,v}|_{x \in \Gamma} + g_{adv,v}|_{x \in \Gamma} + g_\ell|_{x \in \Gamma} \right) \cdot \mathbf{n} = \beta (P_{v,s} - P_{v,a}) \quad (1.19)$$

avec β le coefficient de transfert convectif de masse, $P_{v,s}$ et la pression de vapeur à la surface du matériau et $P_{v,a}$ celle de l'air ambiant. La condition aux limites de type Fourier est aussi applicable pour des interfaces imperméables à la vapeur, le flux total d'humidité est nul :

$$\left(g_{d,v}|_{x \in \Gamma} + g_{adv,v}|_{x \in \Gamma} + g_\ell|_{x \in \Gamma} \right) \cdot \mathbf{n} = 0$$

1.3.1.2 Bilan d'énergie

Pour obtenir l'équation de conservation de l'énergie dans le milieu, le premier principe de la thermodynamique traduisant la variation d'énergie totale est utilisé. Comme vu dans la section 1.2.2.1, dans nos conditions d'étude la variation de l'énergie totale se ramène à la variation de l'enthalpie (équation (1.1)). Dans un VER, la conservation de l'énergie fait intervenir les différents transferts thermique : le flux conductif \mathbf{q}_c , le flux advectif dû à l'air \mathbf{q}_{adv} et le flux de chaleur (latente et sensible) transporté par l'humidité $\mathbf{q}_{\ell v}$:

$$\frac{\partial h}{\partial t} = - \nabla \cdot \mathbf{q}_c - \nabla \cdot \mathbf{q}_{adv} - \nabla \cdot \mathbf{q}_{\ell v} \quad (1.20)$$

avec h , l'enthalpie volumique définie telle que $H = \iiint_V h dV$ avec V le volume de contrôle.

La densité surfacique de flux de conduction, \mathbf{q}_c est définie dans l'équation (1.3) alors que l'expression de la densité surfacique de flux advectif est donnée dans l'équation (1.4).

Le flux de chaleur lié à l'humidité, dû au flux de chaque phase de l'eau (liquide et vapeur), s'écrit :

$$\mathbf{q}_{\ell v} = h_\ell \mathbf{g}_\ell + h_v \mathbf{g}_v = h_\ell \mathbf{g}_\ell + h_v (\mathbf{g}_{d,v} + \mathbf{g}_{adv,v}),$$

avec h_ℓ et h_v l'enthalpie de la phase liquide et vapeur, respectivement, dépendantes de la température. Nous en déduisons :

$$\begin{aligned} \nabla \cdot \mathbf{q}_{\ell v} &= \nabla \cdot (h_\ell \mathbf{g}_\ell + h_v (\mathbf{g}_{d,v} + \mathbf{g}_{adv,v})) \\ &= h_\ell \nabla \cdot \mathbf{g}_\ell + \mathbf{g}_\ell \cdot \nabla h_\ell + h_v \nabla \cdot (\mathbf{g}_{d,v} + \mathbf{g}_{adv,v}) + (\mathbf{g}_{d,v} + \mathbf{g}_{adv,v}) \cdot \nabla h_v. \end{aligned} \quad (1.21)$$

Pour compléter l'équation (1.2), en présence d'eau vapeur et liquide dans les pores (pour rappel on ne distingue pas l'eau liée dans ce modèle), l'enthalpie volumique totale d'un matériau poreux dépend de l'état hydrique du matériau tel que :

$$h = \rho_{mat} h_{mat} + w h_\ell + w_v h_v,$$

avec w et w_v respectivement la teneur en eau liquide et en vapeur d'eau en kg/m^3 . En prenant comme référence l'eau liquide à $T_0 = 273.15 \text{ K}$ pour l'eau, les enthalpies de l'eau liquide et de la vapeur d'eau sont :

$$h_\ell = c_\ell (T - T_0), \quad h_v = c_v (T - T_0) + L_v. \quad (1.22)$$

avec c_ℓ , c_v les chaleurs spécifiques de l'eau liquide et de la vapeur d'eau respectivement. L_v est la chaleur latente de sorption approximée par la chaleur latente d'évaporation de l'eau liquide à 0°C . A noter que pour obtenir ces expressions, nous considérons que la présence de la matrice solide et du réseau poreux n'a pas d'impact sur l'enthalpie de l'eau. La prise en compte du confinement dans les pores dans l'expression de l'enthalpie a été étudiée dans [54] : l'expression a été développée à partir de la loi de CLAUSIUS-CLAPEYRON (Équation (1.6)) et de la loi de Kelvin (Équation (1.10)) qui traduit l'équilibre entre la vapeur d'eau et l'eau liquide à l'échelle microscopique. En première approximation, nous négligeons cet effet.

Nous pouvons écrire le terme de gauche de l'équation (1.20) comme :

$$\begin{aligned} \frac{\partial h}{\partial t} &= \frac{\partial}{\partial t} (\rho_{mat} h_{mat} + w h_\ell + w_v h_v) \\ &= (\rho_{mat} c_{mat} + w c_\ell + w_v c_v) \frac{\partial T}{\partial t} + h_\ell \frac{\partial w}{\partial t} + h_v \frac{\partial w_v}{\partial t} \end{aligned}$$

En utilisant les équations de conservation de masse pour la vapeur d'eau (équation (1.13)) et l'eau liquide (équation (1.14)) et en se souvenant que $s_\ell = -s_v$, le terme de stockage d'enthalpie devient :

$$\frac{\partial h}{\partial t} = (\rho_{mat} c_{mat} + w c_\ell + w_v c_v) \frac{\partial T}{\partial t} - h_\ell \nabla \cdot \mathbf{g}_\ell - h_v \nabla \cdot (\mathbf{g}_{d,v} + \mathbf{g}_{adv,v}) + s_v (h_v - h_\ell) \quad (1.23)$$

On peut définir la capacité thermique totale comme $c_q \stackrel{\text{def}}{=} \rho_{mat} c_{mat} + w c_\ell + w_v c_v$.

En injectant cette expression dans l'équation de conservation de l'énergie (1.20) et en simplifiant les termes en $\nabla \cdot \mathbf{g}_\ell$ et $\nabla \cdot (\mathbf{g}_{d,v} + \mathbf{g}_{adv,v})$ provenant des équations (1.21) et (1.23), l'équation de conservation devient :

$$c_q \frac{\partial T}{\partial t} = -\nabla \cdot \mathbf{q}_c - \nabla \cdot \mathbf{q}_{adv} - s_v (h_v - h_\ell) - (\mathbf{g}_{d,v} + \mathbf{g}_{adv,v}) \cdot \nabla h_v - \mathbf{g}_\ell \cdot \nabla h_\ell$$

Le dernier terme de cette équation est négligeable par rapport aux autres termes notamment celui dû au flux de chaleur par conduction [44]. En effet, dans [55] il a été montré que la contribution de ce terme par rapport aux autres termes du membre de droite est de 0.25% au maximum. Ceci confirmant que cette hypothèse est acceptable.

En considérant les expressions des flux (équations (1.3), (1.4), (1.7) et (1.8)) et du terme source s_v (équation (1.16)), l'équation différentielle des transferts de chaleur est :

$$c_q \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot \left(\underbrace{\lambda \nabla T}_{q_c} + \underbrace{\frac{\rho_a c_a k_{mat}}{\mu_a} \nabla P T}_{q_{adv}} \right) + (h_v - h_\ell) \nabla \cdot \left(\underbrace{\delta_v \nabla P_v}_{g_{d,v}} + \underbrace{P_v \frac{M_w}{\varepsilon R T} \frac{k_{mat}}{\mu_a} \nabla P}_{g_{adv,v}} \right) \quad (1.24)$$

En utilisant les expressions de l'enthalpie de l'eau liquide et de la vapeur d'eau (Équation (1.22)), nous avons :

$$h_v - h_\ell = L_v + (c_v - c_\ell) T$$

Nous pouvons comparer les ordres de grandeur pour les deux termes. La part sensible $|(c_v - c_\ell) T| \approx 0.5 \cdot 10^5 \text{ J/kg}$ à 25°C est souvent négligée devant la part de latent $L_v = 2.5 \cdot 10^6 \text{ J/kg}$.

Comme pour le bilan de masse, nous devons ajouter des conditions aux limites à l'équation de conservation de la chaleur (1.24). Il est possible d'imposer la température à la surface Γ tel que :

$$T_s = T_a$$

ou de traduire la continuité du flux à l'interface entre solide et air :

$$\left(\mathbf{q}_c|_{x \in \Gamma} + \mathbf{q}_{adv}|_{x \in \Gamma} + (h_v - h_\ell) (\mathbf{g}_{d,v} + \mathbf{g}_{adv,v})|_{x \in \Gamma} \right) \cdot \mathbf{n} = \alpha (T_s - T_a) + \beta (h_v - h_\ell) (P_{v,s} - P_{v,a}) \quad (1.25)$$

avec α et β le coefficient de transfert convectif de chaleur et de masse respectivement, T_s et la température à la surface du matériau et T_a celle de l'air ambiant.

1.3.1.3 Bilan d'air sec

L'équation de conservation de l'air sec dans le matériau poreux est obtenue par prise de la moyenne sur le VER comme précédemment. Le terme source s_a est nul. En considérant le flux d'air sec \mathbf{g}_{as} et la teneur en air dans le milieu w_a la conservation de l'air s'écrit :

$$\frac{\partial w_a}{\partial t} = -\nabla \cdot \mathbf{g}_{as}, \quad (1.26)$$

L'air est transporté par advection dans le matériau à la vitesse moyenne \mathbf{v}_g . Par analogie avec l'advection d'humidité (équation (1.8)), la densité surfacique de flux d'air s'écrit :

$$\mathbf{g}_{as} = \frac{w_a}{\varepsilon} \mathbf{v}_g = -\frac{w_a}{\varepsilon} \frac{k_{mat}}{\mu_a} \nabla P$$

Nous pouvons ainsi définir K , la perméabilité à l'air d'un matériau en $\text{kg}/(\text{Pa.s.m})$ tel que :

$$K = \frac{w_a}{\varepsilon} \frac{k_{mat}}{\mu_a}$$

En appliquant la loi de gaz parfait à l'air sec, la teneur en air peut être exprimée par :

$$w_a = \frac{\varepsilon M_a}{R T} P,$$

avec M_a la masse molaire de l'air.

Le terme de droite de l'équation (1.26) peut être développé en :

$$\frac{\partial w_a}{\partial t} = \left(\frac{\varepsilon M_a}{R T} \right) \frac{\partial P}{\partial t} + \left(\frac{P M_a}{R T} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial t} - \left(\frac{P \varepsilon M_a}{R T^2} \right) \frac{\partial T}{\partial t}.$$

En première approximation, le gradient de pression totale est prépondérant et dans le domaine hygroscopique la porosité est considérée comme constante. La capacité de l'air est définie comme $c_a := \frac{\varepsilon M_a}{R T}$. En définissant $k_a(P_v, P) := \frac{k_{mat} M_a}{\mu_a R T} P$ la perméabilité apparente de l'air, l'équation de conservation de l'air devient :

$$c_a \frac{\partial P}{\partial t} = \nabla \cdot (k_a \nabla P). \quad (1.27)$$

Afin de résoudre le bilan d'air sec, une condition aux limites est nécessaire. Il est possible d'imposer la pression à la surface du matériau Γ :

$$P_s = P_a$$

Dans certains cas il est plus simple de contrôler et mesurer la vitesse d'air que la pression [56, 57]. Dans ce cas, le flux d'air est imposé tel que :

$$\mathbf{g}_{as}|_{x \in \Gamma} \cdot \mathbf{n} = g_{as}^o.$$

Pour donner un ordre de grandeur des transferts d'air dans les matériaux, le graphique 1.9 donne les valeurs de perméabilité à l'air pour différents matériaux de construction communément étudiés. La valeur de perméabilité à l'air est très faible pour un certain nombre de matériaux mais elle peut avoir de l'importance pour d'autres comme les matériaux fibreux (fibre de verre) ou bio-sourcés sans colle (cellulose, fibre de bois, béton de chanvre).

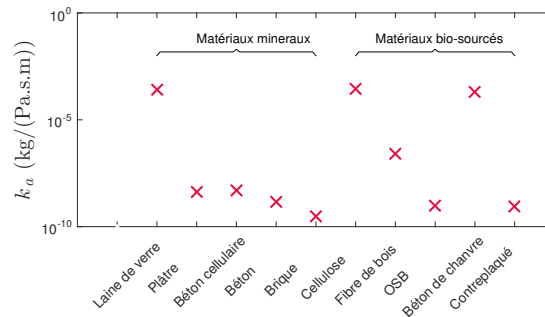


FIGURE 1.9 – Perméabilité à l'air de certains matériaux utilisés dans la construction [6, 58].

En effet, les différences de pression de part et d'autre de l'enveloppe du bâtiment sont les potentiels moteurs des transferts d'air. Ces différences de pression sont dues au tirage thermique, au vent et à la ventilation forcée (système de ventilation mécanique). Les différences de pressions à travers les enveloppes des bâtiments se trouvent généralement dans l'intervalle [0, 20 Pa]. Avec une différence de pression de 10 Pa pour de la fibre de verre de 160 mm d'épaisseur ($\rho_0 = 16 \text{ kg/m}^3$, $k_{mat} = 1.56 \cdot 10^{-9} \text{ m}^2$ [58]), la vitesse d'air est de 10mm/s ce qui n'est pas négligeable. La même application pour la même épaisseur de fibre de bois ($\rho_0 = 320 \text{ kg/m}^3$, $k_{mat} = 7.8 \cdot 10^{-15} \text{ m}^2$ [58]), donne une vitesse d'air d'environ $8.2 \cdot 10^{-4} \text{ mm/s}$ traduisant une importance plus faible de ce phénomène.

1.3.2 Équations couplés : synthèse

Les équations (1.24), (1.18) et (1.27) permettent d'écrire le système d'équations des transferts couplés d'énergie, d'humidité et d'air sec dans un milieu poreux. Les potentiels utilisés dans les équations sont la température pour l'énergie, la pression de vapeur pour la masse et la pression totale pour l'air :

$$\left\{ \begin{array}{l} c_q \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot \left(\underbrace{\lambda \nabla T}_{q_c} + \underbrace{\frac{\rho_a c_a k_{mat}}{\mu_a} \nabla P T}_{q_{adv}} \right) + (h_v - h_\ell) \nabla \cdot \left(\underbrace{\delta_v \nabla P_v}_{g_{d,v}} + \underbrace{P_v \frac{M_w}{\varepsilon R T} \frac{k_{mat}}{\mu_a} \nabla P}_{g_{adv,v}} \right) \\ c_m \frac{\partial P_v}{\partial t} = \nabla \cdot \left(\underbrace{\delta_v \nabla P_v}_{g_{d,v}} + \underbrace{P_v \frac{M_w}{\varepsilon R T} \frac{k_{mat}}{\mu_a} \nabla P}_{g_{adv,v}} + \underbrace{K_\ell(\phi) \frac{R T}{M_w P_v} \nabla P_v}_{g_\ell} \right), \\ c_a \frac{\partial P}{\partial t} = \nabla \cdot \left(\underbrace{k_a \nabla P}_{g_{as}} \right). \end{array} \right. \quad (1.28)$$

Les conditions aux limites associées sont :

$$\left\{ \begin{array}{l} \left(\mathbf{q}_c|_{x \in \Gamma} + \mathbf{q}_{adv}|_{x \in \Gamma} + (h_v - h_\ell) (\mathbf{g}_{d,v} + \mathbf{g}_{adv,v})|_{x \in \Gamma} \right) \cdot \mathbf{n} = \alpha (T_s - T_a) + \beta (h_v - h_\ell) (P_{v,s} - P_{va}) \\ \left(\mathbf{g}_{d,v}|_{x \in \Gamma} + \mathbf{g}_{adv,v}|_{x \in \Gamma} + \mathbf{g}_\ell|_{x \in \Gamma} \right) \cdot \mathbf{n} = \beta (P_{v,s} - P_{va}), \\ \mathbf{g}_{as}|_{x \in \Gamma} \cdot \mathbf{n} = \mathbf{g}_{as}^o \quad \text{ou} \quad P_s = P_a. \end{array} \right.$$

Pour obtenir le système (1.28), nous rappelons les hypothèses réalisées :

- Le milieu poreux est constitué de trois phases : solide, liquide et gazeuse. Il est considéré comme homogène et isotrope.
- La matrice solide est considérée indéformable.
- La porosité est considérée constante.
- Les équations sont moyennées sur un volume représentatif.
- Les effets de la gravité sont négligeables devant la capillarité et la diffusion.
- A chaque instant, nous considérons l'équilibre local entre les phases.
- Les fluides sont considérés incompressibles et l'évolution du système considéré se fait alors à volume constant.
- La masse de vapeur d'eau dans le matériau est négligée devant celle d'eau liquide.
- La part de l'énergie interne est prépondérante devant les autres énergies (cinétique, potentielle...). L'énergie interne est assimilée à l'enthalpie étant donné les faibles différences de pression mises en jeu.
- L'énergie sensible transportée par l'eau peut être négligée par rapport au terme latent de l'eau.
- L'enthalpie de sorption est assimilée à l'enthalpie de vaporisation. Les effets du confinement sur l'enthalpie des phases sont négligés.
- L'écoulement d'air est régi par un écoulement de Darcy.
- L'air n'intervient pas dans le stockage de chaleur.

1.4 Modèle diffusif de référence : implémentation et validation

1.4.1 Hypothèses d'études

Notre travail de recherche visera l'étude du comportement hygrothermique de matériaux bois (fibre de bois et bois contrecollé) soumis à des conditions d'humidité que l'on rencontre typiquement dans le bâtiment ($\phi < 0.8$).

Comme évoqué précédemment la vitesse d'air dans les matériaux considérés sera faible : environ $8.2 \cdot 10^{-4}$ mm/s pour la fibre de bois, et encore plus faible dans le cas du CLT car la perméabilité à l'air est trois ordres de grandeur plus faible (Figure 1.9). L'advection due au mouvement d'air pourra être négligée pour ces deux matériaux. L'influence de ce phénomène sera étudiée au Chapitre 4.

Pour se placer en dessous du point de saturation des fibres, correspondant à une teneur en eau d'environ 30%, la Figure 1.10, présentant l'isotherme de sorption des matériaux étudiés, montre que l'humidité relative doit être inférieure à $\phi = 0.90$. Cela assure qu'il n'y a pas d'eau libre dans les pores, le transport de liquide donné par la densité de flux g_ℓ sera négligé.

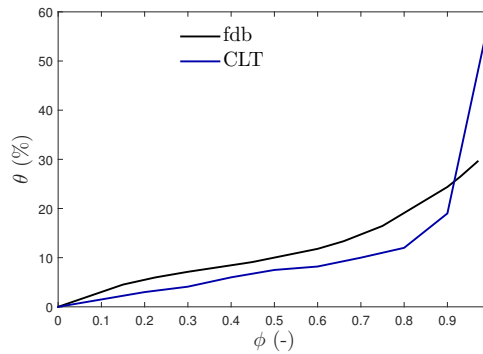


FIGURE 1.10 – Isotherme de sorption des deux matériaux étudiés.

Pour finir, nous nous plaçons dans le cas de transferts unidimensionnels suivant un axe x perpendiculaire au plan des matériaux étudiés.

Avec ces hypothèses, les équations de transferts couplés deviennent :

$$\begin{cases} c_q \frac{\partial T}{\partial t} &= \frac{\partial}{\partial x} \left(\underbrace{\lambda \frac{\partial T}{\partial x}}_{q_c} \right) + (h_v - h_\ell) \frac{\partial}{\partial x} \left(\underbrace{\delta_v \frac{\partial P_v}{\partial x}}_{g_{d,v}} \right) \\ c_m \frac{\partial P_v}{\partial t} &= \frac{\partial}{\partial x} \left(\underbrace{\delta_v \frac{\partial P_v}{\partial x}}_{g_{d,v}} \right). \end{cases} \quad (1.29)$$

et les conditions aux limites sont :

$$\begin{cases} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x \in \Gamma} + (h_v - h_\ell) \delta_v \frac{\partial P_v}{\partial x} \Big|_{x \in \Gamma} \right) = \alpha (T_s - T_a) + \beta (h_v - h_\ell) (P_{v,s} - P_{va}) \\ \delta_v \frac{\partial P_v}{\partial x} \Big|_{x \in \Gamma} = \beta (P_{v,s} - P_{va}). \end{cases} \quad (1.30)$$

1.4.2 Implémentation du modèle

Les équations ont été implémentées dans le logiciel Dymo1a (Dynamic Modeling Laboratory) permettant de créer notre propre modèle en choisissant les phénomènes à modéliser, les hypothèses d'étude et le schéma numérique ce qui représente un avantage par rapport à d'autres logiciels utilisés

dans la communauté. Ce logiciel permet aussi de faire une étude à plusieurs échelles (matériau, paroi et volume d'air) en utilisant les différents modèles créés sous forme de blocs. Dymola, qui utilise une modélisation orientée objet et basée sur les équations, est adapté à la modélisation dans différents domaines de la physique. En physique du bâtiment, une communauté d'utilisateur se développe. De plus, Dymola fournit un certain nombre de solveurs à pas de temps fixe ou variable.

Le modèle est résolu en 1D en utilisant la méthode des différences finies. Un nœud dans l'espace est défini tel que $x_{j+1} - x_j \equiv \Delta x$, $\forall j \in \{0, 1, \dots, N-1\}$. Les variables temporelles sont espacées avec un pas de temps Δt . La valeur d'une fonction $u(x, t)$ sera notée dans le domaine discret $u_j^n = u(x_j, t^n)$. Ce schéma est représenté dans la Figure 1.11.

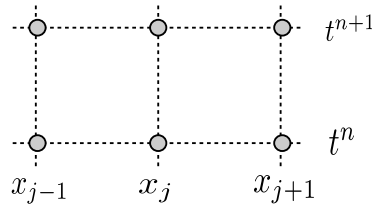


FIGURE 1.11 – Représentation du schéma numérique utilisé.

Dans un souci de pédagogie mais tout en conservant le côté général, le schéma numérique choisi est expliqué à partir d'une simple équation de diffusion :

$$\frac{\partial u}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(v \frac{\partial u}{\partial x} \right). \quad (1.31)$$

où v correspondrait à $v = \frac{\delta_v}{c_m}$ et u serait la pression de vapeur dans le cas de l'équation de diffusion d'humidité sans considérer ni la phase liquide ni l'advection par l'air.

1.4.2.1 Discrétisation temporelle

Deux types de discrétisation temporelle peuvent être utilisés.

Tout d'abord, nous pouvons décrire les schémas implicites qui sont rétrogrades en temps. Avec le schéma d'Euler implicite la dérivée temporelle s'écrit sous la forme :

$$\frac{\partial u}{\partial t} \approx \frac{u_j^n - u_j^{n-1}}{\Delta t}$$

Ce schéma est généralement inconditionnellement stable. Néanmoins, lorsque les problèmes sont non-linéaires, c'est à dire que les propriétés ne sont pas constantes et dépendent des variables, ce schéma est plus compliqué à résoudre.

Ainsi d'autres schémas peuvent être utilisés : les schémas explicites dont la discrétisation temporelle permet d'exprimer explicitement le terme inconnu au temps $n+1$ en fonction des termes au temps n . Cette méthode est progressive en temps. Pour cela, la dérivée temporelle peut être approchée avec un schéma d'Euler explicite tel que :

$$\frac{\partial u}{\partial t} \approx \frac{u_j^{n+1} - u_j^n}{\Delta t}$$

Cette méthode explicite, plus simple à résoudre numériquement est conditionnellement stable, notamment dans le cas $v = \text{cste}$, avec une condition CFL du type :

$$\Delta t \leq \frac{1}{2v} \Delta x^2.$$

Nous utiliserons une écriture explicite dans la suite.

Le logiciel Dymola propose différents solveurs à pas de temps fixe ou variable : Dassl, Euler, Rkfix, Cerkl, Esdirk. La plupart sont basés sur la méthode de Runge-Kutta proche de la méthode d'Euler. Dans la suite nous utiliser le solveur Dassl à pas de temps variable.

1.4.2.2 Méthode des différences finies

La méthode des différences finies permet d'approximer la dérivée spatiale du premier et du second ordre de la fonction u :

$$\frac{\partial u}{\partial x} \simeq \frac{u_{j+1}^n - u_{j-1}^n}{2\Delta x}, \quad \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} \simeq \frac{u_{j-1}^n - 2u_j^n + u_{j+1}^n}{\Delta x^2}.$$

Ainsi, pour un cas linéaire où v est constant dans l'équation (1.31), l'équation peut se réécrire en utilisant un schéma d'Euler explicite standard et la méthode de la différence finie :

$$\frac{u_j^{n+1} - u_j^n}{\Delta t} = v \frac{u_{j-1}^n - 2u_j^n + u_{j+1}^n}{\Delta x^2}, \quad j = 1, \dots, N-1, \quad n \geq 0.$$

Pour un problème non-linéaire avec un coefficient de diffusion non constant, l'équation devient :

$$\frac{u_j^{n+1} - u_j^n}{\Delta t} = \frac{1}{\Delta x} \left[\left(v \frac{\partial u}{\partial x} \right)_{j+\frac{1}{2}}^n - \left(v \frac{\partial u}{\partial x} \right)_{j-\frac{1}{2}}^n \right] \quad (1.33)$$

où

$$\left(v \frac{\partial u}{\partial x} \right)_{j+\frac{1}{2}}^n = \frac{1}{\Delta x} v_{j+\frac{1}{2}}^n (u_{j+1}^n - u_j^n), \quad \left(v \frac{\partial u}{\partial x} \right)_{j-\frac{1}{2}}^n = \frac{1}{\Delta x} v_{j-\frac{1}{2}}^n (u_j^n - u_{j-1}^n).$$

1.4.2.3 Conditions aux limites

Pour appliquer l'équation discrétisée (1.33) à la surface du matériau correspondant au nœud $j = 1$ et $j = N-1$), le nœud $j = 0$ situé à une distance Δx du nœud $j = 1$ doit être défini. De même pour $j = N$. Ces nœuds sont appelés des nœuds fantômes car ils représentent des artifices de calcul pour pouvoir appliquer la même équation à la surface du matériau en tenant compte des conditions aux limites.

Pour obtenir l'expression des nœuds fantômes, nous appliquons les conditions aux limites de type Fourier (1.19) et (1.25) pour prendre en compte les transferts convectifs à la surface. Cela donne :

$$\text{nœud } 0 \quad v \frac{u_1^n - u_0^n}{\Delta x} = \beta (u_1^n - u_{a,0}), \quad \text{nœud } N \quad v \frac{u_N^n - u_{N-1}^n}{\Delta x} = \beta (u_{a,N} - u_{N-1}^n).$$

avec $u_{a,0}$ et $u_{a,N}$ les conditions de l'air ambiant de part et d'autre. Nous pourrions ensuite réinjecter les expressions des nœuds fantômes dans les équations discrétisées du modèle.

Cette méthode de discrétisation a été appliquée aux équations (1.29), (1.30).

1.4.3 Validation

Avant d'utiliser le modèle pour prédire le comportement de matériaux, nous souhaitons valider son implémentation en comparant les résultats avec une solution de référence obtenue avec le fonction Chebfun de Matlab qui donne une solution analytique [59].

Le modèle a été validé dans un cas non-linéaire avec des propriétés qui dépendent de l'humidité et de la température. Nous avons utilisé les propriétés de l'isolant fibre de bois issues de la littérature [25, 60]. L'épaisseur de l'échantillon pour ce test est de 0.1 m avec 100 nœuds. La résolution numérique dans Dymo1a est faite avec le solveur DASSL à pas de temps variable.

Pour faire la validation, nous appliquons des conditions aux limites de l'air ambiant de type sinusoïdal différentes de part et d'autre de l'échantillon.

D'un côté nous avons :

$$T_{va} = 298.65 \left(1 + 0.005 \sin \left(2\pi \frac{1}{1800} t \right) \right) \quad P_{va} = 0.33 \times 2900 \left(1 + 0.03 \sin \left(2\pi \frac{1}{1800} t \right) \right).$$

et de l'autre

$$T_{va} = 298.65 \left(1 - 0.005 \sin \left(2\pi \frac{1}{1800} t \right) \right) \quad P_{va} = 0.33 \times 2900 \left(1 - 0.03 \sin \left(2\pi \frac{1}{1800} t \right) \right).$$

Pour comparer et valider l'implémentation du schéma, l'erreur entre la solution $u^{num}(x, t)$, obtenue par la méthode numérique, et la solution de référence $u^{ref}(x, t)$, est calculée en fonction de x et de t par les formulations suivantes :

$$\varepsilon_t(x) \stackrel{\text{def}}{=} \sqrt{\frac{1}{N_t} \sum_{j=1}^{N_t} \left(u_j^{num}(x, t) - u_j^{ref}(x, t) \right)^2}, \quad \varepsilon_x(t) \stackrel{\text{def}}{=} \sqrt{\frac{1}{N_x} \sum_{j=1}^{N_x} \left(u_j^{num}(x, t) - u_j^{ref}(x, t) \right)^2}.$$

La Figures 1.12 présente les résultats obtenus pour la température et la pression de vapeur, respectivement. Tout d'abord, les erreurs sont de l'ordre de $1 \cdot 10^{-3} \%$ ce qui est suffisamment faible pour affirmer que notre modèle donne une bonne prédiction par rapport aux résultats obtenus avec la solution analytique. L'erreur est un peu plus grande pour la pression de vapeur par rapport à la température, tout en restant largement acceptable.

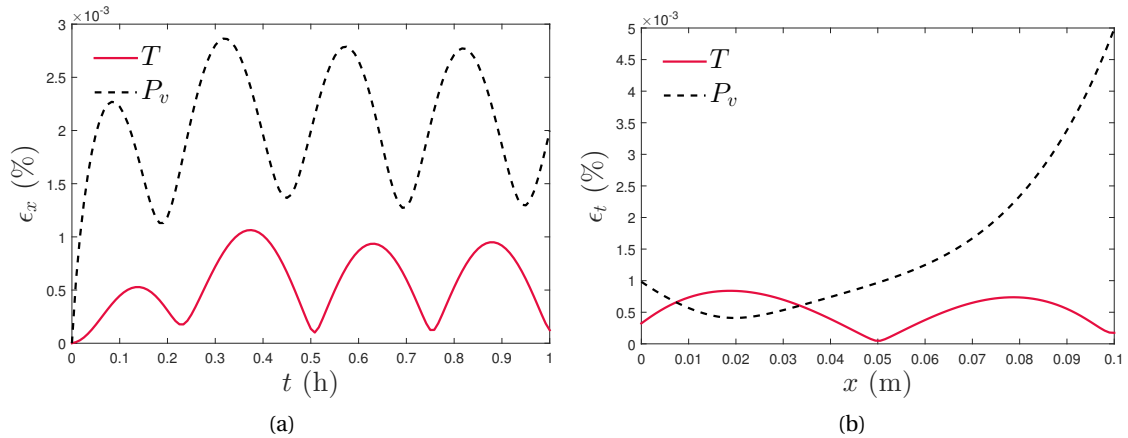


FIGURE 1.12 – Erreur entre la référence et le modèle numérique en fonction de (a) t , (b) x .

En conclusion, les résultats des simulations du modèle implémenté montrent un bon accord avec ceux obtenus avec une solution analytique. Ces résultats nous permettent de valider la manière dont les équations ont été implémentées. Le modèle peut être utilisé pour des comparaisons avec des résultats expérimentaux afin de prédire le comportement hygrothermique de matériaux ou de parois.

1.5 Conclusion

Dans le présent chapitre, nous avons tout d'abord montré que le matériau bois est un matériau poreux dont la structure est complexe et multi-échelle. Il s'agit d'un matériau hétérogène et anisotrope à plusieurs échelles présentant une interaction importante avec l'eau. L'eau peut exister sous plusieurs formes dans ce matériau mais l'eau liquide n'apparaît dans les cavités que si la teneur en eau est supérieure au point de saturation des fibres. Le bois peut avoir plusieurs utilisations dans la construction, actuellement l'isolation bois et les panneaux en CLT sont en plein essor. Nous allons concentrer notre étude sur ces deux matériaux.

Dans un milieu poreux, l'eau peut être transportée par différents mécanismes (advection, diffusion) et sous différentes formes (vapeur, eau liquide, eau liée). Le transfert d'humidité dans le matériau est couplé à celui de chaleur et d'air par plusieurs mécanismes. Nous avons établi et présenté le système d'équations aux dérivées partielles ainsi que les conditions aux limites associées permettant de décrire les transferts couplés dans les milieux poreux. Le système a ensuite été simplifié et adapté à notre cas d'étude : un matériau bois, où les transferts d'air peuvent être négligés, soumis à des conditions d'humidité suffisamment basses pour considérer que l'on se trouve en dessous du point de saturation des fibres. Le modèle unidimensionnel est implémenté dans le logiciel Dymo1a. Les résultats de simulation sur un cas test sont en accord avec ceux obtenus avec une solution analytique. Cela nous permet de valider la manière dont les équations ont été implémentées dans le logiciel. Suite à cette validation, le modèle développé peut alors être utilisé pour le comparer à des résultats expérimentaux afin de voir s'il permet de retranscrire et prédire correctement la réalité observée expérimentalement.

Chapitre 2

État de l'art sur la comparaison de la prédiction des modèles de transfert chaleur-masse avec les observations expérimentales

Sommaire

2.1	Introduction	32
2.2	De l'échelle matériau à l'échelle paroi (article, Drying Technology, 2018)	32
2.3	Étude d'un volume d'air	77
2.3.1	Étude en chambre climatique	77
2.3.2	Études comparatives entre cellules	78
2.3.3	Cellules tests ou bâtiment en conditions réelles	79
2.4	Discussion : effet de l'échelle d'étude	80
2.5	Conclusion	82

2.1 Introduction

Les phénomènes physiques gouvernant le transport de chaleur et d'humidité dans les milieux poreux, présentés dans le chapitre précédent, ont été largement étudiés depuis les travaux de PHILIP et DE VRIES [61] et LUIKOV [44]. Sur la base de ces premières études, de nombreux outils de simulation ont été développés [62, 63] tels que Delphin [64], MATCH [65], WUFI [66], CLIM2000 [67] et Umidus [68].

Ces outils permettent de répondre à des enjeux importants. L'humidité relative de l'air intérieur peut affecter la consommation d'énergie et les performances du bâtiment [69–72], la durabilité des matériaux [73], la qualité de l'air intérieur et le climat intérieur des bâtiments [74–76]. Dans le contexte actuel de réduction des consommations énergétiques des bâtiments et de l'amélioration de la qualité de l'air, les enveloppes de bâtiment sont conçues à l'aide de ces outils hygrothermiques. Il est donc nécessaire d'obtenir des résultats qui reproduisent correctement la réalité. Pour s'assurer de cela, les prédictions obtenues à partir des outils numériques doivent être comparées aux résultats expérimentaux. La comparaison est nécessaire aux différentes échelles d'étude : matériau, paroi et bâtiment afin de valider la modélisation des phénomènes physiques avec les mesures expérimentales. Par conséquent, les problématiques suivantes sont soulevées : les modèles numériques permettent-ils une bonne prédiction du comportement hygrothermique ? Quels sont les paramètres qui influencent la correspondance entre mesures et simulations ?

Ce chapitre vise à recenser et analyser les études qui comparent mesures et simulations du comportement hygrothermique des matériaux de construction. Nous souhaitons particulièrement mettre en évidence les tendances potentielles qui apparaissent pour différents matériaux de construction en lien avec la validation des outils de simulation.

La première partie de ce chapitre, présentant les études sur le comportement à l'échelle matériau et paroi, reprend un article revue soumis dans *Drying Technology* le 05/03/2018 et révisé le 22/05/2018. Dans la deuxième partie, nous nous intéressons aux études qui traitent de l'échelle bâtiment afin de dresser un état de l'art sur la comparaison mesures-simulations à cette échelle. Les tendances observées entre les différentes échelles d'étude sont ensuite comparées et discutées.

2.2 De l'échelle matériau à l'échelle paroi (article, *Drying Technology*, 2018)

L'état de l'art sur la comparaison entre mesures et simulations des transferts couplés à l'échelle matériau et paroi est développé dans un article soumis intégralement cité ci-après. Cette revue est centrée sur des études récentes afin de voir si des tendances émergent dans la comparaison entre mesures et simulations du comportement hygrothermique de différents types de matériaux poreux utilisés dans la construction : hygroscopiques ou non, bio-sourcés, minéraux...

Dans un premier temps, nous présentons la méthode générale utilisée pour comparer mesures et simulations ainsi que des généralités sur la modélisation hygrothermique et la description des phénomènes de transport. Ensuite les études comparant les résultats expérimentaux et les simulations du comportement hygrothermique sont présentées afin de rapporter les résultats et les conclusions donnés par les auteurs. Nous analysons et comparons les résultats en fonction de plusieurs paramètres : (i) les paramètres expérimentaux : la conception du protocole, le type de matériaux, la configuration et l'échelle de l'étude ; (ii) les conditions aux limites et (iii) la modélisation des phénomènes physiques : la description et la formulation, la résolution numérique et l'influence des propriétés.

Comparison of model numerical predictions of heat and moisture transfer in porous media with experimental observations at material and wall scales: an analysis of recent trends

Journal : Drying Technology, accepté le 04/07/2018

Thomas Busser ^{a,b,*}, Julien Berger^a, Amandine Piot^b, Mickael Pailha^a and Monika Woloszyn^a

^a Univ. Grenoble Alpes, Univ. Savoie Mont Blanc, CNRS, LOCIE, 73000 Chambéry, France

^b University Grenoble Alpes, CEA, LITEN, DTS, INES, F-38000, Grenoble, France

*corresponding author, e-mail address : thomas.busser@univ-smb.fr

Abstract

Models for the prediction of heat and mass transfers in building porous materials have been developed since the 90's with simulation programs such as MATCH, UMIDUS, DELPHIN and Wufi. These models are used to analyse the physical phenomena occurring and particularly the impact of moisture on buildings' energy performance and durability. With this goal in mind, it is important to validate the representation of the physical phenomena made by the numerical models. This article reviews recent studies comparing the results obtained with numerical models and experimental data. An overall trend can be observed for most of these studies, highlighting that the experimental front always rushes faster than the simulation results. Therefore, this study analyses these comparisons to explain these discrepancies based on the effects of (i) the type of materials, (ii) the boundary conditions, (iii) the scale of the design facility, (iv) the model used to describe the physical phenomena and (v) the influence of the model input parameter. The general trend shows that discrepancies are observed most particularly for highly hygroscopic or bio-based materials. These discrepancies are also greater for time dynamic boundary conditions, particularly at the scale of the wall. Moreover, some of the assumptions on the properties of the materials used as input in the models are questioned. Indeed, the models considering the hysteresis effects and temperature dependency of the moisture storage capacity show better agreement with experimental data. Finally, the physical phenomena used in the models only consider diffusive transport while it appears that the advective of moisture through the porous material may play an important role.

keywords: hygrothermal, hygroscopic material, physical phenomena, comparison, discrepancies

1 Introduction

Indoor air relative humidity can affect the energy consumption and building performance [1–4], durability of materials [5], perceived indoor air quality and indoor climate of buildings [6–8]. Therefore, hygroscopic materials are increasingly used to control the indoor moisture level by absorbing and releasing moisture [9–12]. This moisture buffering is quantified by the moisture buffering value (MBV) of materials, which is influenced by several parameters such as moisture load (initial and boundary conditions) [11], ventilation rate [13] and material properties [14–17].

The key is to understand the physical processes influencing heat and moisture transport within hygroscopic materials and to model them. Numerical simulation tools are used to analyse these physical phenomena and make predictions. During the past few decades, many hygrothermal simulation tools have been developed [18, 19] with this aim in mind. Before predicting hygrothermal behaviour, it is necessary to validate the modelling of physical phenomena with experimental measurements.

Several studies have been reported in the literature where experimental results for different materials are compared to simulation results. In general, these unsteady-state data include both adsorption and desorption phases, as shown in 1. A material, with an initial moisture content w_0 , is submitted to an adsorption phase at relative humidity ϕ_1 and then to a desorption phase at relative humidity ϕ_2 . Discrepancies seem to appear when comparing the results from numerical models and experimental data [20, 21], as illustrated in Figure 1. As we will try to demonstrate further in this paper, the results

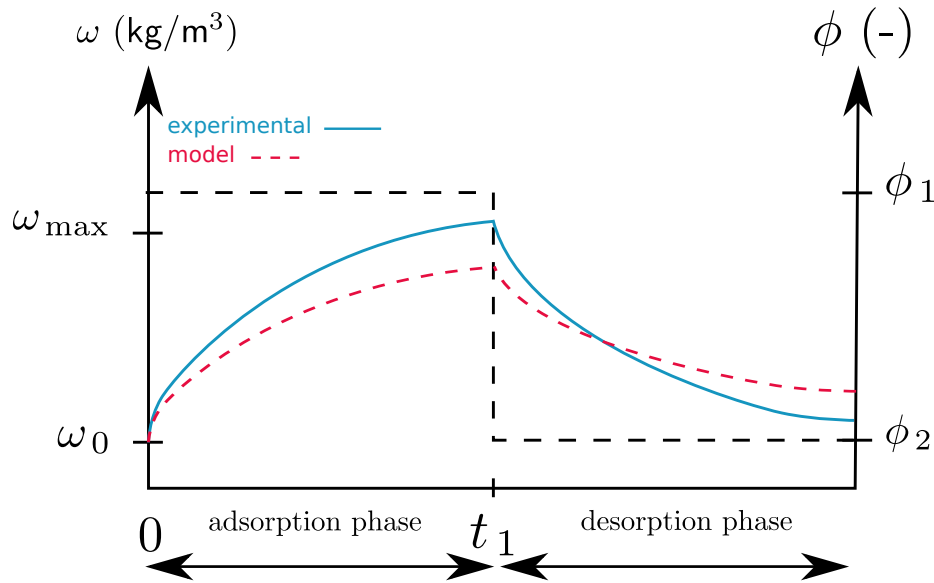


Figure 1: Illustration of the discrepancies when comparing experimental data and numerical results.

of the simulation under-estimate the adsorption processes and over-estimate the desorption processes. In other words, the experimental moisture front moves faster than the simulation results, as indicated by discrepancies 1 in Figure 1. Moreover, the steady-state value of the moisture content differs most of the time for both experimental and numerical results, as illustrated by discrepancies 2. Numerous studies report similar observations and the origin of these deviations is difficult to grasp. The prediction of heat transfer presents fewer problems than moisture transfer, given that the observed deviations remain within the sensors' uncertainty for most cases.

This paper analyses the reported comparisons between the measurement and simulation of hygrothermal behaviour. The influence of several parameters will be discussed: (i) the experimental parameters: the design of the protocol, the type of materials, the configuration and the scale of the study; (ii) the boundary conditions and (iii) the modelling of physical phenomena: the description and formulation, the numerical resolution and the influence of material properties. The present article therefore reports the latest studies which compare measurement and simulation results on the hygrothermal behaviour of building materials and investigates potentially emerging trends for all building materials concerning the validation of the simulation tools.

In the first part, the general method used in this article to compare measurement and simulation is described. Then generalities on hygrothermal modelling are reported, together with the description of the transport phenomena. In the major section of the paper, studies comparing experimental results and simulations of hygrothermal behaviour are reviewed. Modelling the coupled transfers in the different cases is also studied. To improve the prediction of material behaviour, the results are then analysed according to several inputs (material, scale of study, boundary conditions, physical phenomena and material properties).

2 Approach for comparing experiment and simulation

2.1 General approach

The general approach to comparing experimental data to numerical results is illustrated in Figure ???. Two processes can be distinguished. The first one concerns the experiments and the generation of the data measured. This required that a sample be submitted to measure boundary conditions according to a previously defined design. Among other tests, the design includes calibration of the sensors, verification of the repeatability of the experiments and computation of the uncertainty measurements. A field representing the physical phenomena occurring in the samples is observed. The observation can be local at a particular point in the sample, as is the case when measuring temperature or

relative humidity. An intrusive sensor is necessary in this case. It can also be global when the field is evaluated for the whole scale of the sample, as when measuring the sample mass. In the end, experimental data varying in time are produced. The second process consists in generating numerical results. This requires that a model be built including a mathematical formulation of the physical phenomena associated with a numerical method. The inputs of the model are the measured boundary conditions of the experiments and the material properties. The latter come from a previous step aiming at characterising the material. Several standards are used to generate analytical functions fitting with the measurements used to characterise materials. The results of the model are both local and global, and are time-dependent.

The experimental data and the numerical results are compared based on the global tendencies as well as the residual between the two fields. Some uncertainties and biases, called b_i in Figure ??, cannot be avoided and impact different elements of the study. Therefore, this comparison must be analysed under these uncertainties and possible biases introduced in the whole process. Four different biases have been identified and are illustrated in Figure ?. The literature review will be discussed in Section 4 according to these possible biases.

The first biases, noted b_1 in Figure ??, are introduced when conducting the experiments and generating the data. There are biases due to uncertainty and noise in measurement, which can be evaluated by computing the propagation of uncertainties. The type of material under investigation, its geometry and in a more general way the configuration of the design including the scale of study may also affect the results. The repeatability, the protocol validation, the sensor calibration, the limitation of side effects, summarised by the protocol in Figure ??, are important aspects of the design that have to be controlled to minimise the biases when comparing the data to numerical results.

Some biases, noted b_2 , concern the boundary conditions imposed during the experiment. Sensors are used to measure the boundary conditions with a measurement uncertainty. Moreover, biases may be introduced when ignoring and not measuring certain physical phenomena accurately, such as radiation or convection at the surface of the materials. The solicitations applied to the samples can be time-constant or time-variable. We will see to what extent the type of boundary conditions influence the prediction of results using simulation tools.

Then the model itself introduces biases, noted b_3 . The accuracy of the numerical results strongly depends on the physical phenomena included in the model definition. The biases might also come from the resolution of the partial differential equations, which can introduce numerical errors. However, this bias should be minimised compared to the hypothesis made on the physical phenomena.

To perform simulations, boundary conditions together with the material properties must be added to the model. These inputs may introduce significant biases in the numerical results obtained. As for the experimental part, the boundary conditions are measured with uncertainties and hypotheses on the physical phenomena that have to be taken into account in the computation of the results. Moreover, the material properties used in the simulation play an important role and are another source of biases, noted b_4 . Some materials are extremely heterogeneous and there might be differences between the material characterised and the one used for the design. In addition, the material properties are extrapolated from measurement with their own uncertainties. These measurements should be taken if possible using the same sample as for the experiments: steady-state methods are commonly used (the cup method and gravimetry).

2.2 Selection of studies

The studies presented below were chosen according to several criteria. We were interested in studies on coupled heat and mass transfers within porous media. The studies had to be applied to building physics, to understand the hygrothermal behaviour of porous materials including both experimental and numerical results. The authors had to detail the experimental facility, protocol and the configuration studied. Moreover, details on the numerical study had to be available, such as the software chosen and the model's assumptions. The measurement and simulation could be compared at different scales: materials, walls or envelope and building. In this paper, we limit the scope to the prediction of transfer within the material or simple wall assemblies to focus on modelling coupled transfer and to avoid other sources of uncertainty.

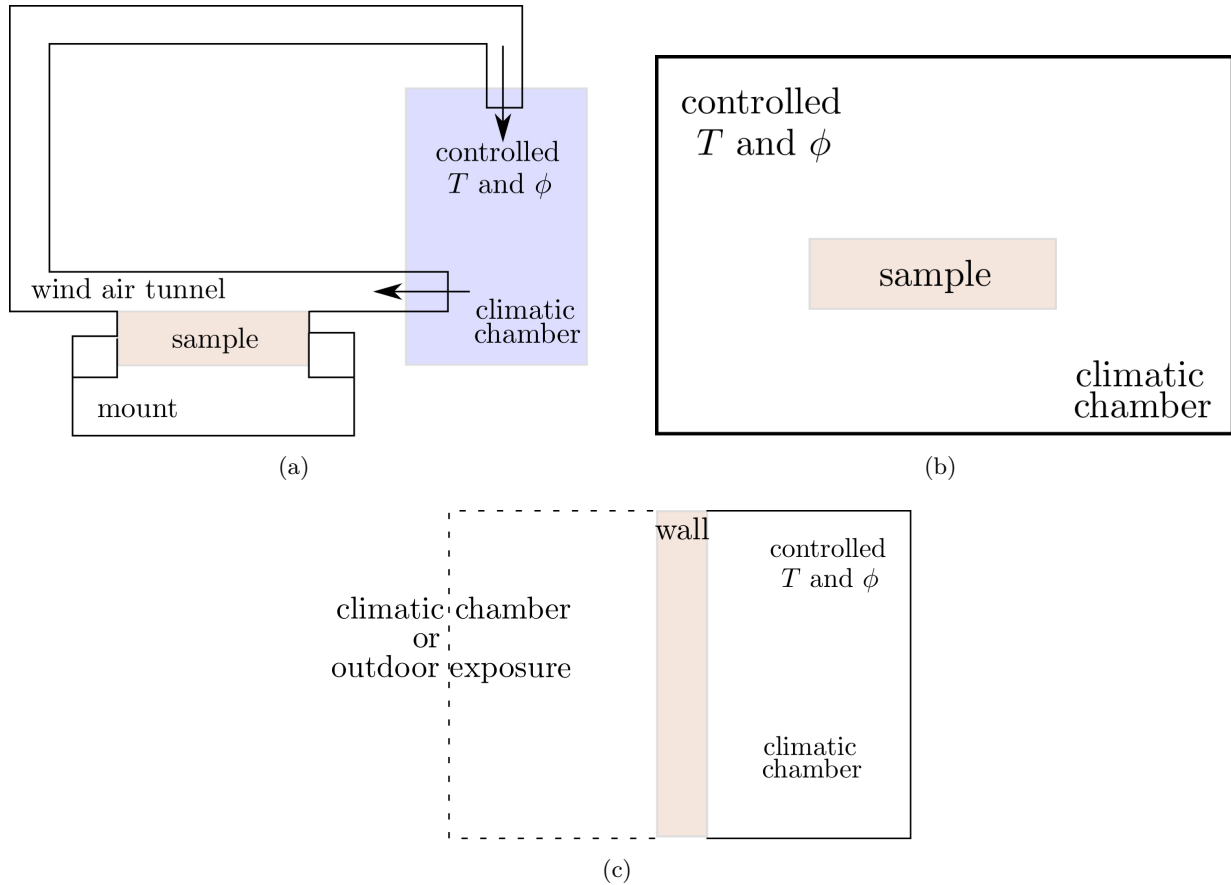


Figure 2: Experimental facility used to investigate the heat and moisture transfers: wind air tunnel (a), climatic chamber (b) and wall scale (c).

In the main part of this article, the comparison of results between measurement and simulation is first based on the conclusions of the articles summarised. If necessary, an additional analysis of the results was carried out to detail and better quantify the comparison.

2.3 Experimental facilities

Several types of experimental devices were used in the studies reported. The material and wall scales can be considered separately. At the material scale, two types of experimental facilities were distinguished: the climatic chamber and the wind air tunnel. These facilities differ only in the way convective boundary conditions were controlled; nevertheless, both can be used to study the hygrothermal behaviour of a single material exposed to controlled conditions.

In the wind air tunnel (see Figure 2(a)), the top surface of the sample is exposed to an established air flow. The airflow temperature (T) and relative humidity (ϕ) are controlled using an environmental chamber from which the air is delivered. Air speed is also controlled.

In the climatic chamber (Figure 2(b)), the temperature and relative humidity of ambient air are controlled. Saline solutions or a dew point water tank in the chamber can be used for relative humidity and a heat exchanger inside the chamber for temperature. The sample can be exposed either to one relative humidity level or to a gradient of relative humidity: one climatic chamber at each side is needed.

To study the behaviour of walls, samples can be exposed to controlled conditions in climatic chambers or to outdoor conditions at one side and controlled at the other side as illustrated in Figure 2(c). In the first case two climatic chambers are needed, one to simulate indoor conditions and the other for outdoor conditions, both conditions being stationary or time-variable.

2.4 Physical model and mathematical formulation

The models used in the literature for the comparison with experimental data are based on the assumptions that building materials are porous media, containing air and water, in vapour and liquid forms. In most of the models, air flow is not modelled. The description of physical phenomena is based on the principle of mass and energy conservation and the problem can be formulated as follows:

$$\frac{\partial w}{\partial t} = -\nabla \cdot (\mathbf{g}_v + \mathbf{g}_\ell), \quad (1a)$$

$$\frac{\partial E}{\partial t} = -\nabla \cdot (\mathbf{q}_c + \mathbf{q}_{\ell v}). \quad (1b)$$

where w is the moisture content and E the energy.

The moisture transfer occurs due to capillary migration, \mathbf{g}_ℓ , and vapour diffusion, \mathbf{g}_v . The vapour diffusion can be driven by the vapour pressure gradient and the temperature gradient (called thermal diffusion):

$$\mathbf{g}_v = -\delta_v \nabla P_v - \delta_T \nabla T, \quad (2a)$$

$$\mathbf{g}_\ell = -\delta_\ell \nabla P_c. \quad (2b)$$

where δ_v stands for the vapour permeability, δ_T the permeability for temperature-driven vapour diffusion and δ_ℓ denotes the liquid permeability. P_v and P_c are the vapour and capillary pressure. Most of the time the thermal diffusion is ignored. The vapour flux can also be written with the vapour diffusion coefficient (D_m) and m , the mass fraction of water vapour as:

$$\mathbf{g}_v = -D_m \nabla m$$

The heat transfer is driven by the conduction flux and the latent flux, due to vapour vaporisation:

$$\mathbf{q}_c = -\lambda \nabla T,$$

$$\mathbf{q}_{\ell v} = h_v \mathbf{g}_v + h_\ell \mathbf{g}_\ell.$$

where λ is the thermal conductivity that could vary with temperature and the position within the material, h_v the water sorption enthalpy, often assumed equal to the latent heat of evaporation of water, L_v . Interested readers may refer to [22–24] for a complete demonstration of these equations. Moreover, for multi-layered walls, the contact between each layer is in general assumed to be perfect.

At the interface Γ of the material with the surrounding air, conservation of the heat and moisture flow is assumed:

$$\mathbf{g}_v|_{x \in \Gamma} + \mathbf{g}_\ell|_{x \in \Gamma} = \beta (P_v - P_{va}) \cdot \mathbf{n} + \mathbf{g}_\infty, \quad (3a)$$

$$\mathbf{q}_c|_{x \in \Gamma} + \mathbf{q}_{\ell v}|_{x \in \Gamma} = \alpha (T - T_a) \cdot \mathbf{n} + \mathbf{q}_\infty + \beta h_v (P_v - P_{va}) \cdot \mathbf{n} + c_\ell T_a \mathbf{g}_\infty. \quad (3b)$$

where subscript a stands for the ambient air in contact with the porous material, and β and α are the convective vapour and heat transfer coefficients considered as constant in the modelling exercise. c_ℓ is the liquid water heat capacity at constant pressure. The subscript ∞ designates the flow (mass and heat) away from the material.

2.5 Measurement of material properties

To predict the changes in relative humidity and moisture content within a material using Eq. (1a), transport and storage coefficients are needed. They have to be estimated using experimental characterisation methods. The left term of the equation of mass conservation Eq. (1a) is the moisture storage term. It can be written as:

$$\frac{\partial w}{\partial t} = \frac{\partial w}{\partial \phi} \frac{\partial \phi}{\partial t}$$

where ϕ is the relative humidity.

The moisture storage within a material depends on the moisture capacity, $\xi = \frac{\partial w}{\partial \phi}$, which can be defined as the slope of the sorption isotherm curve, $w = f(\phi)$. The storage function or sorption isotherm curve is assessed by measuring the equilibrium weight of a sample exposed to successive steps of ambient air relative humidity in isothermal conditions. This method is called the gravimetric method (ISO 12571, 2013); other characterisation methods can be used [25]. Material samples are successively placed in different relative humidity conditions controlled by salt solutions. The equilibrium mass uptake is then measured at each point. These methods are highly time-consuming, because several points are required to draw a sorption isotherm curve, each of which may only reach equilibrium after several weeks.

The diffusion processes (water vapour, liquid water, gas) in material are influenced by the permeability value. The general method to measure this property is to expose the material to a pressure gradient (vapour pressure, liquid pressure or total pressure) and to measure the resulting flow. The permeability is the proportionality coefficient between the two. Each property has to be measured separately by avoiding the other pressure gradients or making them negligible. As for the sorption isotherm, this method is a steady-state method.

For vapour permeability, (δ_v), the most common measurement procedure is the cup method, following the standard (ISO 12572, 2013 [26]). The vapour pressure gradient is created by a difference of relative humidity between the two sides of the sample assuming constant temperature. The mass variation is measured to know the mass flow. Its principle is to measure a steady mass variation under a controlled vapour flow driven by a difference of relative humidity between the two sides of the sample under constant temperature.

The mass uptake or decrease of the whole cup is then related to the sample's vapour permeability. From Eq. (2a), with constant temperature, when vapour permeability is independent of vapour pressure, we can deduce:

$$g_v = \delta_v \cdot \frac{\Delta P_v}{\Delta x}$$

In addition, the mass flow can be expressed as:

$$g_v = \frac{\Delta m}{\Delta t \cdot A}$$

Therefore, the vapour permeability is calculated as:

$$\delta_v = \frac{\Delta m \cdot e}{\Delta t \cdot \Delta P_v \cdot A}$$

with g_v the mass flow rate in $kg/m^2/s$, Δm is the mass uptake, Δt the time of the experiment (defined in Figure 3) and A the exposed surface of the material. Δx is the sample thickness and ΔP_v is the difference in vapour pressure between the two sides of the sample.

With vapour permeability, the vapour resistance factor μ is defined as the ratio of water vapour permeability in the air $\delta_{v,a}$ and that in the material δ_v : $\mu = \frac{\delta_{v,a}}{\delta_v}$.

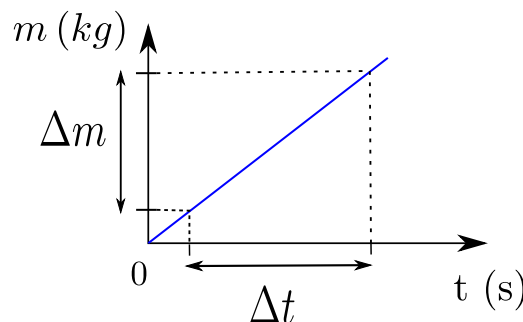


Figure 3: Results obtained with standard test to measure vapour permeability [26]

Since the vapour permeability is moisture-dependent, a dry and wet cup experiment can be carried out with different relative humidity levels. This test is standard and widely used, as noted in the following studies [20, 27–30], for example. Other methods can be used to measure moisture diffusivity [31], but they are less used because they require that the diffusion equation solution be expressed [32, 33].

2.6 Comparison of results

In most of the studies, the numerical and experimental results were compared based on the trend of the two curves. This type of qualitative comparison was made, for example, in [34–38].

To extend the investigations and to conclude on the agreement between the two, it is important to compute the residual or relative error:

$$\epsilon = \sqrt{\int \frac{(u_{\text{observed}}(x, t) - u_{\text{predicted}}(x, t))^2}{u_{\text{predicted}}(x, t)^2} dt}.$$

It is important to compare this quantity ϵ to the global measurement uncertainty. The latter should not include only the sensor uncertainties, but also the other uncertainties stemming from the experimental design (sensor location, contact resistance, etc.), due to the boundary conditions (their measurement and their hypothesis), the model's input material properties and the model itself. In other words, all the biases, illustrated in Figure 1 and analysed in the discussion, should be analysed. Their impact on the numerical results and the experimental data should be evaluated to provide a precise discussion on the validity of the comparison.

As said above, it is important to consider the uncertainty with the measurement with the propagation of uncertainties. Therefore, after the experiment, the measured field u is expressed as: $u(x, t) = u_{\text{measured}} \pm \Delta u$. The value of the uncertainty Δu will have an importance for the agreement with the numerical study. The difference between measurement and simulation has to be compared to this value using error bars for example [21]. The agreement can be considered as “good” when the deviations are within the uncertainty. This evaluation is difficult and is not always included in the studies presented.

In the present review, to more accurately compare the deviations in the research reported and analysed here, we tried to quantify the agreement between measurement and simulation using the results available in the articles. We therefore measured and calculated the slope of both curves and compared them as was done in [39]. This translates a difference in the dynamic of the predicted transfer [27, 34, 38, 40, 41]. Moreover, to evaluate the deviations in the transient state, it is possible to evaluate the delay in the curve between the experiment and the modelling exercise [35, 36, 42, 43].

To quantify a difference in the steady-state, we directly measured the difference in the values on the curves [38]. Nevertheless, in most of the studies, this quantification had already been made [15, 20, 28, 44–46].

3 Comparative studies at different scales

The hygrothermal behaviour of hygroscopic materials obtained experimentally with the set-up described in Figure 2 can be compared to numerical simulations for different boundary conditions and at different scales, e.g. the wall and material scales. This part presents an overview of this comparison. The experimental and numerical inputs will be described and highlighted according to Figure 1. If this is not the case in the paper reported, we will attempt to detail and quantify the comparison for temperature and moisture variables. At the end of each part, the summary of the main characteristics of the studies is given.

3.1 Material scale

Here we describe the studies conducted at the material scale where the characteristic size of samples is a few centimeters in the three dimensions. The boundary conditions in the experimental part can be controlled with two kinds of experimental facility: the climatic chamber and the air tunnel, as

illustrated in Figure 2. In Section 3.1.3, the case of convective drying experiments, which can be conducted with the two kinds of experimental facility, is detailed.

3.1.1 Climatic chamber

The boundary conditions, temperature and relative humidity can be controlled using a climatic chamber. This facility allows one to test materials under non-cyclic or cyclic conditions with changes in temperature and/or relative humidity.

In this part, 12 studies using a climatic chamber to control experimental boundary conditions are reported [34–36, 40, 43, 47–53]. Various building materials were characterised under different loads. We can distinguish two types of boundary conditions: time-invariant (temperature or relative humidity gradient, relative humidity step) and variable conditions (climatic weather, cycle).

Non-cyclic temperature and/or relative humidity conditions

Several tests for different materials under step-wise variations of relative humidity are reported in the literature.

The non-cyclic conditions used to test materials can be temperature or relative humidity gradients between two climatic chambers. The hygrothermal behaviour of several cylindrical *lime-cement mortar* samples subjected to temperature and relative humidity gradients between two climatic chambers was studied in [34, 40]. The temperature within the samples was monitored, and the moisture ratio of the samples was determined by weighing. A model including vapour diffusion and liquid flow presented good agreement for temperature within the sample but a slower than measured moisture diffusion. This was highlighted by a higher slope in the moisture variation in the material thickness, $w = f(x)$ (for example, $250 \text{ kg/m}^3/\text{m}$ for measurement versus $200 \text{ kg/m}^3/\text{m}$ for simulation after 2 weeks).

In other studies [35, 47–49], samples were exposed to a relative humidity step in isothermal conditions. In all these experiments, the samples studied were sealed with aluminium tape on the bottom and lateral surfaces; only the top surface was open to moisture exchange.

In [47], experimental measurements, carried out on *cement* samples, were compared to phenomenological, based on the “ink bottle effect” (Mualem [54]) and empirical (Rubin [55]) modelling of hysteresis based on classical equations. The experiment consists in applying a relative humidity step to samples, drying at 53.5% and wetting at 97% relative humidity. The agreement was good for the comparison, even if there were more differences for the more porous *cement* samples. The simulation with Mualem’s model gave the best results, a conclusion that was also found by other authors [36] and [43] with other material (*hemp concrete*) and boundary conditions.

The experimental results of the drying experiment on the *lime-hemp* material were compared with a simulation obtained with WUFI [35]. The cylindrical samples 19 cm in diameter and 3.4 cm thick were first wetted and then dried at a temperature of 23 °C and 65% relative humidity. The main hygrothermal properties were measured at IBP Fraunhofer [56]. Using the default value of the liquid transfer coefficient, the drying was faster in the experiments, the time between numerical and experimental results was 4 days. A new liquid transfer coefficient, determined by fitting the adsorption experimental results obtained with the nuclear magnetic resonance method, provides good agreement between simulation and measurements; however, this value has no physical meaning.

PERRÉ ET AL. [48] had a similar approach to EVRARD AND HERDE’S [35]. The moisture diffusivity value was determined by fitting the experimental results using an inverse method. The physical model was based on the *Transpore* software [57], modelling vapour, liquid and air in the material. In this study *fibreboard* and *spruce* were investigated measuring relative humidity at the bottom of the sample, whereas the relative humidity step was applied at the top of the sample. Good agreement was obtained for *spruce*, but for *fibreboard*, the dimensionless diffusivity identified was non-physical (> 1). According to the authors, the deviations could be explained by a non-Fickian behaviour with a dual-scale character of mass diffusion in this kind of material.

BUSSER ET AL. [49] used the same kind of experiment as [48] but measured the relative humidity diffusion in material with sensors at different depths in *wood fibre insulation* samples. In addition, the mass gain was measured by weighing the samples regularly. The results were compared to numerical

data obtained with WUFI software modelling vapour and liquid water transport [39]. The material properties used were measured by several laboratories using steady-state methods during an earlier French project: Hygro-Bat [58]. Comparing the results showed that, for the mass change, the overall behaviour was adequately described by simulation, but the code under-estimated the relative humidity dynamic in the transient state: the slope of the curve was lower. The authors explain these differences with the materials' properties. An error in the sorption isotherm can explain the difference of the steady-state value observed for the mass change. Therefore, hygric properties were determined with these experimental data using a parameter identification method [49]. The new vapour permeability value identified was much higher than the value measured with traditional cup methods. According to the authors, this indicates that the standard model did not correctly represent the phenomena involved. The impact of physical phenomena was studied in [59, 60] where the air advection phenomenon and hysteresis are considered and some material properties were estimated (advection coefficient, moisture permeability, isotherm curve).

Cyclic moisture conditions

The material can be tested under cyclic conditions. Often only one face of the sample is open to ambient air and the others are sealed.

In the study proposed by VAN BELLEGHEM ET AL. [50], a hygrothermal model was combined with computational fluid dynamics (CFD) resulting in a "CFD-HAM" model. The results obtained with this model were compared with a moisture buffering value (MBV) experiment between 50% and 70% relative humidity on *calcium silicate* (CaSi). The relative humidity and temperature were monitored with sensors at different depths. The material properties were measured by different laboratories during the HAMSTAD project [61, 62]. The CFD-HAM model computes the water vapour transport in the hygroscopic material as well as in the surrounding air. The comparison between model and experiment showed more differences than uncertainties: $\pm 4\%$ compared to a sensor accuracy of 1.4% relative humidity. The model under-estimates the relative humidity amplitude. The agreement was better for sensors near the material's surface. The comparison for temperature showed good agreement: the difference was less than 0.2°C . The uncertainties in the moisture dependence of the materials' properties could explain the deviations observed.

The *lime-hemp concrete* material characterised by [35] was used in [51] to compare measurements and simulations obtained with two models: WUFI software and another model based on Eq. (1) implemented in COMSOL. The models provided similar results with an over-evaluation of the mass change during the MBV experiment: a 10% difference. Moreover, the temperature prediction differed by 0.25°C between measurement and simulation. Differences were greater for the WUFI simulation. The initial slope during the relative humidity change was accurately predicted by the models.

Hemp concrete was studied in [36] and [43] with a numerical model implemented in COMSOL software. In these two studies, hysteresis was taken into account: Mualem's phenomenological model and Pedersen's empirical [54, 63] model. The results confirm that Mualem's hysteretic model gave better agreement overall. During the cyclic test, only the top surface of the material was exposed to the change in the air's relative humidity. The temperature and relative humidity were monitored at different positions within the sample and the overall mass variations were continuously measured. The comparison between experimental results and simulation for sprayed hemp concrete [36] and coated hemp concrete [43] showed that measurements vary faster than prediction for relative humidity. As before, the deviations increased deeper in the material. A change in hygric properties can improve the comparison (see Table 5). To represent the experimental results more accurately, the influence of temperature on the sorption isotherm was taken into account [53, 64, 65]. The agreement was improved even if some differences remained with variable temperature conditions: there was a 1% difference in relative humidity and of 2% for the moisture content.

In [66] ZHANG ET AL. exposed a *spruce* plank to a dynamic moisture response test: three stepwise temperature variations under constant relative humidity (80%), six stepwise relative humidity variations (three over 16 h and three over 8 h) under constant temperature (50°C); the same steps were repeated at 23°C . The samples were weighed with a scale during the experiment. Four models were developed in Modelica language [52] to predict these results on *spruce* material. As in [53] the

model taking into account temperature-dependent hysteresis seems to capture the general trend of mass variations better even if all the modelling results deviated from the measurement (maximum deviation, 1.5% of moisture content).

3.1.2 Air tunnel

The literature reports several studies conducted in an air channel using two test facilities: the transient moisture transfer (TMT) test facility [29] and a double climatic chamber with an air inlet over the sample [50]. In these experiments conducted on different materials, temperature and relative humidity sensors are placed at different depths in the material to measure the diffusion process. Moisture accumulation is measured with gravimetric load or a precision scale. Only the top surface of the sample is open to moisture transfers. The results obtained with these experiments are compared to those obtained with simulation tools.

The results obtained with the **HAM-Tools** software [67] were compared with experimental results obtained by TALUKDAR ET AL. [29] on samples of *spruce plywood* and *cellulose insulation* with data from [68]. The samples were subjected to a relative humidity step and cyclic conditions of air relative humidity. The liquid and vapour phases were modelled [46]. The results were similar for both materials with greater errors for cellulose. The differences were greater with oscillating boundary conditions (0.7% versus 0.35% relative humidity), even if they remained within the experimental uncertainty $\pm 1\%$. Nevertheless, the moisture accumulation kinetics seems to be under-predicted by simulation. For cellulose insulation, the predicted variations of relative humidity were slower than with the measurements.

Gypsum board behaviour was investigated in [21] with simulations carried out by 11 participants. Simulations were compared to experimental data on coated (acrylic and latex paint) and uncoated gypsum boards subjected to a relative humidity step for a 24-h period each (30%-70%-30%) performed at constant temperature. All the results showed the same behaviour: no simulation tool was better than the others in predicting the measurements. For uncoated gypsum, the experimental data showed a faster transition for relative humidity (2 h) and moisture accumulation. The results were under-predicted (by 5%) for relative humidity. There were fewer errors for temperature (0.5 °C). The comparison of vapour pressure gave better agreement than relative humidity because it took temperature into account. The uncertainties in the material properties used in the models (vapour permeability, sorption isotherm) were pointed out by the authors to explain the deviations.

These experimental data were used by [69] to test the influence of modelling the air advection phenomenon and hysteresis effects. The results show that the prediction is better with the diffusive-advective model even if the model considers a constant air velocity within the material. If hysteresis effects are considered, agreement between the numerical results and measurement is improved.

The TMT facility increased the impact of the heat and mass convective transfers with the presence of airflow. Therefore, the combined CFD-HAM model was adapted to solve equations in the entire domain (air + material). In STEEMAN ET AL. [70], the authors implemented heat and moisture transfer equations in **Fluent** CFD software [71]. Hysteresis was included in the CFD solver using the above-mentioned model developed by Mualem [54]. Experiments carried out on *gypsum* showed that the equilibrium level was not accurately predicted by this model [70] for *uncoated gypsum*; the difference was greater than the uncertainty of the sensor (2% relative humidity). Good results were obtained with coated gypsum. Then the model was adjusted to account for liquid transfer and simulate the drying behaviour of the saturated sample (the same as the one used in [50]) with a conditioned air flow on the top [72]. The shape of the drying curve was satisfactorily predicted by the simulation, even if the slope was higher in the measurements. The capillary effect observed in temperature measurements was reproduced correctly.

The same experimental study was carried out on a *ceramic brick* [73]. The 3D simulation was based on material properties from the literature [74]. The heat and mass convective coefficients were determined with the CFD simulation [75]. For the temperature, the agreement in the insulation material around the sample remained within the predefined uncertainty (0.1 °C); this was not the case within the material (0.3 °C difference and a delay in the temperature increase). The difference was greater near the surface. The mass loss curve was over-estimated by more than 10% of the variation

of the moisture content value in the second part of the drying, higher than the uncertainty (4% of the value). The drying rate was also high [75]. The moisture content distribution in the ceramic brick over time, measured using the neutron radiography method, showed a slower decrease of the moisture content compared to the simulation, and the difference increased with time.

3.1.3 Convective drying

Drying a material is a crucial issue in terms of coupled heat and mass transfer. This experiment increases our understanding of transport in porous media used in building such as wood. Moreover, convective drying of material can be performed with both climatic chamber and air tunnel facilities. This section focuses on studies that compared measurement and simulation during stationary or intermittent drying experiments.

In [76] the importance of vapour diffusion and convective flow in modelling softwood drying is investigated. Two models were developed and compared. The first one is proposed for high-temperature conditions since only the vapour convective flow is modelled. The second model includes both convective flow of steam mixture and the diffusion process in wood. The results of these two models were compared with experimental data obtained from drying wood samples in a tunnel dryer. The results confirm that the second model can correctly predict the drying curve in a wider range of drying temperature. For low-temperature conditions (below 100°C), the first model under-predicts the drying rates. On the other hand, the predictions of the second model are much more satisfactory compared to the experimental data. For high-temperature conditions, both models predict similar drying rates with low discrepancies. It highlights the importance of vapour diffusion in the context of low-temperature drying conditions.

ERIKSSON ET AL. [77] developed a phase separation model for the transport of free water, bound water and water vapour separately. The energy conservation equation is ignored. The numerical results are compared with the experimental data obtained from the drying of a Norway spruce sample under isothermal conditions. Only one surface is open to transfer; the others are covered with aluminium tape and thermally insulated material to ensure that drying occurred from only one surface. The drying experiment was carried out with circulating air over the top surface of material at constant humidity $\phi = 43\%$ and temperature $T = 50^{\circ}\text{C}$. During the experiment, the average moisture content of the sample was measured using a X-ray scanner and then compared with the simulation carried out with properties from the literature. The results show satisfactory agreement at the beginning of the drying. After 10 h discrepancies appear. First, the predicted drying rate tends to be slower until 38 h. Then the numerical prediction over-estimated the experimental data. The authors explained these discrepancies by the lack of material properties needed in the model. To remediate these difficulties, material properties such as water permeability and mass transfer coefficient are estimated to fit the experiment better.

In [78], the heat and mass processes during the convective drying of a kaolin cylinder are studied. The influence of the material's deformation on the heat and mass transport is ignored. The problem was solved in two-dimensions. The coefficients of convective mass and heat exchanges at the boundary between the material and the ambient air were estimated. The estimation was done with experimental data from the drying process with an ambient air temperature of 40°C . Then the drying experiment was conducted for a different constant temperature. The mass and the temperature of the sample were recorded. The agreement with numerical results is very good for the first drying period (both qualitatively and quantitatively). During the second drying period, only qualitative similarity of the results is reached. Moreover, the discrepancies seem to be greater for temperature than for mass and, the relative error values for mass and temperature increase with the ambient air temperature. The authors explained these deviations by the fact that the material properties from the literature used in the simulation do not take into account the temperature dependency of the actual properties.

The same material was studied in [79] for stationary and intermittent drying experiments, which were conducted with different boundary conditions: (i) constant temperatures (65°C and 100°C), (ii) variable temperatures and (iii) variable relative humidity. The experimental results were compared to numerical simulations in [80]. For stationary conditions, good coherence was obtained for drying curves. Higher discrepancies were observed for the temperature changes over time in the material.

In the case of intermittent conditions, the predictions for drying kinetics and for temperature have more discrepancies with measurements. In the simulation the intermittent boundary conditions were modelled by a periodic function, but in the experiment this is not exactly the case: some deviations appear between the modelled and measured boundary conditions. This point can explain observed deviations between predictions and measurements. Moreover, the results show that the comparison for a variable temperature boundary condition is better than for a variable air relative humidity level. The latter is more difficult to model because there are effects of vapour condensation which occur during humidification of the air.

The study of heat and mass transport in a material can also be coupled with the study of the stress evolution during drying [81–83]. Experiments were conducted to study the drying-induced stress. The model includes coupling with the momentum equation.

In [81] a sample of clay material was placed in a drying tunnel. Only the sample mass was measured and compared to predictions. For the overall experiment, the agreement between predictions and observations is satisfactory for the drying kinetics. Nevertheless, some discrepancies appear at the beginning. The measured drying rate is faster than the predicted one. Then the tendency is inverted at the curvature point of the curve, approximately in the middle of the experiment. The same behaviour is observed for all the temperature drying experiments. Moreover, the authors insist on the important parameters influencing the comparison: the Young modulus, the Poisson coefficient, the capillary pressure for modelling the transport of liquid and the intrinsic permeability of the material for the air transport.

Wood material was studied in [82, 83] and submitted to nonsymmetrical drying to “visualise” the complex hygromechanical phenomena occurring during the experiment. The simulation tool *Trans-Pore* [57], which solves the coupled heat and mass transfer equations within the board, was used in these studies. Only stationary experiments were conducted in [83], whereas intermittent boundary temperature and relative humidity conditions were applied in [82]. For constant drying boundary conditions, some discrepancies should be noted for the prediction of the moisture content over time, especially for low temperature (45°C) [83]. The kinetics observed seems to be faster. Concerning variable boundary conditions, agreement is better with varying temperature than with varying relative humidity [82]. This confirms the results obtained with kaolin [79].

3.1.4 Summary

Table 1 gathers the characteristics (the phenomena considered, the type of experiment) of all the studies reported in the “Material scale” section.

The effect of temperature on the sorption isotherm is taken into account in some studies, noted in Table 1 with the number ¹ when hysteresis was involved.

Ref	Model: terms taken into account							Experiment			Measurement			Material
	Hysteresis	Vapour	Liquid	Air	Thermal diffusion	Non-cyclic	Cyclic	Real	Relative humidity	Mass	Temperature			
[34] [40]		x	x		x	x				x	x		Lime-cement mortar	
[47]	x	x	x			x				x			Three cement samples with different water-to-cement ratios	
[35]		x	x			x				x			Lime-hemp	
[48]		x	x	x		x			x		x		Spruce, wood fibre	
[39]		x	x			x			x	x	x		Wood fibre	
[50]		x						x	x		x		Calcium silicate	
[36] [43]	x	x	x					x	x	x	x		Sprayed and coated hemp concrete	
[53]	x ¹	x	x					x	x	x	x		Sprayed and coated hemp concrete	
[51]		x	x					x		x			Lime-hemp concrete	
[66]	x ¹	x						x		x			Spruce	
[21]	NA	x	x	x				x	x	x	x		Coated and uncoated gypsum board	
[46]		x	x					x	x	x	x		Spruce plywood and cellulose insulation	
[70]	x	x	x					x	x		x		Coated and uncoated gypsum board	
[72]		x	x					x	x	x	x		Calcium silicate	

Ref	Hysteresis	Vapour	Liquid	Air	Thermal diffusion	Non-cyclic	Variable	Real	Relative humidity	Mass	Temperature	Material
[75] [73]	x	x	x			x				x	x	Ceramic brick
[76]		x	x			x				x		Wood
[77]		x	x			x				x		Wood
[78]		x	x			x				x	x	Kaolin
[80]		x	x			x	x			x	x	Kaolin
[81]		x	x	x		x				x		Clay
[83]		x	x	x		x				x		Wood
[82]		x	x	x		x	x			x		Wood

Table 1: Summary of reported studied at material scale

3.2 Wall scale

The models can also be validated using experimental data within test walls, i.e. the characteristic sizes of samples are 1 m*1 m*10 cm. The walls can be exposed to controlled conditions in climatic chambers or to outdoor conditions on one side. The aim of these studies was to measure and validate the transfers through the wall and obtain the moisture profile within the wall. The models' accuracy and prediction were assessed by comparing the results with the experiments. Different wall compositions were tested to investigate the impact on the validation process.

3.2.1 Controlled conditions

In these studies, walls were studied experimentally by placing them between two climatic chambers controlled for temperature and relative humidity. In each chamber, the boundary conditions can be constant or variable.

Mono-layer

For example, a model based on the Umidus model [84] was implemented in the **Spark** simulation environment [85]. The results obtained with this model were compared with experimental data given by [86] where a *hemp concrete* wall was placed in a biclimatic chamber. The "indoor" boundary conditions were constant (23 °C, 50%), while the "outdoor" conditions varied (23 °C to 32 °C and 50%-30%). The relative humidity and temperature were monitored within the wall and in the centre of each room. The transient moisture behaviour of hemp concrete was difficult to model with varying conditions, a 2.4% difference in relative humidity is observed. This deviation is greater than the sensor uncertainty, whereas the temperature results were accurately represented (the difference is less than the experimental uncertainty (0.5 °C)) [85]. Sprayed hemp concrete was also studied with the same test facility [36]. The temperature amplitude and kinetics were accurately predicted by the hysteretic model, whereas relative humidity measurements were faster in desorption than the simulation. Nevertheless, the error was less than 1% relative humidity. Similar to previously discussed studies at the material scale, the agreement was better at the wall surface.

In [87] the behaviour of the *hemp concrete* wall was compared to a model that took into account the effect of temperature on the sorption isotherm curve using Milly's model. The results showed that the non-isotherm model results in significantly better prediction of the relative humidity variation in the tested wall. The maximum difference was 3% for relative humidity compared to 1.5% sensor uncertainty. According to the authors, the temperature variation was satisfactorily predicted even if a maximum difference of several degrees was noted.

Another model developed with COMSOL without hysteresis but with the same modelled phenomena was used to simulate the hygrothermal behaviour of a *hemp concrete* wall in [88]. The specimen was placed between two climatic chambers and subjected to a relative humidity step with or without a temperature gradient. The model seems to over-estimate the heat flow and the temperature variations while it tends to under-estimate the variations in relative humidity at the middle of the sample. The slope of relative humidity variation was lower for the simulation: 1.5%RH/day versus 12%RH/day for measurements.

In [89] SLIMANI developed a model based on HAMFitPlus [90], using three conservation equations written with temperature, absolute humidity and air pressure as potentials. This model was validated according to different controlled boundary conditions (isothermal, non-isothermal and cyclic conditions) applied to a *wood fibre* wall located between two small rooms, both controlled in temperature and relative humidity by saturated salt solutions. Temperature and relative humidity were measured in both chambers, at the surface of the wall and within the wall. The deviations between model and measurements increased for non-isothermal and cyclic conditions compared to the isothermal condition. With isothermal conditions, the gap (0.1 °C for temperature, 1% for humidity) was lower than uncertainty (0.2 °C and 2%). In the transient case, the relative humidity and temperature kinetics were not well predicted: the predicted relative humidity was slower than the measurements and/or damped by 4% and the temperature was damped by 0.5 °C) compared to the measurements. The author says that these deviations were linked to over-estimations of moisture capacity resulting from

the local-equilibrium hypothesis. According to the author, this assumption had to be reconsidered when establishing of the conservation equation.

To investigate the role of the interior finishing, an experiment was conducted on a two-storey test facility with two identical rooms [15]. Two surfaces of each room were covered with the material investigated: *wood* panelling or *uncoated gypsum* board, depending on the room. The moisture content of the interior finishing, measured with electric resistive probes, was compared to WUFI simulations. Two different moisture load profiles were applied: 100 g/h moisture generation for 10 h followed by 14 h without moisture generation, and 200 g/h moisture generation for 2 h followed by 22 h without moisture generation. The material's properties were obtained with classical measurements. The agreement was better during moisture generation than the free-floating evolution. Moreover, the agreement was better with gypsum board than wood panelling, especially in terms of the desorption kinetics.

MEDJELEKH ET AL. [91] studied unfired clay masonry experimentally and numerically. The heat and moisture transfer model was implemented in Cast3M software [92] with the finite element method. In the model, an "apparent vapour permeability" was defined by taking into account both vapour and adsorbed liquid film diffusions. Moreover, hysteresis was modelled with Merakeb's model [93], initially developed for wood material. The material properties (sorption isotherms, thermal conductivity and apparent vapour permeability) used were measured at the material scale, on the same material. The permeability value was obtained using an inverse method from the kinetics of the moisture mass variations in the samples. Then the numerical results were compared to measurements at the wall scale. The boundary conditions were controlled with two climatic chambers and the wall was monitored with thermo-hygrometers. The wall was first exposed to drying conditions and then to cycles of relative humidity. In both cases, the agreement between the experimental and numerical results were good: the difference was lower than 1.25% for relative humidity compared to 1.8% for the sensor uncertainty, and lower than 0.25°C for temperature (uncertainty, 0.4°C).

Multi-layer

This part investigates the walls composed of several layers, as are found in real walls. The problems modelling and comparing different walls increased. In the literature the wall samples are mainly studied with two types of test facilities.

In the first one, the walls are exposed to controlled conditions on both sides. For example, *timber* walls with insulation were studied using the test facility described in [94]. The wall, located between two climatic chambers, was successively exposed to permanent conditions (winter) and dynamic loads. The experimental results were compared to the simulations with BuildingPore and WUFI software [95]. The material properties used in the codes were measured on samples used in the experiment. Both software programs showed that the differences were greater within the wood than in the insulation material and that the moisture transfers were faster in the experiment than in the code predictions. The authors suggested that an increase in the diffusion coefficient value used in the simulation could improve the agreement between measurement and simulation.

KALAMEES AND VINHA compared the results of several tools (1D-HAM [96], MATCH [97] and WUFI-2D) with experimental tests [20]. The test equipment was composed of a wall located between two chambers simulating two different climatic conditions, either constant or cycling. The wall structures were composed of different insulation materials (*mineral wool*, *cellulose insulation* and *sawdust insulation*), a vapour barrier (plastic sheet or bitumen paper) and sheathing. All the properties of the materials used were measured (thermal conductivity, permeability, density, moisture storage function). Three walls were presented in detail in [98]. The predictions of all three software programs were close for all test wood-frame walls. The differences were greater for cyclic conditions than stationary conditions (13% versus 5%, respectively, for maximum differences for relative humidity). The authors suggest that the difficulties simulating the hygrothermal behaviour correctly with rapidly varying boundary conditions were due to inaccurate determination of material properties. In [20] the authors also emphasised the importance of the initial condition, especially for moisture content. In this study it was difficult to compare the results between walls and to distinguish the behaviour of hygroscopic and non-hygroscopic insulation because the type of vapour barrier differed and the interior finishing

influenced the results. Additional investigations of wall assemblies with vapour-tight sheathings were also conducted in [98]. The drying experiment carried out showed that considering the capillary flow improved the results for high relative humidity ($> 90\%$), but has a lesser influence for non-hygroscopic insulation (fibreglass) as well as for the transfer dynamics, still under-estimated.

The second test facility is a full-scale test hut composed of two identical test rooms, one on top of the other, assembled inside a large-scale environmental chamber [99]. The moisture buffering effect of the material was studied in this two-storey test hut [15], as described above. This facility was also used to validate **HAM-BE**, a code developed on **COMSOL** [100]. Classical heat and mass transfer mechanisms were modelled (conduction and convection of sensible and latent heat, vapour diffusion, liquid flow and air convection). The material properties used in the code were derived from laboratory measurements. *Wood-frame* walls with *glass wool insulation*, *painted gypsum boards*, cladding and sheathing were exposed to wetting and drying conditions. A water tray was therefore added in the wall and used as a moisture source. The moisture content of the sheathing was measured at different positions within the wall with gravimetric samples. The prediction generally matched the experimental data closely, but we can observe deviations depending on the configuration. The agreement was better with oriented strand board (OSB) as sheathing than with plywood. Moreover, the agreement was also better when a vapour barrier was present, reducing the impact of mass transfer. The authors attributed the discrepancies between the experiment and numerical modelling to the anisotropy of the materials' properties, the moisture content measurement process, which could produce air leakages and disturb the experimental conditions, and the imperfect control of boundary conditions.

3.2.2 Outdoor conditions

The following studies considered walls subjected to real conditions on one side. The other side is exposed to controlled climatic conditions that can be constant or variable. As above, the wall composed of a single material and the multi-layered wall were distinguished.

Mono-layer

In this part, only mono-layer walls were considered. To compare with numerical results, the temperature and relative humidity are measured within the wall to investigate hygrothermal profiles.

The hygrothermal behaviour of three materials: *aerated autoclaved concrete*, *hemp lime concrete* and *vertically perforated brick* was studied experimentally in [38]. The experiment placed walls between a climatic box and the laboratory room. In the climatic chamber, constant or cyclic temperature and relative humidity conditions were created. The temperature and the relative humidity were recorded in the middle of the wall, at each surface (indoor and outdoor), in the climatic chamber and the laboratory room. The moisture adsorption of the wall was measured with two samples of materials placed on a scale at each side of the wall. For the vertically perforated brick, only the heat transfer model by conduction was needed to simulate the behaviour, and the model and the measurements were in good agreement. For the aerated autoclaved concrete and hemp lime concrete, a heat, air and moisture model based on [22] was implemented in **COMSOL**. The relative humidity variations were under-predicted, especially in the cyclic experiment and for uncoated hemp lime concrete (slope: 2.66 %/h for measurements and 0.4 %/h for simulation). If the hemp concrete was coated, the model prediction was closer to the measurements even if a small, 1-h gap remained, similar to the study reported in [43]. Concerning the aerated concrete, the results presented a water vapour redistribution that was much smaller (9%) and mostly slower (2 h) than the experimental results, because the diffusion coefficient was assumed to be constant. In the cyclic condition, the daily variations of relative humidity were not represented. The authors explained that the sorption hysteresis and the moisture dependence of the properties had to be taken into account to improve the simulation.

TARIKU ET AL. [101] compared a field experiment on a test house with an aerated concrete wall and simulation with the 2D version of **hygIRC** software [102]. The material properties used in the model were based on the literature or on the software database. The indoor temperature and relative humidity were monitored and controlled (23 °C and 45%). Three temperature and relative humidity sensors were placed at different depths in the wall. The measurements were slightly more sensitive to weather changes than the simulation, causing a phase shift and a difference in amplitude at some

peaks. The material properties, not measured, may not have represented the material used, which can explain the deviations observed.

In [27] *wood fibre* walls were tested under different internal and external conditions on PASSYS rotating cells with a controlled indoor environment. The properties of materials used were measured with classical methods by several laboratories [58]. A numerical model was developed on DYMOLA software taking into account the vapour diffusion and liquid transfer [27]. The comparison with the measurements showed a good correlation for the temperature measurements, but differed for moisture. The simulations did not reproduce the daily dynamics of relative humidity and underestimated the overall variation (slope: 5.5 %/day for measurement, 3.75 %/h for simulation). Moreover, the relative humidity equilibrium value was under-predicted by 5% in the simulation, whereas the sensor uncertainty was 2% for relative humidity. A change in material property values partially improved the level of agreement (see also Table 5).

In his thesis, RAJI [103] studied *plain wood* walls with in situ experiments on *cross-laminated timber* (CLT) building panels. To measure the properties of the wood material used (density, conductivity, specific heat, diffusion coefficient, air permeability, sorption isotherm), laboratory measurements were taken on the same timber samples. A model, based on the assumptions presented in [104], was developed in COMSOL. Then energy and mass conservation were partially decoupled: enthalpy transfers due to the water content gradient were ignored compared to this, driven by the temperature gradient. More deviations were observed with the second model (error, 7% in relative humidity versus 3%). The overall shape was adequately determined, with an over-estimation of the average moisture content value (6% amplitude) and a lower daily variation and sensitivity to a moisture change compared to the experimental data.

Multi-layer

Similar types of study were conducted with more complex walls here; the temperature and relative humidity were measured within the wall mainly at the interfaces of different layers. In the following studies, the walls were tested in field experiments with a test house.

A *wooden-frame* test house exposed to natural outdoor conditions [105] was used to compare results with a numerical study conducted with HAM-Tools [106]. The walls were composed of wood studs with *fibreglass insulation* and *OSB* as interior finishing. Several configurations were studied: walls with and without a vapour barrier, indoor climate with and without heating, humidification and mechanical ventilation. The response of the wall to a slow change in relative humidity with a daily temperature variation was sufficiently reproduced by the simulation. With abrupt temperature changes, the wall's behaviour under a relative humidity change was not reproduced correctly: a slower and lower desorption was numerically observed. According to the authors, the use of the properties determined in steady-state could explain the deviations. At the same test facility, LABAT ET AL. [28, 107] studied two walls: one with *mineral wool* and *OSB* and the other composed of *wood fibre* and gypsum board as indoor siding. Each wall was subjected to vapour production and free evolution. The results showed that the case with wood fibre was more difficult to model, due to its hygrothermal properties, in particular for absolute humidity: the average difference was lower than $0.8 \text{ gV/kg}_{\text{DryAir}}$ for the wood fibre wall versus $0.05 \text{ gV/kg}_{\text{DryAir}}$ for the mineral wool wall. Temperature differences were lower than uncertainty (difference of 0.3°C for 0.8°C of uncertainty).

Field measurements on a test house composed of two test *wood-frame* walls with wood fibreboard as sheathing and gypsum board as interior finishing were compared with WUFI 2D and 1D-HAM, as reported in [98]. Two different insulation materials, *cellulose* and *glass wool*, were used. Simulations provided good agreement for temperature but slower dynamics for relative humidity. The phase shift seems to be lower for the glass wool.

A concrete wall covered with *aerogel rendering* was studied in [108]. The indoor conditions were controlled. The temperature and relative humidity were monitored during free evolution in summer. The WUFI-Pro software predictions were not within the sensors' accuracy: the maximum deviation for the temperature at the interface between the rendering and the concrete was 0.6°C and 2-6% under-estimation for relative humidity. The same orders of magnitude were obtained in [109] for *aerogel-based* and *perlite-based* insulation used to retrofit in-situ walls.

3.2.3 Drying

When a building is exposed to rain, the wall's ability to release moisture should be known in order to prevent moisture damage. Therefore, the wall's behaviour is studied during drying to assess its performance in terms of the drying rate, a crucial parameter in this context. In reality, walls are exposed to the climate conditions at the exterior side with varying temperature and relative humidity at daily and yearly scales. Indoors, the impact of occupants also leads to variable conditions.

Drying experiments were carried out with pre-wetted materials or walls to simulate rain wetting with constant or variable boundary drying conditions (cycles or real conditions).

To simulate rain infiltration in a typical Canadian residential *wood-frame* construction, a piece of pre-wetted wood was inserted on the test wall's bottom plate [110]. The test assemblies form the walls of a test hut built within a climatic chamber where the sinusoidal variations of outdoor climate conditions were simulated. The moisture content of the bottom plate was measured. Comparing the bottom plate response with WUFI-2D simulation, we observed a lower simulated drying rate for all wall assemblies. The decrease of the vapour diffusion resistance factor value of the fibreglass improved the comparison. Nevertheless, a number of discrepancies remained, which can be explained by the uncertainties on the initial conditions and the material properties. The response of the building facade to wind-driven rain was also studied in a full-scale test to assess the influence of this boundary condition on HAM transfer models [111]. The traditional approach was questioned because the weight change was overestimated by the model.

Drying experiments under variable conditions on *OSB* alone and on *OSB* with a water-resistive barrier were presented in [112]. Initially the *OSB* specimens were immersed in a water bath for several days. During the test, the mass of the wall assembly components was monitored with load cells [113]. The moisture content was compared to the results obtained with HygIRC software. The software used the hygrothermal properties of materials derived from tests on small-scale specimens undertaken in the laboratory. The comparison showed that the moisture content is predicted with a 5% error, whereas the weighing system was able to discern a 0.125% change of moisture content [113]. Moreover, in the first 4 days, for *OSB* alone the decrease of moisture was faster by a half-day in the measurements. With coated *OSB*, predictions were faster. According to the authors, the drying was controlled by liquid permeability, and a change in these properties could improve the comparison.

The temperature-driven inward vapour diffusion (also called thermal diffusion, Eq. (2a)) in a multi-layered wall, initially wetted, was studied experimentally [37]. Different configurations were tested. The drying experiment was carried out with constant or daily cyclic conditions at the exterior side (outdoor 40 °C for 8 h and 19 °C for 16 h). The mass was measured with a scale, while temperature and relative humidity were monitored at different depths in the assemblies. A model based on classical assumptions and described in [41] was able to reproduce the variations of the total mass correctly during the drying but less during the wetting period. The drying slope was under-estimated, especially for cyclic conditions ($-1.17 \text{ kg/m}^3/\text{day}$ for the simulation and $-2.06 \text{ kg/m}^3/\text{day}$ for the measurement). Moreover, it is important to note that, in this study, the convective transport coefficients were fitted to obtain the best agreement, but they have no real meaning. Nevertheless, according to the authors, the agreement was good, the difference between simulation and measurements was less than 20%, so the temperature-driven moisture transport was accurately described. The difference can be explained by the properties' uncertainties and by the fact that the hygrothermal behaviour on a layer was influenced by the behaviour and properties of the surrounding layers.

In addition, field experiments were used to study the drying of *CLT* panels in [45] and [44]. MCCLUNG ET AL. [45] showed that the drying behaviour of a *CLT* wall assembly was much more significantly influenced by the wall design than by the wood species. The comparison of experimental results with the simulation (WUFI [45] and DELPHIN5 [44]) showed that the deviations were the greatest at the centre of the panels, reaching more than 3% of the moisture content. The differences can be explained by the lack of precision of the initial conditions and the material's properties. The parameter study conducted by the authors showed that here, the parameters with the greatest impact depend on the wall's configuration [44] (see Table 5).

The drying behaviour of *light concrete hollow brick* structures exposed to outdoor conditions on one side was studied in [42]. The indoor side was controlled. The numerical model, based on the Philip

and De Vries theory [104] was coupled with optimisation of the experimental design to determine the optimal parameters fitting the experimental results. The model gave good results modelling the cavity of concrete brick: the same equilibrium value and a good drying time. Nevertheless, agreement depends on the position observed in the brick.

3.2.4 Summary

Table 2 gathers various details (the phenomena considered, type of experiment) of all the studies reported in the “Wall scale” section.

The symbol * indicates that the flow (heat or mass) was also measured in the experiment. The effect of temperature on the sorption isotherm is taken into account in some studies, noted with the number 1 in the “hysteresis” condition in Table 2.

Ref	Model: terms taken into account							Experiment			Measurement			Material
	Hysteresis	Vapour	Liquid	Air	Thermal diffusion	Non-cyclic	Cyclic	Real	Relative humidity	Mass	Temperature			
[15]		x	x			x			x	x			Wood panelling / gypsum board	
[100]		x	x	x		x				x			Wood-frame	
[85]		x	x		x	x			x				Hemp concrete	
[36]	x	x	x				x		x	x			Hemp concrete	
[88]		x	x			x			x		x*		Hemp concrete	
[89]		x	x	x		x			x*				Wood fibre	
[95]		x	x			x	x		x				Timber wall + insulation	
[20]		x		x		x	x		x				Insulation material + vapour barrier + gypsum board	
[20]		x	x			x	x		x				Insulation material + vapour barrier + gypsum board	
[98]		x	x			x	x		x				Same wall with more vapour-tight sheathing	
[38]		x	x			x	x		x	x			Aerated autoclaved concrete, hemp lime concrete, vertically perforated brick.	
[101]		x	x					x	x				Aerated concrete	
[27]		x	x		x			x	x				Wood fibre	
[103]		x	x					x	x				Wood	

Ref	Hysteresis	Vapour	Liquid	Air	Thermal diffusion	Non-cyclic	Cyclic	Real	Relative humidity	Mass	Temperature	Material
[106]		x	x	x				x	x		x	Wooden frame with fibreglass + OSB + exterior cladding
[107] [28]		x	x	x				x	x		x	Wooden frame with mineral wool + OSB or wood fibre + plaster
[108]		x	x					x	x		x	Concrete + aerogel rendering
[45]		x	x			x			x	x	x	CLT panels
[44]	NA	x	x	x		x			x	x	x	CLT panels
[42]	NA	x	x	x		x			x		x	Light concrete hollow bricks
[114]	NA	x	x	x			x			x		OSB
[110]		x	x				x			x		Typical Canadian wood-frame constructions: gypsum, fibreglass insulation, wood-based sheathing.
[111]	NA	x	x					x		x	x	Calcium silicate
[37]		x			x		x		x	x	x	Gypsum board/ glass fibre/ OSB/ water resistive barrier/ brick veneer
[91]	x	x	x			x			x		x	Unfired clay
[87]	1	x	x				x		x		x	Hemp concrete

Table 2: Summary of studies reported at the wall scale

4 Discussion

This section discusses and compares the results of the studies cited in the previous section. This discussion is based on the four possible biases identified in Section 2 and illustrated in Figure 1. First, we will focus on bias b_1 concerning the experiments. The impact of the protocol design, the type of materials and the configuration of the experiments will be analysed. Then the influence of the boundary conditions on both the experiments and the numerical model will be discussed (bias b_2). For bias b_3 in the model, the discussion will be organised according to the physical phenomena and the numerical resolution. Then the influence of the material properties on the numerical results is investigated (bias b_4).

4.1 Experimental parameters

4.1.1 Protocol design

During an experiment several uncertainties will impact the results on the field u measured such as relative humidity, temperature, vapour pressure, mass or overall moisture content. To obtain the overall uncertainty, the uncertainty propagation equation must be applied:

$$\Delta u = \sqrt{\sum_{i=1}^N \left(\frac{\partial u}{\partial p_i} \Delta p_i \right)^2}$$

where N is the total number of uncertainties introduced in the measurement process and Δp_i is the uncertainty due to source i . Several sources can be identified in the context of the study. The first one deals with the sensor position. This uncertainty was evaluated using numerical methods in [59] and appeared to be negligible compared to the other uncertainties. It should be noted that it is rarely taken into account and its importance has to be analysed when placing sensors, particularly at the wall scale. The second one concerns the additional air resistance added when a sensor is implemented within the samples. In [49], different configurations with one, two or three sensors inside the wood fibre material were compared experimentally to validate the protocol. The results showed that cutting and reconstituting the sample to add sensors has no impact on the results. A third uncertainty comes from the assumption of one-dimensional transfer through the sample. Transfer in other directions can occur due to the airflow or material heterogeneity. This was verified in [29] by evaluating the difference in temperature and relative humidity with several sensors at the same depth in the material but at different positions in the other direction. For relative humidity, the difference was less than 0.5%. Last, sensor accuracy is one of the most important uncertainties. Sensors have their own uncertainty given by the manufacturer. For temperature sensors such as thermocouple and capacitive sensors, the classical accuracy is better than 0.5 °C for temperature and 2% for relative humidity sensors. The balance to measure mass can be highly accurate, for example: 0.0001 g.

Most of the studies seemed to consider only the uncertainty of the sensors. Even if it is a satisfactory approximation, the importance of other uncertainties should be verified for each experiment. Moreover, before the experiment, the sensors used have to be calibrated with a reference sensor. This procedure is described in [29]. To reduce uncertainties, we can also place several sensors at the same position in the material. Nevertheless, this can disturb the measurements because the hygrothermal sensors are intrusive. To test the repeatability of the protocol, the experiment must be reproduced several times [29, 49]. If the different results are close, the protocol and the experimental data are validated and can be compared to the model's prediction. These steps are not systematically reported in the articles presented, even if it is very important to avoid any biases in the comparison with numerical results.

4.1.2 Type of materials

The hygrothermal behaviour depends on the transport coefficients such as the diffusion coefficient or the storage capacity of the material. The response of wood panelling and gypsum board as coatings

was compared in [15]. The results showed that the differences between the model and the experiment were greater for wood. This may be related to the fact that wood material has a higher moisture capacity and lower vapour permeability.

The case of spruce plywood and cellulose insulation was compared in [29]. More differences were observed with cellulose insulation. The presence of glue in plywood reduces the effect of the moisture transfers. The results with OSB and plywood sheathing were compared in [100]. The deviations were greater with plywood (see also [98]). A behaviour difference was also observed when modelling the buffering effect of chipboard and plywood in [115]. The effects of fibres can be the source of more complex behaviour at the microscopic scale. PERRÉ ET AL. showed that wood fibreboard did not have a classical behaviour with moisture compared to spruce [48]. In this article, the value of adjusted diffusivity, f , defined as the inverse of vapour resistance factor μ , was non-physical ($f > 1$) for low-density fibreboard. This can be explained by physical phenomena occurring in wood, called the multi-scale effect, which were not modelled.

The study reported in [38] showed that the model problems representing bio-based materials, where the effects of heat, air and moisture transfers are more significant than in concrete or ceramic brick. This conclusion was confirmed by the results of [101], [91] and [3] on aerated concrete, unfired clay and ceramic, respectively. Moreover, if the hygroscopic effect of materials was reduced with coating [70] or with a vapour barrier [100], modelling was easier.

The performance of wood-frame walls with two different insulation materials and indoor sidings was compared in [28]. The wood fibre wall presented more deviations for both temperature and absolute humidity than the glass fibre wall. The hygroscopic effects were more significant in wood fibre because glass fibre is almost non-hygroscopic.

Indeed, the discrepancies seem to increase when considering bio-based materials, such as hemp concrete or wood-based material. Figure 4 compares different properties used in hygrothermal models for mineral and bio-based materials. As illustrated in Figure 4(a), the air permeability of these materials is several orders of magnitude greater than mineral materials except for glass wool. Other hygrothermal properties of materials can be compared: the vapour permeability in Figure 4(b) and the moisture capacity in Figure 4(c). It can be noted that the air permeability varies greatly for bio-based materials but there is less spread in the other parameters (the vapour permeability and the slope of the sorption isotherm). Thus, as will be discussed below, the air transfer through this type of material might have an influence on the comparison.

The main conclusion is that the differences between the measurement results and modelling increase when the effect of heat, air and mass coupling increases, as with bio-based materials such as hemp concrete or wood-based material (spruce, wood fibre, cellulose). Table 3 summarises the conclusions on the comparison between measurements and simulation depending on the type of material (hygroscopic, bio-based or non-hygroscopic).

4.1.3 Configuration and scale of samples

This part investigates the comparison between the numerical study and the measurements according to the scale of study: the material and wall scales.

At the material scale, the studies compared temperature and relative humidity (T, ϕ) values at a specific location within the sample (x_0): $T_{observed} = T(x_0, t)$ and $\phi_{observed} = \phi(x_0, t)$ or compared the moisture content of the whole sample (w): $w_{observed} = w(t)$. Therefore, we can distinguish the local variables (T, ϕ) and the overall variable (w). For a local approach, sensors were placed within the material at different depths. At the wall scale, sensors were also placed inside the wall, at different depths. The moisture content of the wall or each layer can also be measured by removing and weighing samples out of the wall.

To study the material, agreement is generally better near the surface than deeper in the material: [50] for CaSi, [21] for gypsum. The penetration depth depends on the material's hygrothermal properties [15], and the transport inside the material is influenced by its microscopic structure [48], which is difficult to represent in a macroscopic model. For example, in bio-based material, the presence of fibre influences the sorption and the transfer of moisture. Classical models are not relevant to take into account these singularities. Relative humidity kinetics within the material, $\phi_{predicted} = \phi(x_0, t)$,

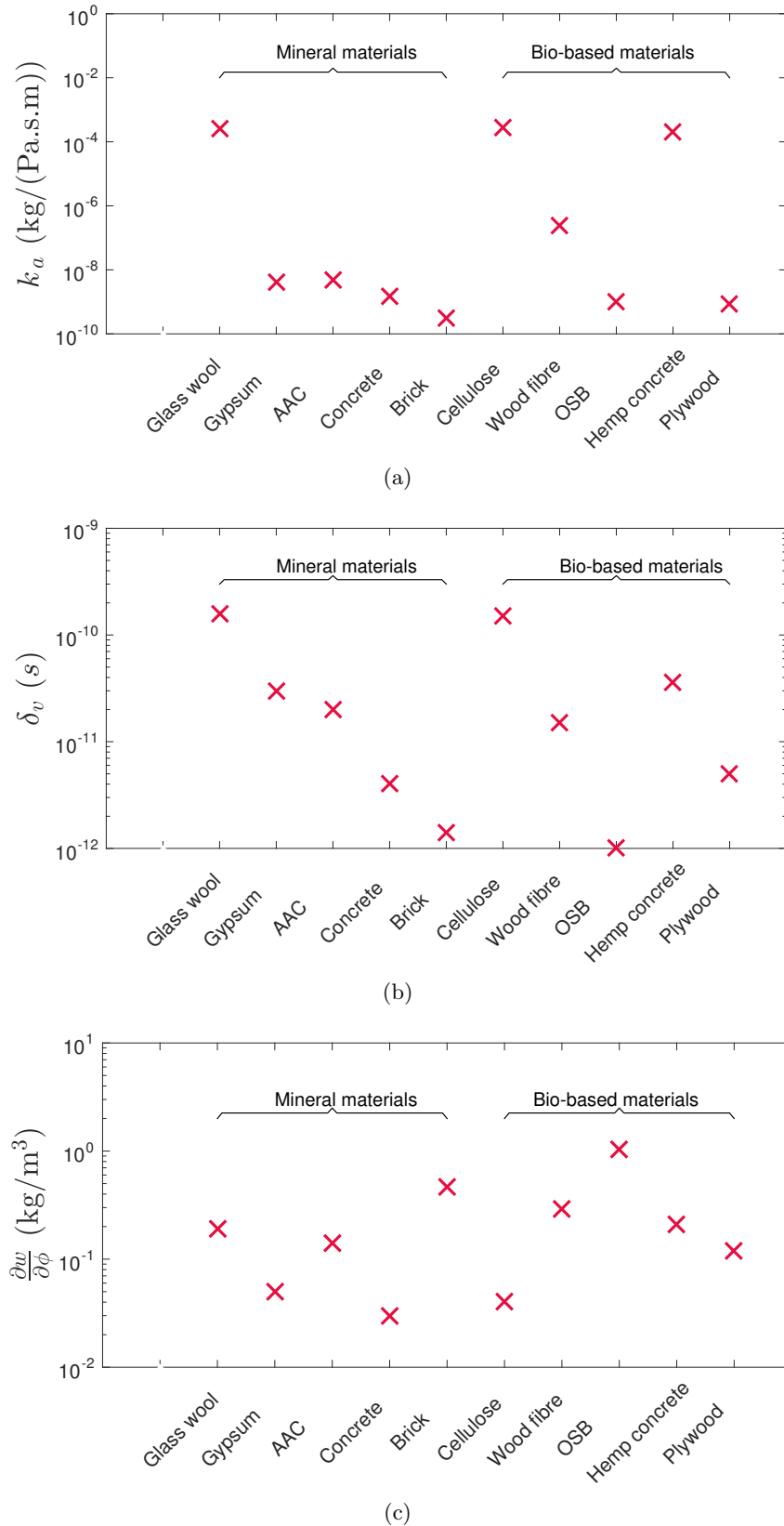


Figure 4: Air permeability (a), vapour permeability (b) and sorption capacity (c) of some materials used in the experimental investigations [116, 117]

is more difficult to estimate than moisture content, $w_{predicted} = w(t)$ [39]. This highlights a difference in the comparison of a local variable as $\phi(x_0, t)$ and the global value, $w(t)$. The global variable seems to be easier to predict. This can be confirmed with drying experiments [78].

Type of material	Example	Conclusions
Hygroscopic mineral material	Aerogel, calcium silicate, aerated autoclaved concrete, gypsum	Good agreement for temperature. The transfer kinetics is under-estimated in transient state by about 2 h. Deviations are greater with variable conditions.
Hygroscopic bio-based material	Hemp concrete, wood-based material, cellulose	Deviations for temperature prediction appear with dynamic conditions. Relative humidity kinetics is not accurately predicted, especially with varying load: difference in initial slope and equilibrium value. The adapted values of properties to fit the simulation differ greatly from values measured with the standard method and sometimes have no physical meaning.
Non-hygroscopic	Brick, concrete, glass wool, unfired clay	Good prediction. Not necessary to use a hygrothermal model to compare with measurement.

Table 3: Main conclusions of the prediction by the model depending on the type of material

For the wall scale, the conclusion depends most on the wall configuration [45]. In buildings, the walls are composed of several layers. Therefore, it is difficult to cross-compare the different cases [20]. Moreover, the results in one layer are influenced by the results and the properties of the other layers [37]. The validation in a multi-layer case, which corresponds to a real case, seems to be the most complex [20]. Concerning the mono-layer walls, the deviations are greater in the centre, as for the material scale [44, 45]. For highly hygroscopic materials such as wood or wood fibre, the deviations are substantial with multi-layer walls: the model under-estimates the amplitude and the average value [95] as well as the moisture transport kinetics [103].

The heat and moisture transfer phenomena are complex to simulate, especially at the material and wall scale when we wish to observe the transport within the material. For these studies, the impact of hygrothermal properties and microscopic structure are greater and may explain the difficulties. For multi-layer walls, the contact between layers also influences the results and increases the problems modelling the heat and mass transfer.

4.2 Boundary conditions

In a building, walls are exposed to variable conditions, and we can therefore assume that the steady state is never reached within materials. Nevertheless, to validate a model several boundary conditions have to be tested, from easier (controlled and static) to more complex (real and variable). This section compares the modelling performance according to the type of boundary conditions applied to building materials (see Table 4).

For all the studies, the boundary conditions at the air at both sides of the material are expressed by Eq. (3). Several studies considered time-constant conditions, imposing temperature or relative humidity gradients between the two surfaces of the material. In the air at each side of the material the vapour pressure and temperature are expressed:

$$\begin{aligned} P_{va} &= P_{va}^0 \\ T_a &= T_a^0 \end{aligned}$$

with P_{va}^0 and T_a^0 two constant values for boundary conditions.

In this case, the results appear to be in better agreement in comparison with cyclic conditions [20, 41, 46] where the boundary conditions are time-dependent:

$$\begin{aligned} P_{va} &= P_{va}^0(t) \\ T_a &= T_a^0(t) \end{aligned}$$

In this case, the variations are systematically damped by the model and a phase shift appears [95]. The transfer measured seems to be faster than that obtained with simulation. Moreover, the amplitude is greater in the experimental conditions. The conclusions show the same trends for mineral materials as aerated concrete [38] and for bio-based materials [38, 46, 89, 95]. TALUKDAR ET AL. [46] also showed that it is easier to model the hygrothermal response of a sample subjected to a relative humidity step than to oscillating conditions.

Non-isothermal boundary conditions also tend to increase the discrepancies between numerical and experimental results, as reported in [89] for wood fibre samples. Similar observations are highlighted in [106]. In the case of real conditions, i.e. when air temperature and relative humidity vary according to outdoor climate, the divergences seem to increase, as reported for wood fibre [27, 89], wood [95, 103] and aerated concrete [38]. The reasons for the discrepancies might be partially explained by the inadequacy of the physical phenomena represented at the bounding surfaces of the material by Eq.(3). Radiation and rain effects, the influence of wind on convective heat transfer coefficients, among others, may be improved in the model.

For drying experiments, the results show also that for variable boundary conditions the deviations between measurements and simulations increase [80, 82]. Both studies confirm that the cases with variable relative humidity are more difficult to predict. During the humidification of the air, the vapour tends to condense; this phenomenon complicates the modelling.

In the air wind tunnel, an airflow is created on the top of the sample. The experiments were conducted with a relatively low Reynolds number ($Re = 1900$) to avoid airflow in the material. This is verified in [29]. Moreover, this facility increases the impact of the heat and mass convective transfers by imposing an airflow on the top of the material and could possibly influence the mass transfer within the sample. The measurements are compared with the heat and moisture transfer model without considering air transfer in the material [21, 29, 70]. The agreement is not very good for either, the moisture transfer is faster in reality than in the simulation. We can note that the differences are greater for the cellulose insulation [29], which has a higher air permeability value than the other materials (see Figure 4(a)). Therefore, we can anticipate that modelling the air convection, probably significant in this case with a forced airflow above the material, could improve the agreement between measurement and simulation. Considering air convection in material could increase the moisture transfer simulated by the numerical tool because air will transport moisture by advection. Moreover, the numerical results showed that in fibrous insulating material the presence of both diffusion and convection processes can explain the moisture transfer [118].

When samples are tested under real conditions in field experiments, the prediction of hygrothermal performance seems to be complex for all building materials whatever the model or software used. These difficulties can be related to the model as well as to complex real boundary conditions (radiation, rain, wind), which can also be difficult to measure precisely and consider in simulation.

4.3 Modelling the physical phenomena

4.3.1 Description and formulation

In this section, bias b_4 (Figure ??), stemming from the physical model and its mathematical resolution, is discussed. Like the initial hypothesis, all models consider the same physical phenomena, based on Eq. (1), but they may differ on several points.

First, different physical quantities are used as driving potentials in the mathematical formulation of the equations [119]. Some work has been done with relative humidity [22, 120, 121]. The capillary pressure was used in [100, 122]. The model developed in [123–125] considers the moisture content as potential and simulations in [27, 28] are carried out with the vapour pressure.

In [126], a model was developed to study the hygrothermal behaviour of *earth-based material*. This model, based on heat and mass balances in the wall, considers the kinematics of each phase separately (e.g. liquid water, vapour, dry air and solid matrix), in interaction with each other. The impact of some common assumptions in the model was tested:

- Liquid flow is exclusively driven by a relative humidity gradient,

Materials	Reference	Boundary conditions	Conclusions
Hemp concrete	[35]	Drying experiment at constant conditions	Faster drying in the experiments (maximum duration: 4 days)
	[36]	Cycle of relative humidity step	Faster variation of temperature and relative humidity in measurements + difference of steady-state value
	[38]	Cyclic conditions	Substantial under-estimation of temperature equilibrium state (1 °C). Different dynamics: slope for relative humidity curve 2.66%RH/h for measurements and 0.4%RH/h for simulation.
Aerated concrete	[38, 101]	Real with constant or cyclic conditions	Water vapour redistribution is much smaller (9%RH) and slower (2 h) than experimental results. Cyclic conditions: daily variations of relative humidity are not represented.
Wood	[95]	Controlled: static and cyclic	Static: difference in initial slope and equilibrium value (several %RH). Cyclic: difference in amplitude (more than 4%RH). Variations are damped in the simulation, presence of a phase shift and a difference in average value.
	[103]	Real	Discrepancies lower than 6% of moisture content amplitude. Shape of curve clearly determined with an over-estimation of the average value. Faster sensitivity in reality.
Wood fibre	[89]	Controlled (isothermal, non-isothermal, cyclic)	Isothermal: gap lower than uncertainty for temperature, relative humidity and absolute humidity. Non-isothermal: greater difference for temperature (0.3 °C). For relative humidity and absolute humidity, numerical results are slower at the beginning of the experiment. Dynamic: temperature error: 0.5 °C. The relative humidity kinetics is damped by simulation + phase shift.
	[27]	Real	Relative humidity daily variation not reproduced + under-estimation of global variations (slope: 5.5%RH/day for measurement, 3.75%RH/day for simulation) + 5%RH gap.
Spruce plywood / cellulose insulation	[46]	Step and cycle	Step: very good agreement for relative humidity (0.35%RH of difference). More deviations for moisture accumulation. Oscillation: more differences (0.7% for relative humidity and 6% for moisture accumulation) + moisture accumulation kinetics is slightly faster than simulation.
Wood frame + mineral wool + OSB	[106]	Real with controlled inside conditions	Constant temperature or daily variation: response accurately evaluated. Abrupt temperature change: results are slower (slope: for measurement $0.36g_v/kg_{dryair}/h$ and $0.12g_v/kg_{dryair}/h$ for simulation) and lower (5% gap for absolute humidity).
Insulation + interior sheathing	[20]	Controlled: constant and cyclic conditions	More sensitive measurements + phase shift for relative humidity. More differences for cyclic conditions (13%RH versus 5%RH).

Table 4: Comparison of results according to the type of boundary conditions for different building materials

- The variation in vapour mass is negligible.

The results showed that, for rammed earth material, it is necessary to take into account the impact of the thermal gradient on water flow and the variation of vapour mass due to evaporation-condensation. However, the sensitivity analysis done in [126] on the liquid water permeability underlined that these simplifying assumptions can be made for materials with sufficiently low water permeability, which is the case for the most hygroscopic materials.

In [76] the importance of vapour diffusion and convective flow in modelling softwood drying was investigated. The results highlight that diffusion phenomena increasingly dominate with decreasing drying temperature (below 45°) compared to convective transport. Nevertheless, the two phenomena have to be taken into account to increase the predictability of the model.

Some studies showed that it is necessary to consider the heat of sorption when modelling to predict the hygrothermal behaviour correctly. The difference observed for the temperature could be explained by this phenomenon [91]. The heat of sorption, also named enthalpy of evaporation L_v , can be modelled with complex equations to take into account the relative humidity dependence with Kelvin's law [126].

RAJI [103] showed that it is necessary to consider coupled transfer completely to predict the behaviour of material. Two models were developed to study plain wood walls with in-situ experiments on *CLT* building panels. The first one was a classical model, based on the assumptions of [104]. In the second, energy and mass conservation equations was decoupled. More deviations were observed with the second model (error, 7%RH versus 3%RH).

Moreover, in modelling the contact between layers is assumed to be perfect but actually this is not the case: taking contact resistance into account can improve modelling results [127].

Diffusion of water vapour can be driven by the vapour pressure gradient or the temperature gradient. The first phenomenon is always considered in the equation while the second one, known as thermal diffusion, is usually ignored. In [119], the author discusses the importance of this assumption, reporting results from other articles. He concludes that in the context of building physics, moisture transport due to the vapour pressure difference is more relevant. Moreover, some studies take into account this effect [27, 34, 40, 85], without reducing the discrepancies in the comparison with experimental data.

As already mentioned, an important hypothesis was postulated on the physical phenomena by not considering air transfer and thus moisture advection in porous materials. In [95], numerical predictions of two different models, *WUFI* [22] and *BuildingPore* [128], were compared. *BuildingPore* considers liquid transport, diffusion and convection of water vapour and the diffusion of adsorbed water. *WuFi* models the transport of the liquid phase and the diffusion of water vapour. Nevertheless, neither one models the air conservation equation. The discrepancies with experimental data are greater for the model that does not consider moisture advection. Similar observations were made in [129], only for moisture advection, considering the experimental data from [21] carried out in the air tunnel facility. The inclusion of an advective term in the model may clearly lead to better results than purely diffusive models. Most particularly, it reduces the gap with the experimental moisture front observed in [21]. Nevertheless, we can question the value of air velocity needed to fit the experimental data.

Other studies point out the importance of air transfer on *CLT* panels. In [44], *DELPHIN* software was used and the air convection was modelled, whereas in *WUFI* software used in [45], the air conservation equation was not solved. Both studies were based on the same measurements presented in [45]. The results suggest that the difference between measurement and simulation is greater without modelling air transfer (5% moisture content in [45] and 2.7% in [44] at the centre of the panel).

To include heat and moisture advection, the model representing the physical phenomena is improved by including the general equation for dry air mass conservation, also called the continuity equation:

$$\epsilon \frac{\partial \rho_a}{\partial t} = -\nabla \cdot (\rho_a \mathbf{u}), \quad (4)$$

where ϵ is the open porosity of the porous material, ρ_a is the dry air density and \mathbf{u} is the velocity. Considering this, two fluxes, depending on the velocity \mathbf{u} , are introduced in Eqs. (1b) and (1a),

representing heat and moisture advection, respectively:

$$\begin{aligned}\mathbf{q}_a &= \rho_a C_p T \mathbf{u}, \\ \mathbf{g}_a &= \frac{P_v}{R_v T} \mathbf{u}.\end{aligned}$$

C_p , R_v refer to the heat capacity of the material and the perfect gas constant for water vapour, respectively.

In most models, the porosity of the material is considered as constant. Actually this parameter is influenced by the heat and mass process [130, 131]. The porosity of the material is defined as the ratio of the volume of gas phase V_g to the total volume V :

$$\epsilon \stackrel{\text{def}}{=} \frac{V_g}{V}.$$

Therefore, this parameter depends on the amount of liquid water within the material. The porosity can be expressed as :

$$\epsilon = \frac{V_{void}}{V} \frac{V_g}{V_{void}} = \frac{V_{void}}{V} \frac{V_{void} - V_{liq}}{V_{void}} = \frac{V_{void}}{V} (1 - \sigma(t))$$

where V_{void} is the initial volume of voids and $\sigma = w_l/\rho_l \frac{V_{void}}{V}$ is the liquid saturation, which depends on time since the amount of water w_l varies. This quantity of water is given by the sorption isotherm curve as a function of relative humidity. During the experiments, this dependency may influence the mass transport since the volume available to the water vapour decreases with time for adsorption processes. The evolution with time of this parameter can be measured with non-destructive methods such as the NMR technique or X-ray tomography [131, 132]. For example, micro-tomography, based on micro-focus X-ray sources, has become a relatively common tool for the characterisation of agricultural food products [132–134]. Nevertheless, in case the level of air relative humidity remains relatively low, the porosity can be considered as constant. For example for wood material, below the fibre saturation point, it is assumed that there is no free water within the material [135] so that $\epsilon \stackrel{\text{def}}{=} V_g/V$.

Moreover, models differ in how they consider the material properties. Most models do not consider the hysteresis effect on moisture storage. Interested readers may refer to [63, 136–139] for examples taking into account this phenomenon and particularly, in [36], for comparison with experimental data. Let us compare two studies on the same hygroscopic bio-based material, hemp concrete. In [85] the hysteresis effect was not modelled, while in [36] this phenomenon was taken into account, resulting in smaller deviations between numerical and experimental results than in [85] and even lower than experimental uncertainty (bias b_1). Moreover, the temperature dependency of the sorption isotherm was modelled in [53, 87] for hemp concrete and the agreement was better than in previous studies [36, 43]. Similar conclusions are observed for another material (spruce) in [66]. The general trend reveals that the models considering the hysteresis effect and the temperature dependency of the moisture storage showed better agreement with experimental data. Nevertheless, considering the hysteresis effect cannot completely explain the difference observed in the moisture transfer kinetics [21, 66].

In [140], the authors doubt the hypothesis of instantaneous hygroscopic equilibrium when a material (wood) is subject to a change in relative humidity. The physical model is improved by integrating a so-called non-Fickian behaviour, represented by a time relaxation in the expression of the boundary condition. The authors only studied this improvement for the moisture conservation equation and the ambient vapour pressure from Eq. (3), written as:

$$P_{va} = P_{v,\infty} - d \exp\left(-\frac{t}{\tau}\right),$$

where τ is the relaxation time and d is a coefficient characterising the amount of bound water molecules. The effect of this modified boundary condition only occurred for the moisture transfer process; the coupling with heat transfer was not taken into account. Nevertheless, the authors concluded that this upgrade fits the numerical model better with the experimental data.

Moreover, TURNER ET AL. [141] compared simulation with a Fickian and non-Fickian approach which models the bound water migration. The diffusivity was estimated by fitting the experimental data from adsorption of water in the cell wall. Comparison between numerical and experimental results shows that even for an estimated diffusivity value it is not possible to capture the shape of the average moisture content for the classical diffusion case. The non-Fickian model provides a better match with the trends of the experimental results.

A different non-Fickian model was introduced to model hygrothermal transfer in wood [142, 143]. Such non-Fickian behaviour was highlighted for other fibrous materials: wood fibre [48] and hemp concrete [38]. To take this phenomenon into account, we have to differentiate the adsorption in the fibre and in the pore of the material as well as the transfer within the material. This is linked to the assumption of local equilibrium, which is challenged for bio-based fibrous materials [89]. A multi-scale approach can be required [144, 145]. Indeed, within the material, for example wood or fibrous materials, the heat and mass transfer occur at different scales: tissue, cell, cell wall, microfibril and glucose [146]

Other studies suggest developing a phase separation model to study the heat and mass transfer in porous material [77, 147, 148]. Within the material water exists under several phases: (i) liquid free water, (ii) liquid bound water chemically linked to the material, (iii) water vapour. Moreover, the gaseous phase is also composed of dry air that also has to be considered. These models consider the conservation and the transport of each phase separately. The exchange between phases is modelled with an additional equation. Comparison with experimental data shows a better prediction of transfer than with the classical model [143, 149]. These models need to estimate new material transport properties linked to bound water, liquid water and air [150].

Most of the studies considered a one-dimensional transfer through the material. This hypothesis was evaluated in [20] where three models, 1D-HAM, MATCH and WUFI-2D, were compared on full-scale laboratory measurements. The prediction of all three software tools was close for all tests on a wood-frame wall. The study showed that the one-dimensional hypothesis may be valid for this comparison.

4.3.2 Numerical resolution

In terms of solution computing, most of the numerical approaches consider standard discretisation techniques. Due to its unconditional stability property, the EULER implicit scheme was used in many studies reported in the literature [119, 121–123, 151–154]. To increase the level of accuracy over time, the CRANK–NICOLSON scheme can be used as in [155]. Examples of studies based on an explicit scheme can be found in the literature, e.g. as [67, 120, 156]. For spatial discretisation, finite-volume [123, 151, 153] and finite elements [122, 154] are generally adopted. Even if the studies reported in the literature used different numerical approaches to solve the problem, as soon as the residual of the equation is verified to be less than a fixed tolerance, numerical algorithms may not explain the large discrepancies between the numerical results and the experimental data. Moreover, computer rounding errors can be introduced in the solution, but we believe that they are negligible compared to the magnitude of the discrepancies.

4.3.3 Influence of material properties

While reporting previous studies, a number of deviations between experimental and simulation results, especially for hygroscopic materials, were observed. Some authors concluded saying that the uncertainties of material properties, boundary or initial conditions could explain the deviations. Sensitivity or parametric studies were reported in some of the articles presented above to assess the importance of the model's different input parameters (convective mass transfer coefficient, transport properties, etc.) and their role in the validation process. The main elements and conclusions of these studies are summarised in Table 5.

Different methods can be used to highlight the most influential input parameters. In [28], the reference values were increased one by one by 1% and the output values were observed. Thirteen parameters including the thickness of materials, sorption isotherm and vapour permeability were identified. Then a criterion, based on an uncertainty analysis, made it possible to conclude on the

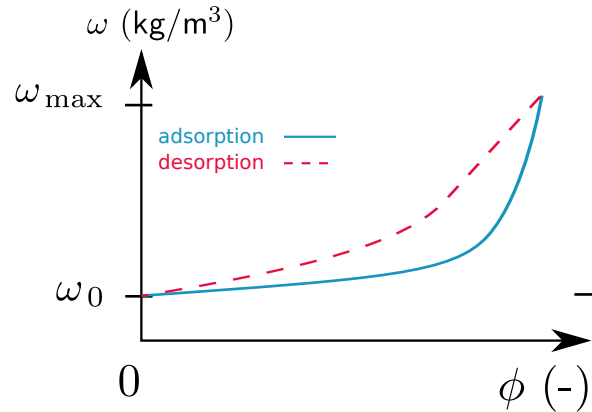


Figure 5: Hysteresis of the sorption curve for adsorption and desorption tests.

validation of the model. A stochastic approach in which the parameters can take all the values within a probable range was applied in [44]. The method used by the authors, based on the partial ranked correlation (PRCC) coefficient, enabled them to conclude on their relative importance and showed that boundary conditions and hygrothermal properties (moisture capacity and vapour permeability) dominated. Nevertheless, the relative role of parameters depends on the wall's configuration (Table 5).

The effect of thermal properties such as dry density, heat capacity and thermal conductivity was studied in [85] for hemp concrete, in [157] for CaSi and in [72] for gypsum. The several percent change applied to each property (10% for [85], 5% for [72]) showed that their impact on temperature and relative humidity results is negligible. The same conclusion was obtained with sorption heat [29, 68], convective heat and mass coefficients [21, 46, 68, 157, 157], the air flow rate over the material [157] and specific heat [85].

The impact of the hygrothermal properties is predominant in the hygrothermal behaviour of material and the buffering effect of hygroscopic materials [15]. As mentioned in Section 2, the material vapour permeability is determined using the dry and wet cup methods. However, its ability to characterise all materials adequately was questioned in [158]. The method does not take into account the variation of the total pressure within the cup. Therefore, advective vapour transfer is overlooked. In the case of a highly air-permeable material, this implies that the vapour permeability may be under-estimated. Moreover, the experimental design was carried out in steady-state and isothermal conditions, but in the building physics context, these conditions are never reached.

The sorption isotherm, characterising the moisture capacity of the material, can be changed in the software to determine the value providing the best fit. If the slope of the curve $w = f(\phi)$, usually called $\xi = \frac{\partial w}{\partial \phi}$, characterising the material's ability to store moisture is reduced, the relative humidity variations are greater [68, 157] and the slope of the moisture kinetics increases [46]. Therefore, the sorption capacity of the material predicted by the model using the sorption isotherm curve measured with classical methods is over-estimated. The agreement for moisture and temperature is improved when an intermediate curve between the primary sorption and desorption curves is used [27, 138]. These observations may stem from two other questionable assumptions on the hygrothermal properties. First, the moisture capacity, $\xi = \frac{\partial w}{\partial \phi}$, can have hysteresis between wetting and drying for many materials, as illustrated in Figure 5. Indeed, the behaviour differs between adsorption and desorption processes. Some measurements and effects of hysteresis on the hygric properties are presented in [139] on aerated concrete and cement samples and in [138] on gypsum. The history of the material therefore has an effect on its actual moisture content, which is always between the two primary isotherm curves. Hysteresis is often neglected, however, and only the sorption isotherm is used. Second, the sorption curve is often estimated under isothermal conditions. However, some recent studies [52, 64–66] demonstrated the influence of temperature on the material's moisture capacity. Indeed, most of the comparisons made between the numerical results and the experimental data do not take these two phenomena into account.

The other important property is vapour permeability (δ_v) or the vapour resistance factor (μ). The decrease in the vapour resistance factor (μ) leads to greater relative humidity variations [27, 157, 159] and in general also provides better agreement with the experimental results, as it increases the moisture transfer dynamic [49]. Vapour permeability (δ_v) impacts both temperature and relative humidity [46] due to latent heat effects [160].

The best agreement is obtained when both properties (vapour permeability and moisture capacity) are changed simultaneously [21, 43, 49, 160]. The global dynamic is accurately represented but difficulties remain for the daily fluctuations [27]. The adjusted value of the properties can be determined using an inverse method [48, 91, 161, 162]. Published results showed that vapour permeability must be nearly doubled and the slope of the sorption isotherm divided by two to obtain the best result with wood fibre material [27, 161].

For the drying experiment [72, 163], the change of the water vapour resistance diffusion factor has no significant impact. Therefore, moisture is presented in the liquid water phase. The change in the water retention curve (adjusted at high capillary pressure) and liquid permeability (decrease) improves the agreement for moisture distribution and the moisture content curve. ERIKSON ET AL. [77] presented a simulation for various values of gaseous and water permeability. For vapour permeability, the difference between the curves is small at the beginning of the experiment, and then diverges significantly. At the end, the level of moisture content is quite different and the period needs to reach the equilibrium state is changed. The behaviour is somewhat different when altering water permeability: the influence is greatest between 10 and 60 h of drying. At the end of the experiment, all curves converge.

Published articles underlined a mismatch of measured material properties and those which give the best agreement between the numerical models and the experimental results. An increase of the value of the vapour and/or liquid permeability and a decrease of the slope of sorption isotherm and/or retention curve can improve the moisture transport kinetics for several materials (hemp concrete, spruce, wood fibre, calcium silicate, gypsum, cellulose). Nevertheless, no physical meaning was found in these values in terms of giving the best fit.

Reference	Material	Modified parameters	Change	Consequences on results	Conclusions
[36, 43]	Coated hemp concrete	μ, ξ	μ and ξ was decreased	Both parameters: improved prediction of relative humidity variations but not of the mass. <u>Only μ</u> : better prediction of mass variations but not of the relative humidity	Must find compromise to improve both relative humidity and mass variations
[27]	Wood fibre	δ_v, ξ	Doubled vapour permeability; isotherm curve between sorption and desorption	Overall relative humidity dynamics is improved. Daily fluctuations are still not represented	Mismatch of measured material properties and those which give the best agreement.
[28]	Wooden-frame assemblies	Study of 38 parameters	1% increase in each reference value	Thirteen parameters including sorption and permeability are important. Uncertainty analysis \Rightarrow discrepancies observed during vapour production could be explained by the experimental uncertainties. Validation of the model depends on the position in the wall	Material properties are the most important parameters.
[21]	Gypsum	δ_v, ξ , hysteresis, α, β	10% change in properties	Change of relative humidity level and variations Hysteresis \Rightarrow agreement in desorption phase but lower influence Slight effect of α and β	Better agreement given by: increase of δ_v + decrease of ξ . Influence of hysteresis and α and β are lower.
[46] [68]	Spruce plywood	$\xi, D_m, h_v, \lambda, \alpha$ and β	$\pm 10\%$ variation in each property	Increase $\xi \Rightarrow$ lower relative humidity dynamics. $D_m \Rightarrow 2\%$ change in relative humidity and 4% change in temperature. h_v and λ impact temperature only. Results were not directly compared to measurements	Improvement of results: decrease ξ + increase vapour diffusion coefficient
[46] [68]	Cellulose insulation	Same	Same	Sorption curve is more important than others	Same

Reference	Material	Modified parameters	Change	Consequences on results	Conclusions
[157]	CaSi	$\xi, \mu, \rho, \beta, \lambda$, mass flow rate	Decreased μ and increased ξ	Humidity variations are increased (better agreement). Change of air flow rate, ρ and λ do not affect the results.	Results are improved but amplitude is slightly under-estimated
[75]	CaSi	δ_ℓ , retention curve, μ	μ : 24.79 \rightarrow 32. Retention curve adjusted at high capillary pressure. Decrease of δ_ℓ	μ : no significant impact. Retention curve: improvement for the water content dynamics but not for moisture distribution. δ_ℓ : better overall agreement	Liquid permeability improves drying results
[160]	Gypsum	$\rho, \lambda, C_p, \xi, \delta_v$	5% change	ρ, C_p and λ : no significant effect. Best agreement with ξ and μ decreased simultaneously, agreement better than 1%.	Impact of hygric properties is greater and provides good agreement between measurement and simulation.
[44]	CLT wall	Environmental conditions, μ, ξ	100 random values in the range of the parameters are tested	Influence on the results quantified with PRCC. Low vapour permeance wall: moisture content level is mainly influenced by the ξ . High vapour permeance wall: the influence of boundary conditions and of ξ is more significant than μ .	Influencing parameters depend on the assembly configuration.
[15]	Gypsum / wood	Comparison of two materials with different properties	Wood vs. gypsum: higher ξ and μ	Residual moisture for wood \Rightarrow great importance of moisture history. Lower adsorption during short cycle for wood, similar to gypsum for a longer load cycle. Lower penetration depth for wood.	Great impact of the value of δ_v and ξ on the hygrothermal behaviour.
[85]	Hemp concrete	$\xi, \delta_v, C_p, \rho, \lambda, \alpha$ and β	10% variation	Hygric physical properties are the most influential parameters.	Comparison between measurement and simulation is not improved.

Table 5: Summary of sensitivity studies

5 Conclusion

The impact of the coupled heat and mass transfers on buildings must be taken into account to have a better understanding of the building's performance [3, 4, 11, 95, 103, 164]. The models are used to predict the transfers within walls. To validate the representation of physical phenomena using the model, the comparison with experimental measurement is necessary.

This study showed that the agreement between the experimental measurement and the numerical results has to be improved at both the material and wall scales. These observations hold true especially for moisture fields: moisture content, relative humidity and vapour pressure. Nevertheless, the global fields (average moisture content) show slightly smaller deviations between measurement and simulation than the local variables (temperature or relative humidity, for example) [78]. The results show that it is more difficult to predict the transfer kinetics than the values in steady state. Therefore, deviations appear when the samples are subjected to fast dynamic solicitations such as temperature steps [106, 165], relative humidity steps [49, 72, 157], cyclic conditions [15, 20, 37, 43, 46, 95] and real conditions [28, 44, 101]. These conclusions can also be found for drying experiments, where predictions are better with stationary experiments than for intermittent boundary conditions [80, 82]. The errors are greater with highly hygroscopic and bio-based materials, wood-based materials, cellulose and hemp concrete, than for traditional construction materials such as concrete or brick. On the other hand, the temperature is relatively accurately predicted by the models: the deviations are most often within the experimental uncertainties. Nevertheless, the deviations could be caused by modelling the heat of sorption.

The materials' properties play a crucial role in the agreement of the results [77, 81]. The general trend shows that the model considering the hysteresis effect [36, 43, 69] and temperature dependency of the moisture storage [53] showed better agreement with experimental data. However, the prediction of moisture transfer kinetics is not always improved when considering the hysteresis effect [66]. Several studies highlight that the vapour permeability or the diffusivity used in the codes is lower than the real effect observed in the materials, because the relative humidity variations measured vary faster than predicted [95]. The moisture content and relative humidity curve are also influenced by the change of the sorption isotherm curve slope. These results seem to prove that the hygrothermal properties measured on the materials with standard methods in steady state (cup method, gravimetric) do not accurately reproduce the hygrothermal transfers under dynamic load, which is the case for the building envelope. New dynamic experimental methods are currently being developed [48, 49]. The transport properties determined using the inverse method [49, 59, 60, 91, 159, 161, 162, 166] confirm this, because the values giving the best agreement between measurements and simulations are completely different from the values measured. Given this substantial difference, the values of adapted properties tend to show that the model is not complete for highly hygroscopic materials. Some phenomena seem not to be considered (advection of air, non-equilibrium state and microscopic effects). This could explain the differences observed between measurement and simulation and could add physical meaning to the adapted properties. To improve model prediction it is necessary to question the model's assumptions, such as the modelling of air transfer [69, 76, 129] or the local-equilibrium hypothesis with microscopic effects [38, 48, 141, 167] using for example a phase separation approach [77, 147, 148].

References

- [1] J. Berger, S. Guernouti, M. Woloszyn, C. Buhe, Factors governing the development of moisture disorders for integration into building performance simulation, *Journal of Building Engineering* 3 (2015) 1 – 15. doi:<http://dx.doi.org/10.1016/j.jobe.2015.04.008>. 33
- [2] N. Mendes, F. Winkelmann, R. Lamberts, P. Philippi, Moisture effects on conduction loads, *Energy and Buildings* 35 (7) (2003) 631–644.
- [3] F. Antretter, C. Mitterer, S.-M. Young, Use of moisture-buffering tiles for indoor climate stability under different climatic requirements, *HVAC&R Research* 18 (1-2) (2012) 275–282. 56, 68

- [4] M. Liu, Y. Zhu, B. Park, D. E. Claridge, D. K. Feary, Airflow reduction to improve building comfort and reduce building energy consumption—a case study, *ASHRAE Transactions* 105 (1999) 384. 33, 68
- [5] H. Viitanen, J. Vinha, K. Salminen, T. Ojanen, R. Peuhkuri, L. Paajanen, K. Lahdesmaki, Moisture and Bio-deterioration Risk of Building Materials and Structures, *Journal of Building Physics* 33 (3) (2010) 201–224. doi:10.1177/1744259109343511. 33
- [6] M. Salonvaara, T. Ojanen, A. H. Holm, H. M. Künznel, A. Karagiozis, Moisture buffering effects on indoor air quality—experimental and simulation results, *Proceedings of Buildings IX* (2004) 11. 33
- [7] L. Fang, G. Clausen, P. O. Fanger, Impact of temperature and humidity on the perception of indoor air quality, *Indoor air* 8 (2) (1998) 80–90.
- [8] C. Simonson, M. Salonvaara, T. Ojanen, The effect of structures on indoor humidity—possibility to improve comfort and perceived air quality, *Indoor Air* 12 (4) (2002) 243–251. 33
- [9] M. Woloszyn, T. Kalamees, M. O. Abadie, M. Steeman, A. S. Kalagasidis, The effect of combining a relative-humidity-sensitive ventilation system with the moisture-buffering capacity of materials on indoor climate and energy efficiency of buildings, *Building and Environment* 44 (3) (2009) 515–524. 33
- [10] S. Hameury, Influence of coating system on the moisture buffering capacity of panels of pinus sylvestris l., *Wood Material Science and Engineering* 2 (3-4) (2007) 97–105.
- [11] O. F. Osanyintola, C. J. Simonson, Moisture buffering capacity of hygroscopic building materials: experimental facilities and energy impact, *Energy and Buildings* 38 (10) (2006) 1270–1282. 33, 68
- [12] H. Yoshino, T. Mitamura, K. Hasegawa, Moisture buffering and effect of ventilation rate and volume rate of hygrothermal materials in a single room under steady state exterior conditions, *Building and Environment* 44 (7) (2009) 1418–1425. doi:10.1016/j.buildenv.2008.09.007. 33
- [13] M. Woloszyn, T. Kalamees, M. Olivier Abadie, M. Steeman, A. Sasic Kalagasidis, The effect of combining a relative-humidity-sensitive ventilation system with the moisture-buffering capacity of materials on indoor climate and energy efficiency of buildings, *Building and Environment* 44 (3) (2009) 515–524. doi:10.1016/j.buildenv.2008.04.017. 33
- [14] X. Yang, H. Ge, P. Fazio, J. Rao, Evaluation of Parameters Influencing the Moisture Buffering Potential of Hygroscopic Materials with BSim Simulations, *Buildings* 4 (3) (2014) 375–393. doi:10.3390/buildings4030375. 33
- [15] H. Ge, X. Yang, P. Fazio, J. Rao, Influence of moisture load profiles on moisture buffering potential and moisture residuals of three groups of hygroscopic materials, *Building and Environment* 81 (2014) 162–171. doi:10.1016/j.buildenv.2014.06.021. 39, 48, 49, 53, 56, 64, 67, 68
- [16] Künznel, H.M., Sedlbauer, K, Holm, A, Antretter, F., Ellinger, M, Moisture buffering effects of interior linings made from wood or wood based products (2004).
- [17] Y. Li, P. Fazio, J. Rao, An investigation of moisture buffering performance of wood paneling at room level and its buffering effect on a test room, *Building and Environment* 47 (2012) 205–216. doi:10.1016/j.buildenv.2011.07.021. 33
- [18] M. Woloszyn, C. Rode, Tools for performance simulation of heat, air and moisture conditions of whole buildings, *Building Simulation* (2008) 5–24. 33

- [19] J. Delgado, N. M. Ramos, E. Barreira, V. De Freitas, A critical review of hygrothermal models used in porous building materials, *Journal of Porous Media* 13 (3). 33
- [20] T. Kalamees, J. Vinha, Hygrothermal calculations and laboratory tests on timber-framed wall structures, *Building and Environment* 38 (5) (2003) 689–697. doi:10.1016/S0360-1323(02)00207-X. 33, 39, 48, 53, 58, 60, 63, 68
- [21] C. James, C. J. Simonson, P. Talukdar, S. Roels, Numerical and experimental data set for benchmarking hygroscopic buffering models, *International Journal of Heat and Mass Transfer* 53 (19-20) (2010) 3638–3654. doi:10.1016/j.ijheatmasstransfer.2010.03.039. 33, 39, 42, 45, 56, 59, 61, 62, 64, 65, 66
- [22] H. M. Künzeli, Simultaneous heat and moisture transport in building components. 37, 49, 59, 61
- [23] C. Hagentoft, A. S. Kalagasidis, A. Adl-Zarrabi, Assessment method of numerical prediction models for combined heat, air and moisture transfer in building components. benchmarks for one-dimensional cases, *Journal of thermal envelope and building science* (27) (2004) 327–352.
- [24] H. Janssen, B. Blocken, J. Carmeliet, Conservative modelling of the moisture and heat transfer in building components under atmospheric excitation, *International Journal of Heat and Mass Transfer* 50 (5–6) (2007) 1128 – 1140. doi:http://dx.doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2006.06.048. 37
- [25] H. Cagnon, J. Aubert, M. Coutand, C. Magniont, Hygrothermal properties of earth bricks, *Energy and Buildings* 80 (2014) 208–217. doi:10.1016/j.enbuild.2014.05.024. URL <http://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0378778814004162> 38
- [26] Hygrothermal performance of building materials and products — determination of water vapour transmission properties, ISO NF 12572. 38
- [27] Y.-A. Kedowide, Analyses expérimentales et numériques du comportement hygrothermique d'une paroi composée de matériaux fortement hygroscopiques, Ph.D. thesis, Grenoble Alpes (2015). 39, 50, 53, 59, 60, 61, 64, 65, 66
- [28] M. Labat, M. Woloszyn, G. Garnier, J. J. Roux, Dynamic coupling between vapour and heat transfer in wall assemblies: Analysis of measurements achieved under real climate, *Building and Environment* 87 (2015) 129–141. doi:10.1016/j.buildenv.2015.01.022. 39, 50, 54, 56, 59, 63, 66, 68
- [29] P. Talukdar, S. O. Olutmayin, O. F. Osanyintola, C. J. Simonson, An experimental data set for benchmarking 1-D, transient heat and moisture transfer models of hygroscopic building materials. Part I: Experimental facility and material property data, *International Journal of Heat and Mass Transfer* 50 (23–24) (2007) 4527 – 4539. doi:http://dx.doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2007.03.026. 42, 55, 56, 59, 64
- [30] O. F. Osanyintola, C. J. Simonson, Effect of initial conditions, boundary conditions and thickness on the moisture buffering capacity of spruce plywood, *Energy and Buildings* 38 (10) (2006) 1283–1292. doi:10.1016/j.enbuild.2006.03.023. 39
- [31] N. Zogzas, Z. Maroulis, D. Marinos-Kouris, Moisture diffusivity methods of experimental determination areview, *Drying technology* 12 (3) (1994) 483–515. 39
- [32] E. Agoua, S. Zohoun, P. Perré, A double climatic chamber used to measure the diffusion coefficient of water in wood in unsteady-state conditions: determination of the best fitting method by numerical simulation, *International journal of heat and mass transfer* 44 (19) (2001) 3731–3744. 39
- [33] P. Perré, A. Houngan, P. Jacquin, Mass diffusivity of beech determined in unsteady-state using a magnetic suspension balance, *Drying technology* 25 (7-8) (2007) 1341–1347. 39

- [34] M. Qin, A. Aït-Mokhtar, R. Belarbi, Two-dimensional hygrothermal transfer in porous building materials, *Applied Thermal Engineering* 30 (16) (2010) 2555–2562. doi:10.1016/j.applthermaleng.2010.07.006. 39, 40, 45, 61
- [35] A. Evrard, A. De Herde, Hygrothermal Performance of Lime-Hemp Wall Assemblies, *Journal of Building Physics* 34 (1) (2010) 5–25. doi:10.1177/1744259109355730. 39, 40, 41, 45, 60
- [36] D. Lelievre, T. , P. Glouannec, Hygrothermal behavior of bio-based building materials including hysteresis effects: Experimental and numerical analyses, *Energy and Buildings* 84 (2014) 617–627. doi:10.1016/j.enbuild.2014.09.013. 39, 40, 41, 45, 47, 53, 60, 62, 66, 68
- [37] J. Carmeliet, D. Derome, Temperature driven inward vapor diffusion under constant and cyclic loading in small-scale wall assemblies: Part 1 experimental investigation, *Building and Environment* 48 (2012) 48–56. doi:10.1016/j.buildenv.2011.08.015. 51, 54, 58, 68
- [38] D. Samri, Analyse physique et caractérisation hygrothermique des matériaux de construction: approche expérimentale et modélisation numérique, Ph.D. thesis, INSA Lyon (2008). 39, 49, 53, 56, 59, 60, 63, 68
- [39] T. Busser, A. Piot, M. Pailha, T. Bejat, M. Woloszyn, From materials properties to modelling hygrothermal transfers of highly hygroscopic walls, in: CESBP, Dresden, Germany, 2016. 39, 41, 45, 57
- [40] R. Belarbi, M. Qin, A. Aït-Mokhtar, L.-O. Nilsson, Experimental and theoretical investigation of non-isothermal transfer in hygroscopic building materials, *Building and Environment* 43 (12) (2008) 2154–2162. doi:10.1016/j.buildenv.2007.12.014. 39, 40, 45, 61
- [41] J. Carmeliet, D. Derome, Temperature driven inward vapor diffusion under constant and cyclic loading in small-scale wall assemblies: Part 2 heat-moisture transport simulations, *Building and Environment* 47 (2012) 161–169. doi:10.1016/j.buildenv.2011.07.028. 39, 51, 58
- [42] J. del Coz Díaz, F. Álvarez Rabanal, O. Gencel, P. García Nieto, M. Alonso-Martínez, A. Navarro-Manso, B. Prendes-Gero, Hygrothermal study of lightweight concrete hollow bricks: A new proposed experimental–numerical method, *Energy and Buildings* 70 (2014) 194–206. doi:10.1016/j.enbuild.2013.11.060. 39, 51, 54
- [43] T. Colinart, D. Lelievre, P. Glouannec, Experimental and numerical analysis of the transient hygrothermal behavior of multilayered hemp concrete wall, *Energy and Buildings* 112 (2016) 1–11. doi:10.1016/j.enbuild.2015.11.027. 39, 40, 41, 45, 49, 62, 65, 66, 68
- [44] L. Wang, H. Ge, Hygrothermal performance of cross-laminated timber wall assemblies: A stochastic approach, *Building and Environment* 97 (2016) 11–25. doi:10.1016/j.buildenv.2015.11.034. 39, 51, 54, 58, 61, 64, 67, 68
- [45] R. McClung, H. Ge, J. Straube, J. Wang, Hygrothermal performance of cross-laminated timber wall assemblies with built-in moisture: field measurements and simulations, *Building and Environment* 71 (2014) 95–110. doi:10.1016/j.buildenv.2013.09.008. 51, 54, 58, 61
- [46] P. Talukdar, O. F. Osanyintola, S. O. Olutimayin, C. J. Simonson, An experimental data set for benchmarking 1-D, transient heat and moisture transfer models of hygroscopic building materials. Part II: Experimental, numerical and analytical data, *International Journal of Heat and Mass Transfer* 50 (25–26) (2007) 4915 – 4926. doi:http://dx.doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2007.03.025. 39, 42, 45, 58, 59, 60, 64, 65, 66, 68
- [47] Z. Zhang, M. Thiery, V. Baroghel-Bouny, Numerical modelling of moisture transfers with hysteresis within cementitious materials: Verification and investigation of the effects of repeated wetting–drying boundary conditions, *Cement and Concrete Research* 68 (2015) 10–23. doi:10.1016/j.cemconres.2014.10.012. 40, 45

- [48] P. Perré, F. Pierre, J. Casalinho, M. Ayouz, Determination of the Mass Diffusion Coefficient Based on the Relative Humidity Measured at the Back Face of the Sample During Unsteady Regimes, *Drying Technology* 33 (9) (2015) 1068–1075. doi:10.1080/07373937.2014.982253. 40, 45, 56, 63, 65, 68
- [49] T. Busser, J. Berger, A. Piot, M. Pailha, M. Woloszyn, Dynamic experimental method for identification of hygric parameters of a hygroscopic material, *Building and Environment* doi: <https://doi.org/10.1016/j.buildenv.2018.01.002>. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0360132318300027> 40, 41, 55, 65, 68
- [50] M. Van Belleghem, M. Steeman, A. Willockx, A. Janssens, M. De Paepe, Benchmark experiments for moisture transfer modelling in air and porous materials, *Building and Environment* 46 (4) (2011) 884–898. doi:10.1016/j.buildenv.2010.10.018. 41, 42, 45, 56
- [51] S. Dubois, A. Evrard, F. Lebeau, Modeling the hygrothermal behavior of biobased construction materials, *Journal of Building Physics* 38 (3) (2014) 191–213. doi:10.1177/1744259113489810. 41, 45
- [52] X. Zhang, W. Zillig, H. M. Künzle, C. Mitterer, X. Zhang, Combined effects of sorption hysteresis and its temperature dependency on wood materials and building enclosures-part II: Hygrothermal modeling, *Building and Environment* 106 (2016) 181–195. doi:10.1016/j.buildenv.2016.06.033. 41, 64
- [53] Colinart, T, Glouannec, P, ACCOUNTING FOR THE TEMPERATURE DEPENDENCE IN THE SORPTION ISOTHERMS IN THE PREDICTION OF HYGROTHERMAL BEHAVIOR OF HEMP CONCRETE, *Dresde*, 2016. 40, 41, 45, 62, 68
- [54] Y. Mualem, A modified dependent-domain theory of hysteresis., *Soil Science* 137 (5) (1984) 283–291. 40, 41, 42
- [55] J. Rubin, Numerical method for analyzing hysteresis-affected, post-infiltration redistribution of soil moisture, *Soil Science Society of America Journal* 31 (1) (1967) 13–20. 40
- [56] A. Evrard, Transient hygrothermal behaviour of lime-hemp materials, PhD, Université Catholique De Louvain. 40
- [57] P. Perré, I. W. Turner, A 3-d version of transpore: a comprehensive heat and mass transfer computational model for simulating the drying of porous media, *International Journal of heat and mass transfer* 42 (24) (1999) 4501–4521. 40, 44
- [58] M. Woloszyn, J. Virgone, Hygro-bat : Vers une méthode de conception hygro-thermique des batiments performants. rapport final. 41, 50
- [59] J. Berger, T. Busser, D. Dutykh, N. Mendes, On the estimation of moisture permeability and advection coefficients of a wood fibre material using the optimal experiment design approach, *Experimental Thermal and Fluid Science* doi:<http://dx.doi.org/10.1016/j.expthermflusci.2017.07.026>. 41, 55, 68
- [60] J. Berger, T. Busser, D. Dutykh, N. Mendes, On the estimation of sorption isotherm coefficients using the optimal experiment design approach, *arXiv preprint arXiv:1704.06565*. 41, 68
- [61] S. Roels, J. Carmeliet, H. Hens, Hamstad wp1: Final report - moisture transfer properties and materials characterization. 41
- [62] S. Roels, J. Carmeliet, H. Hens, O. Adan, H. Brocken, R. Cerny, Z. Pavlik, C. Hall, K. Kumaran, L. Pel, et al., Interlaboratory comparison of hygric properties of porous building materials, *Journal of thermal envelope and building science* 27 (4) (2004) 307–325. 41

- [63] P. F., C. Rode, Prediction of moisture transfer in building constructions, *Building and Environment* 27 (3) (1992) 387–397. doi:10.1016/0360-1323(92)90038-Q. 41, 62
- [64] T. Colinart, P. Glouannec, Temperature dependence of sorption isotherm of hygroscopic building materials. part 1: Experimental evidence and modeling, *Energy and Buildings* 139 (2017) 360–370. 41, 64
- [65] T. Colinart, P. Glouannec, M. Bendouma, P. Chauvelon, Temperature dependence of sorption isotherm of hygroscopic building materials. part 2: Influence on hygrothermal behavior of hemp concrete, *Energy and Buildings* 152 (2017) 42–51. 41
- [66] X. Zhang, W. Zillig, H. M. Künzle, C. Mitterer, X. Zhang, Combined effects of sorption hysteresis and its temperature dependency on wood materials and building enclosures – Part I: Measurements for model validation, *Building and Environment* 106 (2016) 143–154. doi:10.1016/j.buildenv.2016.06.025. 41, 45, 62, 64, 68
- [67] A. S. Kalagasidis, P. Weitzmann, T. Nielsen, R. Peuhkuri, C.-E. Hagentoft, C. Rode, The international building physics toolbox in simulink, *Energy and Buildings* 39 (6) (2007) 665–674. doi:10.1016/j.enbuild.2006.10.007. 42, 63
- [68] S. O. Olutimayin, C. J. Simonson, Measuring and modeling vapor boundary layer growth during transient diffusion heat and moisture transfer in cellulose insulation, *International Journal of Heat and Mass Transfer* 48 (16) (2005) 3319–3330. doi:10.1016/j.ijheatmasstransfer.2005.02.024. 42, 64, 66
- [69] J. Berger, S. Gasparin, D. Dutykh, N. Mendes, On the solution of coupled heat and moisture transport in porous material, *Transport in Porous Media* (2017) 1–38. 42, 68
- [70] H. J. Steeman, M. Van Belleghem, A. Janssens, M. De Paepe, Coupled simulation of heat and moisture transport in air and porous materials for the assessment of moisture related damage, *Building and Environment* 44 (10) (2009) 2176–2184. doi:10.1016/j.buildenv.2009.03.016. 42, 45, 56, 59
- [71] Fluent. 42
- [72] M. Van Belleghem, M. Steeman, A. Janssens, M. De Paepe, Drying behaviour of calcium silicate, *Construction and Building Materials* 65 (2014) 507–517. doi:10.1016/j.conbuildmat.2014.04.129. 42, 45, 64, 65, 68
- [73] T. Defraeye, Convective Heat and Mass Transfer at Exterior Building Surfaces, Ph.D. thesis (2011). 42, 46
- [74] H. Derluyn, H. Janssen, J. Carmeliet, Influence of the nature of interfaces on the capillary transport in layered materials, *Construction and Building Materials* 25 (9) (2011) 3685–3693. 42
- [75] M. Van Belleghem, M. Steeman, H. Janssen, A. Janssens, M. De Paepe, Validation of a coupled heat, vapour and liquid moisture transport model for porous materials implemented in CFD, *Building and Environment* 81 (2014) 340–353. doi:10.1016/j.buildenv.2014.06.024. 42, 43, 46, 67
- [76] S. Pang, Relative importance of vapour diffusion and convective flow in modelling of softwood drying, *Drying technology* 16 (1-2) (1998) 271–281. 43, 46, 61, 68
- [77] J. Eriksson, H. Johansson, J. Danvind, A mass transport model for drying wood under isothermal conditions, *Drying technology* 25 (3) (2007) 433–439. 43, 46, 63, 65, 68
- [78] S. Kowalski, G. Musielak, J. Banaszak, Experimental validation of the heat and mass transfer model for convective drying, *Drying Technology* 25 (1) (2007) 107–121. 43, 46, 57, 68

- [79] S. Kowalski, A. Pawłowski, Drying of wet materials in intermittent conditions, *Drying Technology* 28 (5) (2010) 636–643. 43, 44
- [80] S. Kowalski, A. Pawłowski, Modeling of kinetics in stationary and intermittent drying, *Drying Technology* 28 (8) (2010) 1023–1031. 43, 46, 59, 68
- [81] S. Chemkhi, W. Jomaa, F. Zagrouba, Application of a coupled thermo-hydro-mechanical model to simulate the drying of nonsaturated porous media, *Drying technology* 27 (7-8) (2009) 842–850. 44, 46, 68
- [82] T. Salem, P. Perré, A. Bouali, E. Mougél, R. Rémond, Experimental and numerical investigation of intermittent drying of timber, *Drying Technology* 35 (5) (2017) 593–605. 44, 46, 59, 68
- [83] O. Allegretti, R. Rémond, P. Perré, Nonsymmetrical drying tests—experimental and numerical results for free and constrained spruce samples, *Drying Technology* (2018) 1–9. 44, 46
- [84] N. Mendes, I. Ridley, R. Lamberts, P. C. Philippi, K. Budag, UMIDUS: a PC program for the prediction of heat and moisture transfer in porous building elements, in: *Building Simulation Conference—IBPSA*, Vol. 99, 1999, pp. 277–283. 47
- [85] C. Maalouf, A. T. Le, S. Umurigirwa, M. Lachi, O. Douzane, Study of hygrothermal behaviour of a hemp concrete building envelope under summer conditions in France, *Energy and Buildings* 77 (2014) 48–57. doi:10.1016/j.enbuild.2014.03.040. 47, 53, 61, 62, 64, 67
- [86] T. Colinart, P. Glouannec, T. Pierre, P. Chauvelon, A. Magueresse, Experimental study on the hygrothermal behavior of a coated sprayed hemp concrete wall, *Buildings* 3 (1) (2013) 79–99. 47
- [87] A. Le, D. Samri, M. Rahim, O. Douzane, G. Promis, C. Maalouf, M. Lachi, T. Langlet, Effect of temperature-dependent sorption characteristics on the hygrothermal behavior of a hemp concrete building envelope submitted to real outdoor conditions, *Journal of Applied Fluid Mechanics* 9 (2016) 245–252. 47, 54, 62
- [88] A. FABBRI, P.-A. CHABRIAC, D. T. NGO, F. SALLET, E. GOURDON, H. Wong, J.-C. Morel, Hygrothermal behaviour of hemp concrete; experimental evidences and modelling, 2015. 47, 53
- [89] SLIMANI, Zakaria, Analyse expérimentale et numérique du comportement hygrothermique de parois fortement hygroscopiques, Ph.D. thesis, CETHIL, Université de Lyon (2015). 47, 53, 59, 60, 63
- [90] F. Tariku, K. Kumaran, P. Fazio, Transient model for coupled heat, air and moisture transfer through multilayered porous media, *International Journal of Heat and Mass Transfer* 53 (15-16) (2010) 3035–3044. doi:10.1016/j.ijheatmasstransfer.2010.03.024. 47
- [91] D. Medjelekh, L. Ulmet, F. Gouny, F. Fouchal, B. Nait-Ali, P. Maillard, F. Dubois, Characterization of the coupled hygrothermal behavior of unfired clay masonries: Numerical and experimental aspects, *Building and Environment* 110 (2016) 89–103. 48, 54, 56, 61, 65, 68
- [92] CEA, Cast3m, finite element software, www.cast3M.cea.fr. 48
- [93] S. Merakeb, F. Dubois, C. Petit, Modeling of the sorption hysteresis for wood, *Wood science and technology* 43 (7-8) (2009) 575. 48
- [94] H. Rafidiarison, R. Rémond, E. Mougél, Dataset for validating 1-D heat and mass transfer models within building walls with hygroscopic materials, *Building and Environment* 89 (2015) 356–368. doi:10.1016/j.buildenv.2015.03.008. 48
- [95] H. Rafidiarison, Etudes expérimentales des transferts de masse et de chaleur dans les parois des constructions en bois, en vue de leur modélisation. Applications aux économies d'énergie et au confort dans l'habitat, Ph.D. thesis, Ecole Nationale Supérieure des Technologies et Industries du Bois (2012). 48, 53, 58, 59, 60, 61, 68

- [96] B. T. Hagentoft C-E., 1d-ham coupled heat, air and moisture transport in multi-layered wall structures. manual with brief theory and an example, Version 2.0. 48
- [97] C. Rode, Combined heat and moisture transfer in building construction, Ph.D. thesis (1990). 48
- [98] J. Vinha, Hygrothermal performance of timber-framed external walls in Finnish climatic conditions: a method for determining the sufficient water vapour resistance of the interior lining of a wall assembly, Ph.D. thesis, Tampere (2007). 48, 49, 50, 53, 56
- [99] X. Yang, P. Fazio, H. Ge, J. Rao, Evaluation of moisture buffering capacity of interior surface materials and furniture in a full-scale experimental investigation, *Building and Environment* 47 (2012) 188 – 196, international Workshop on Ventilation, Comfort, and Health in Transport Vehicles. doi:<http://dx.doi.org/10.1016/j.buildenv.2011.07.025>. 49
- [100] Q. Li, J. Rao, P. Fazio, Development of HAM tool for building envelope analysis, *Building and Environment* 44 (5) (2009) 1065–1073. doi:[10.1016/j.buildenv.2008.07.017](https://doi.org/10.1016/j.buildenv.2008.07.017). 49, 53, 56, 59
- [101] F. Tariku, M. K. Kumaran, Hygrothermal modeling of aerated concrete wall and comparison with field experiment, in: *Proceeding of the 3rd International Building Physics/Engineering Conference, 2006*, pp. 26–31. 49, 53, 56, 60, 68
- [102] M. Salonvaara, A. Karagiozis, Moisture transport in building envelopes using an approximate factorization solution method, in: *CFD Society of Canada, 1994, 1994*. 49
- [103] S. Raji, Caractérisation hygro-thermique, par une approche multi échelle, de constructions en bois massif en vue d'amélioration énergétique et de valorisation environnementale, Ph.D. thesis, thèse de doctorat dirigée par Puiggali, Jean-Rodolphe et Lagièrre, Philippe Sciences physiques et de l'ingénieur. Sciences du bois Bordeaux 1 2006 2006BOR13335 (2006). 50, 53, 58, 59, 60, 61, 68
- [104] J. Philip, D. De Vries, Moisture movement in porous materials under temperature gradients, *Eos, Transactions American Geophysical Union* 38 (2) (1957) 222–232. 50, 52, 61
- [105] A. Piot, M. Woloszyn, J. Brau, C. Abelé, Experimental wooden frame house for the validation of whole building heat and moisture transfer numerical models, *Energy and Buildings* 43 (6) (2011) 1322–1328. doi:[10.1016/j.enbuild.2011.01.008](https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2011.01.008). 50
- [106] A. Piot, Hygrothermique du bâtiment : expérimentation sur une maison à ossature bois en conditions climatiques naturelles et modélisation numérique, Ph.D. thesis, Institut National des Sciences Appliquées (INSA) de Lyon (2009). 50, 54, 59, 60, 68
- [107] M. Labat, Chaleur – Humidité – Air dans les maisons à ossature bois : Expérimentation et modélisation, Ph.D. thesis, thèse de doctorat dirigée par Roux, Jean-Jacques et Woloszyn, Monika Génie civil Lyon, INSA 2012 2012ISAL0115 (2012). 50, 54
- [108] M. Ibrahim, E. Wurtz, P. H. Biwolé, P. Achard, H. Sallee, Hygrothermal performance of exterior walls covered with aerogel-based insulating rendering, *Energy and Buildings* 84 (2014) 241–251. doi:[10.1016/j.enbuild.2014.07.039](https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2014.07.039). 50, 54
- [109] R. Galliano, K. G. Wakili, T. Stahl, B. Binder, B. Daniotti, Performance evaluation of aerogel-based and perlite-based prototyped insulations for internal thermal retrofitting: Hmt model validation by monitoring at demo scale, *Energy and Buildings* 126 (2016) 275–286. 50
- [110] A. Teasdale-St-Hilaire, D. Derome, Comparison of experimental and numerical results of wood-frame wall assemblies wetted by simulated wind-driven rain infiltration, *Energy and Buildings* 39 (11) (2007) 1131–1139. doi:[10.1016/j.enbuild.2006.12.004](https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2006.12.004). 51, 54
- [111] M. Abuku, B. Blocken, S. Roels, Moisture response of building facades to wind-driven rain: field measurements compared with numerical simulations, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics* 97 (5) (2009) 197–207. 51, 54

- [112] W. Maref, M. A. Lacasse, D. Booth, others, Benchmarking of IRC's Advanced Hygrothermal Model—hygIRC Using Mid-and Large-scale Experiments, Tech. rep., NRC, Institute for Research in Construction (2002). 51
- [113] W. Maref, D. G. Booth, M. Lacasse, M. Nicholls, Drying Experiment of Wood-Frame Wall Assemblies Performed in the Climatic Chamber EEEF. 51
- [114] W. Maref, K. Kumaran, M. Lacasse, M. Swinton, D. Van Reenen, Laboratory measurements and benchmarking of an advanced hygrothermal model, *HEAT TRANSFER* 3 (2002) 117–122. 54
- [115] C. Rode, K. Grau, Integrated calculation of hygrothermal conditions of buildings, in: *Proceedings of the 6th Symposium on Building Physics in the Nordic Countries*, Vol. 1, Norwegian University of Science and Technology, 2002, pp. 23–30. 56
- [116] R. American Society of Heating, A. C. Engineering, *ASHRAE Handbook—Fundamentals*, Chapter 26: Heat, Air, and Moisture Control in Building Assemblies—Material Properties, 2013. 57
- [117] M. Kumaran, *Iea annex 24 final report*, vol. 3, task 3: Material properties, IEA, Acco Leuven, Leuven. 57
- [118] K. Abahri, R. Bennacer, R. Belarbi, Sensitivity analyses of convective and diffusive driving potentials on combined heat air and mass transfer in hygroscopic materials, *Numerical Heat Transfer, Part A: Applications* 69 (10) (2016) 1079–1091. doi:10.1080/10407782.2015.1109389. URL <http://www.tandfonline.com/doi/full/10.1080/10407782.2015.1109389> 59
- [119] H. Janssen, Simulation efficiency and accuracy of different moisture transfer potentials, *Journal of Building Performance Simulation* 7 (5) (2014) 379–389. doi:10.1080/19401493.2013.852246. 59, 61, 63
- [120] F. Tariku, K. Kumaran, P. Fazio, Transient model for coupled heat, air and moisture transfer through multilayered porous media, *International Journal of Heat and Mass Transfer* 53 (15–16) (2010) 3035–3044. doi:10.1016/j.ijheatmasstransfer.2010.03.024. 59, 63
- [121] H.-J. Steeman, M. Van Belleghem, A. Janssens, M. De Paepe, Coupled simulation of heat and moisture transport in air and porous materials for the assessment of moisture related damage, *Building and Environment* 44 (10) (2009) 2176–2184. doi:10.1016/j.buildenv.2009.03.016. 59, 63
- [122] S. Rouchier, M. Woloszyn, G. Foray, J. Roux, Influence of concrete fracture on the rain infiltration and thermal performance of building facades, *International Journal of Heat and Mass Transfer* 61 (2013) 340–352. doi:10.1016/j.ijheatmasstransfer.2013.02.013. 59, 63
- [123] N. Mendes, P. C. Philippi, A method for predicting heat and moisture transfer through multilayered walls based on temperature and moisture content gradients, *International Journal of Heat and Mass Transfer* 48 (1) (2005) 37–51. doi:10.1016/j.ijheatmasstransfer.2004.08.011. 59, 63
- [124] R. M. Barbosa, N. Mendes, Combined simulation of central {HVAC} systems with a whole-building hygrothermal model, *Energy and Buildings* 40 (3) (2008) 276 – 288. doi:http://dx.doi.org/10.1016/j.enbuild.2007.02.022.
- [125] G. H. D. Santos, N. Mendes, Combined heat, air and moisture (ham) transfer model for porous building materials, *Journal of Building Physics* 32 (3) (2009) 203–220. doi:10.1177/1744259108098340. 59
- [126] L. Soudani, A. Fabbri, J.-C. Morel, M. Woloszyn, P.-A. Chabriac, H. Wong, A.-C. Grillet, Assessment of the validity of some common assumptions in hygrothermal modeling of earth based materials, *Energy and Buildings* 116 (2016) 498–511. 59, 61

2.3 Étude d'un volume d'air

La fiabilité des modèles à l'échelle matériau et paroi a été étudiée dans la section précédente. Des différences significatives entre mesures et simulations ont été mises en évidence pour les matériaux fortement hygroscopiques soumis à des conditions variables. Nous souhaitons maintenant voir si cette tendance se retrouve également à l'échelle bâtiment.

La méthode parfois utilisée est de valider le modèle à l'échelle matériau avec des expériences réalisées au laboratoire et ensuite d'utiliser le modèle à l'échelle bâtiment [77]. Néanmoins cela n'assure pas une prédiction correcte à l'échelle du volume d'air car d'autres paramètres entrent en jeu : ventilation, infiltration, sources et puits de vapeur et de chaleur. Ici, les études comparant les résultats numériques aux données expérimentales dans une zone d'air sont recensées.

L'étude a été organisée suivant le type d'expérience réalisée : (i) en conditions contrôlées en utilisant une chambre climatique, (ii) par comparaison entre deux cellules de test, (iii) avec des cellules ou bâtiments tests en conditions climatiques réelles.

2.3.1 Étude en chambre climatique

Dans un premier temps, nous allons nous concentrer sur des expériences réalisées avec des conditions intérieures et extérieures contrôlées. Différentes configurations peuvent être utilisées pour évaluer le comportement hygrothermique d'un volume d'air.

La première possibilité est de placer un mur au milieu d'une chambre climatique, afin de créer deux espaces dont les conditions sont contrôlées. La paroi utilisée est un mur à ossature bois avec des ballots de paille [78]. Le comportement du volume d'air soumis à une augmentation brutale de température est étudié expérimentalement et numériquement. La dynamique et les valeurs de la pression de vapeur sont sous-estimées par le modèle à la suite de cette augmentation de température. Les auteurs affirment que certains paramètres (coefficient de transfert convectif, isotherme de sorption, taux de ventilation) doivent être déterminés plus précisément afin de mieux prédire l'évolution.

Le comportement d'un volume d'air peut également être étudié en plaçant une chambre de test dans une chambre climatique afin de contrôler précisément les conditions aux limites extérieures.

YOSHINO ET AL. [16] ont utilisé ce dispositif pour étudier le rôle du débit de ventilation et du taux volumétrique de matériaux hygroscopiques sur la réponse hygrothermique. Le taux volumétrique est le rapport entre la surface de matériaux hygroscopiques sur le volume de la pièce. Chaque expérience consiste en une phase d'humidification suivie d'une phase d'évolution libre. Les résultats obtenus avec six programmes numériques différents sont proches des mesures lorsque le taux de ventilation est élevé ou lorsqu'il y a peu de surfaces hygroscopiques dans la pièce. Dans les autres cas, la valeur et la dynamique de l'humidité absolue sont sous-estimées d'environ 10-15%.

Les données expérimentales obtenues dans [16] ont également été utilisées par KWIATKOWSKI ET AL. [79] pour valider le modèle Humi-mur [80] à l'échelle bâtiment. Le modèle Humi-mur, validé à l'échelle matériau avec les mesures de [81], permet d'étudier les transferts de masse (liquide et vapeur) dans les matériaux en prenant en compte l'hystérésis. Les résultats à l'échelle bâtiment montrent que lorsque l'effet tampon n'est pas pris en compte, l'humidité absolue intérieure est surestimée largement. La prise en compte de ces effets permet d'améliorer la prédiction même si, comme dans [16], les résultats sous-estiment la dynamique. Les écarts peuvent notamment être expliqués par la non prise en compte de la stratification dans la pièce.

Dans [17], un modèle multizone (TRNSYS) couplé à un modèle HAM pour le mur est utilisé pour modéliser une pièce contenant quatre plaques de silicate de calcium. Les résultats pour l'humidité relative montrent que les écarts entre mesures et simulations sont plus grands et supérieurs aux incertitudes lorsque les plaques sont présentes par rapport au cas sans plaques. Par contre, l'évolution de la température est correctement prédite. L'étude montre également que la validation dans la paroi est plus difficile : l'amplitude des deux variables est supérieure à celle simulée.

L'influence des effets hygroscopiques sur la prédiction a également été étudiée pour une salle de test recouverte de finitions hygroscopiques (panneaux de plâtre ou de bois) et soumise à différents profils de génération d'humidité [82]. L'humidité absolue, calculée avec le logiciel BSim, est comparée aux résultats expérimentaux. Les périodes de génération d'humidité sont mieux décrites que les phases d'évolution libre où la décroissance prédite est moins rapide (retard de 1.5 h) donnant un écart maximal de 7%. De plus, les écarts diminuent lorsque l'effet hygroscopique du matériau de finition est moins important (taux de ventilation plus élevé ou génération d'humidité plus faible).

Ces études en conditions contrôlées ont mis en évidence que les écarts entre les mesures et la simulation semblent plus importants lorsque des parois hygroscopiques sont présentes et lorsque le taux de ventilation est faible ou la génération d'humidité importante. Ces configurations augmentent l'impact des transferts de masse sur l'air ambiant du bâtiment.

2.3.2 Études comparatives entre cellules

De nombreuses études expérimentales à l'échelle de la pièce de vie sont basées sur des études comparatives réalisées sur les deux cellules construites à l'IBP de FRAUNHOFER (Figure 2.1). Les murs de la pièce de référence sont recouverts de panneaux de plâtre peint (peinture Latex) afin de réduire les transferts d'humidité. Différentes configurations peuvent être testées dans la pièce d'essai. Les deux pièces sont exposées au climat extérieur alors que les conditions intérieures sont contrôlées.

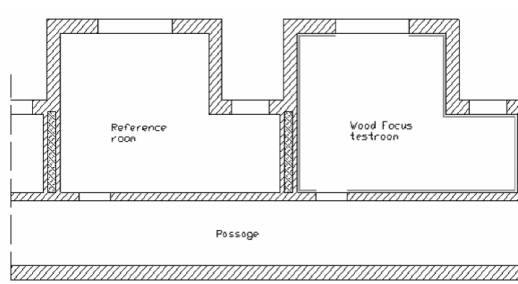


FIGURE 2.1 – Schéma des cellules test comparatives de l'IBP FRAUNHOFER [83].

Au cours de l'IEA-Annexe 41, plusieurs outils hygrothermiques ont été validés à différentes échelles avec des comparaisons expérimentales et numériques [84]. L'expérience décrite dans [83] a permis de comparer les résultats issus de plusieurs outils lorsque les cellules sont soumises à un scénario d'occupation typique à température constante avec génération d'humidité : un pic court (2h) avec une quantité importante d'eau et un autre plus long (6h). Les murs de la cellule test sont recouverts avec du scotch aluminium ou avec des panneaux de plâtre bruts. La dispersion des résultats entre les différents outils numériques est plus grande pour les cas où les murs sont recouverts de plâtre non peint. Néanmoins, certains modèles prédisent correctement l'évolution de l'humidité relative dans les deux cellules, comme c'est le cas du modèle HAMFitPlus implémenté dans l'environnement de

simulation Simulink [85]. La prédiction est plus simple dans le cas où les transferts d'humidité sont bloqués avec un revêtement vinyle [86].

Ces données expérimentales [83] sont également comparées aux résultats obtenus avec une co-simulation HAM-BES [87]. Le modèle HAM ayant par ailleurs été validé à l'échelle matériaux [88] et la co-simulation utilisée à l'échelle paroi [89]. Dans le volume d'air, la dynamique et les valeurs de l'humidité relative sont sous-estimées.

Les cellules comparatives ont également été utilisées par ANTRETTET ET AL.[71] pour tester l'influence de carreaux de céramique comme finition intérieure. Ce nouveau matériau a préalablement été caractérisé afin d'en déduire les propriétés physiques (masse volumique, porosité) et hygrothermiques (conductivité thermique, chaleur spécifique, isotherme de sorption et perméabilité à la vapeur). Des échelons de température et d'humidité ont été appliqués dans les cellules tests. Seule l'évolution de l'humidité relative est comparée aux résultats obtenus avec l'outil de simulation WUFIplus. La comparaison des résultats montre que, pour les deux types d'échelon, le modèle semble capable de prédire la variation d'humidité relative dans le volume d'air même si les écarts sont plus importants lorsque les murs sont recouverts du matériau hygroscopique.

Les modèles à l'échelle du volume d'air sont validés plus facilement lorsque l'effet hygroscopique des murs est moins important comme par exemple avec du plâtre peint ou un revêtement vinyle. La prédiction avec les panneaux de plâtre bruts entraîne une plus grande dispersion entre les outils de simulation et les mesures. De plus, une autre étude basée sur les mêmes données expérimentales [83], montre que l'effet tampon des panneaux de bois n'est pas correctement prédit par le modèle [90].

2.3.3 Cellules tests ou bâtiment en conditions réelles

Dans le cas de cellules ou de bâtiments tests soumis à des conditions climatiques réelles, les mesures peuvent tout d'abord être réalisées sur des cellules tests de la taille d'une pièce.

RODE ET GRAU [65] testent l'influence de l'effet tampon du revêtement (bois, panneaux de particule, contreplaqué, béton cellulaire, panneaux de plâtre) sur la prédiction. Les prédictions de l'humidité absolue avec le logiciel BSim sont mieux avec le béton cellulaire et le plâtre. Par contre, les écarts sont plus importants avec les matériaux bois : la différence (1.0 g/kg à 1.5 g/kg) est supérieure à l'incertitude (0.7 g/kg) et peut être expliquée par l'inhomogénéité des matériaux.

Une cellule test réalisée avec des panneaux de béton de bois, dont les propriétés ont été caractérisées expérimentalement, a été instrumentée afin de mener une campagne de mesure de quelques années [91]. Le comportement de la cellule au cours de cycles de génération d'humidité à l'intérieur à température constante a été simulé avec le logiciel Cast3m. Le modèle sous-estime l'amplitude de l'humidité relative d'environ 1/3 et la dynamique de désorption de 2h. La prévision de la température montre des écarts importants (0.5°C) dus à une différence de condition initiale. Les auteurs suggèrent que la modélisation de l'hystérésis pourrait améliorer les résultats.

Dans [92], le modèle LATENITE couplé à un modèle multi-zone est comparé à des mesures sur une chambre avec parois à ossature bois avec isolant en fibre de bois et revêtement en plaque de plâtre pendant une durée de 16 jours [93]. La prédiction de l'humidité absolue sont en accord avec les mesures à l'exception de 2 jours. Les écarts sont supérieurs à la précision des capteurs pour la température (1.5°C contre 0.3°C) car la source de chaleur intérieure n'est pas mesurée et le rayonnement solaire n'est pas inclus dans la modélisation. La comparaison des mêmes résultats expérimentaux avec le logiciel BSim [94] montrent également des écarts notables pour la température (2.9°C), l'hu-

midité relative (0.05 en moyenne pour le cas sans pare-vapeur) et la pression de vapeur (décalage temporel).

Le dispositif expérimental composé d'une cellule test en ossature bois exposée aux conditions réelles extérieures [95] a permis de valider le modèle HAM-Tools, à l'échelle paroi [39] comme décrit dans la section 3.2.2 de l'article revue (section 2.2). Il permet également de faire une comparaison dans le volume d'air en couplant le modèle paroi avec un modèle de zone prenant en compte la ventilation, les infiltrations et les charges internes. Les résultats montrent que malgré un écart 0.4°C , les variations de température semblent correctement prédites. Par contre, le comportement en humidité n'est pas convenablement reproduit par le modèle : la courbe est plus lisse que les mesures. Les différences observées peuvent être expliquées par une mauvaise prise en compte des infiltrations d'air ou du renouvellement d'air car dans [96], la comparaison mesures-simulations, effectuée sur le même dispositif pour l'humidité absolue, est améliorée en estimant plus précisément les infiltrations.

Le modèle peut également être validé à partir d'expériences réalisées sur des maisons tests réelles.

Dans [97], le cas d'une maison à 3 étages est étudié. Cette construction est composée de mur à ossature de bois avec isolation en fibre de verre. Les mesures de température et d'humidité relative dans une pièce sont comparées aux résultats d'un modèle multi-zone. L'allure globale au cours de la journée est correctement reproduite même si des différences supérieures aux incertitudes apparaissent pour la température (écart maximal de 1°C) et pour l'humidité relative (écart de 0.03).

ALLINSON ET HALL [22] comparent le comportement hygrothermique d'un bâtiment en pisé avec des simulations réalisées avec le logiciel WUFIPlus. L'humidité relative et la température de l'air ambiant sont sous-estimées par la simulation : les différences obtenues sont supérieures à la précision des capteurs (0.5°C et 0.03). La mesure semble être plus sensible aux variations du climat que le modèle. Ces écarts peuvent être expliqués par plusieurs facteurs : la stratification, la non-prise en compte du vent et de la ventilation ou par le fait que les données météorologiques ne représentent pas correctement le climat local autour du bâtiment.

Dans le cas de mesures in-situ, plusieurs difficultés apparaissent liées aux conditions aux limites : conditions variables, prise en compte du rayonnement et de la pluie, ventilation et renouvellement d'air, ce qui complexifie les prédictions. De plus, la modélisation est encore plus complexe dans le cas de maisons occupées car il faut prendre en compte l'interaction entre les pièces et la présence des occupants. Néanmoins, les simulations dans le volume d'air sont satisfaisantes pour le comportement global tout en étant un peu sous-estimées et plus lentes que les mesures, dans la plupart des cas.

2.4 Discussion : effet de l'échelle d'étude

Afin de compléter la discussion faite dans l'article présenté dans la section 2.2, nous pouvons nous intéresser aux effets de l'échelle d'étude sur la comparaison entre résultats numériques et mesures. Le Tableau 2.1 présente les résultats sur plusieurs matériaux de construction selon l'échelle d'étude.

A l'échelle du matériau, le but est de mieux comprendre et modéliser le transport d'humidité dans le matériau. Pour cela, nous pouvons observer soit des variables locales comme la température et l'humidité relative à un endroit spécifique de l'échantillon soit la teneur en eau globale de l'échantillon en le pesant. Afin de connaître le profil de l'humidité, des capteurs sont placés dans le matériau à différentes profondeurs. A l'échelle du mur, la disposition des capteurs est la même. La teneur en eau de la paroi peut également être estimée en prélevant un échantillon de la paroi et en le pesant. Néanmoins, cela peut perturber les phénomènes de transport dans la paroi. A l'échelle du bâtiment,

Matériaux	Ref	Échelles d'étude	Conclusions : modèles par rapport aux mesures
CaSi	[98]	Matériau	Différence inférieure à 0.2°C pour la température. Les variations d'humidité relative sont plus rapides et plus grandes dans les mesures + augmentation des écarts dans l'épaisseur du matériau (> 0.02)
	[99]	Matériau	Taux de séchage plus important dans la mesure. Bonne prédiction pour la température à différentes épaisseurs.
	[17]	Bâtiment	Sous-estimation de l'humidité relative (0.014), la différence augmente dans l'épaisseur du matériau, les variations de température sont dans les barres d'incertitudes.
Plâtre	[81]	Matériau	Régime transitoire plus rapide (2 h) pour l'humidité relative et la masse mesurée. Sous-prédiction d'environ 0.05 pour l'humidité relative. Meilleur résultat proche de la surface. Bonne tendance pour la température.
	[83]	Bâtiment	Écarts plus importants avec présence de matériau hygroscopique en surface : surestimation des valeurs.
	[16]	Bâtiment	Sous-estimation des données expérimentales (1-2 g/kg) et de la dynamique de l'humidité absolue avec des surfaces hygroscopiques ou absence de ventilation.
Céramique	[100]	Matériau	Température : 0.3°C de déviation et retard dans les variations. Perte de masse et teneur en eau : résultats satisfaisants dans les premiers instants, surestimation ensuite (10% pour la perte de masse) et taux de séchage trop élevé.
	[101]	Paroi	Bonne prédiction avec le modèle de transfert de chaleur par conduction sans couplage avec le transfert de masse.
	[71]	Bâtiment	Très bon résultats sur les variations, présence d'un écart dû à l'état initial.
Bois	[102]	Matériau	Effet de la structure microscopique (double échelle) ⇒ valeur de diffusivité sans sens physique après ajustement avec les expériences.
	[103]	Paroi	Déviations de 5% de la teneur en eau, écart plus important au milieu du panneau de CLT.
	[3]	Paroi	Différence d'humidité relative supérieure à 0.04. Les variations sont amorties dans la simulation, présence d'un déphasage et d'une différence de valeur moyenne.
	[4]	Paroi	Différences inférieures à 6% pour l'amplitude de la teneur en eau. Forme de la courbe bien déterminée avec une surestimation de la valeur moyenne. Sensibilité plus rapide dans la réalité.
	[82] [10]	Bâtiment	Sous-estimation de 0.03 des variations d'humidité intérieure dans la phase de désorption + retard de 1.5h

Tableau 2.1 – Résumé des résultats selon l'échelle d'étude pour différents matériaux de construction.

l'approche est plus globale. Nous mesurons les caractéristiques de l'air ambiant (température et humidité relative) pour estimer l'impact des parois hygroscopiques sur l'ambiance intérieure, le confort et la performance du bâtiment. Le modèle de transferts couplés dans la paroi doit décrire correctement son comportement; il faut également connaître le coefficient d'échange à la surface de la paroi et d'autres paramètres décrivant la ventilation, les fuites et les charges.

Les études à l'échelle matériau ont montré que l'accord entre mesures et simulations est meilleur près de la surface que plus en profondeur dans le matériau : [98] pour le silicate de calcium, [81] pour le plâtre. La modélisation du transport de l'humidité à l'intérieur du matériau est plus complexe et demande une approche assez fine. Plusieurs phénomènes de transport doivent être pris en compte : diffusion des différentes phases de l'eau (eau liquide, eau liée, vapeur d'eau), advection, sorption et le transport de masse est influencé par la structure microscopique notamment la porosité et la présence de fibres. Néanmoins, le transport d'humidité est généralement modélisé de manière macroscopique en utilisant les propriétés telles que la perméabilité à la vapeur, la perméabilité liquide ou la perméabilité intrinsèque à l'air. De plus, lors de la modélisation des transferts couplés, les phénomènes de transport de chaleur et de masse ont des échelles de temps complètement différentes, de l'ordre de 1 h pour la thermique et 1 mois pour les transferts hygriques. Cela complexifie la résolution. De tout cela, il en résulte également que l'évolution des variables locales est plus difficile à prédire que celle des variables globales [23, 104].

Pour l'échelle paroi, la comparaison entre mesures et simulations dépend fortement de la configuration du mur [103] car les parois sont composées de plusieurs couches. Par conséquent, il est

difficile de comparer les cas les uns avec les autres [14]. De plus, les résultats de chaque couche sont influencés par les résultats et les propriétés des autres couches [15]. Dans la plupart des modélisations, le contact entre deux couches est supposé parfait mais en réalité ce n'est pas le cas, et cette hypothèse impacte fortement les résultats [105]. Toutes ces difficultés font que la validation avec des parois multi-couches semble être plus complexe [14]. Les écarts sont importants pour les matériaux fortement hygroscopiques comme le bois ou la fibre de bois : le modèle a tendance à sous-estimer l'amplitude et la valeur moyenne [3] ainsi que la dynamique du transport de l'humidité [4]. De plus, à cette échelle les écarts sont plus importants au milieu de la paroi [103, 106] dont le comportement est influencé par les conditions aux limites et le transport dans les matériaux de chaque côté.

À l'échelle du bâtiment, la modélisation est influencée par plusieurs phénomènes. En premier lieu, la comparaison entre mesures et simulations est fortement impactée par la présence de surfaces hygroscopiques sur les parois : l'écart est plus important en présence de matériaux poreux hygroscopiques comme le bois ou le plâtre. De plus, l'effet tampon des parois est également modifié par le débit de ventilation dans la pièce : lorsque celui est grand, l'échange entre paroi et volume d'air est plus important au détriment des effets de sorption, ce qui facilite la prédiction de la température et humidité relative [16, 82, 83]. Ce débit de ventilation modifie également le coefficient d'échange entre la paroi et le volume d'air qui joue un rôle jugé essentiel par [78] pour la modélisation à cette échelle. Les infiltrations d'air et le renouvellement d'air doivent également être estimés de manière précise [39, 96]. Néanmoins, malgré l'influence de tous ces paramètres, les résultats numériques semblent être plus proches des données expérimentales qu'aux autres échelles lorsque les conditions sont contrôlées : la sous-estimation de l'humidité relative est moindre [17, 71] et le manque de sensibilité du modèle est moins important [82]. Lorsque l'on modélise un bâtiment ou une pièce en conditions réelles, les écarts restent importants [22, 39, 97].

Les phénomènes de transfert de chaleur et d'humidité dans le matériau et la paroi sont complexes à simuler. Pour ces études, l'impact des propriétés hygrothermiques et de la structure microscopique sont plus importants et peuvent expliquer les difficultés. Une difficulté supplémentaire apparaît à l'échelle paroi avec la présence de plusieurs couches et les contacts entre couches à modéliser. À l'échelle du bâtiment, le bilan est effectué, en général, en assimilant l'air ambiant à une seule zone homogène et en prenant en compte les flux dus aux parois, aux charges, aux infiltrations et à la ventilation. À cette échelle, des erreurs sur le flux dû aux parois peuvent être compensées par les autres phénomènes, permettant de diminuer les écarts sur la comparaison entre mesures et simulations dans le volume d'air. Néanmoins, les études ont montré qu'il est difficile de modéliser le couplage entre les murs et l'air ambiant et de prendre en compte certains paramètres extérieurs (infiltrations, ventilation, charge). Les études aux trois échelles montrent également la difficulté de mener des études en conditions réelles. De plus, à l'échelle de la paroi et du volume d'air, les conditions initiales peuvent être difficiles à fixer notamment lors d'études en conditions réelles, comme dans [107] où les simulations ont été initialisées avec trois années de mesures pour améliorer la comparaison entre mesures et simulations pour une maison en béton de chanvre. Il est difficile de connaître la condition initiale dans toute la paroi étant donné que celle-ci n'est pas forcément homogène. Cela peut expliquer les difficultés supplémentaires dans la comparaison mesures/simulation.

2.5 Conclusion

La prédiction des transferts d'humidité est une problématique importante par l'influence de l'humidité sur le confort des occupants, la durabilité des matériaux et sur les performances énergétiques

d'un bâtiment. Il est nécessaire de disposer d'outils performants permettant de retranscrire la réalité à différentes échelles : matériau, enveloppe et bâtiment. De nombreux outils de simulation hygrothermique ont été développés [62, 108] et, malgré une diversité des formulations, les résultats obtenus avec ces différents outils sont proches les uns des autres. Néanmoins, les modèles de transferts couplés doivent être fiabilisés en comparant leurs résultats avec les mesures expérimentales.

L'ensemble des études rapportées montre que le comportement hygrothermique du matériau n'est pas correctement reproduit par les modèles en utilisant les propriétés des matériaux déterminées par les méthodes standards. Les déviations apparaissent principalement pour les matériaux fortement hygroscopiques soumis à des sollicitations dynamiques. Le régime transitoire est plus compliqué à reproduire. Afin de pallier ces insuffisances, dans le chapitre suivant, nous mettons en place une méthode pour identifier les propriétés du matériau à partir de mesures en régime transitoire.

À l'échelle du volume d'air, la prédiction est plus complexe lorsque des matériaux hygroscopiques sont présents. De plus, à cette échelle, d'autres paramètres sont importants notamment la présence d'infiltrations dans un bâtiment, de la ventilation et des charges internes comme les occupants. La modélisation à l'échelle du volume d'air est étudiée dans le chapitre 5 pour mettre en évidence l'impact des transferts d'humidité sur l'ambiance intérieure.

Cet état de l'art a permis de mettre en évidence l'importance du type de matériaux et de l'estimation des propriétés des matériaux dans la prédiction des transferts. De plus, des études [90, 101, 102, 109, 110] affirment que certains phénomènes, non pris en compte dans le modèle notamment pour les matériaux fortement hygroscopiques, pourraient expliquer les écarts. L'hypothèse d'équilibre local est remise en cause dans plusieurs études qui considèrent qu'il faudrait modéliser les différentes phases présentes dans le milieu poreux (eau libre, eau liée et eau vapeur) de manière séparée en prenant en compte les échanges entre elles. Des approches multi-échelles peuvent être utilisées pour modéliser l'impact de la structure microscopique du matériau. De plus, la présence de l'air dans la matrice solide peut jouer un rôle sur les transferts d'humidité avec le phénomène d'advection. Ces hypothèses seront étudiées dans le Chapitre 4.

Chapitre 3

Estimation des propriétés hygriques à partir de mesures en régime transitoire

Sommaire

3.1	Introduction	86
3.2	Méthodologie d'identification des propriétés hygriques : application à l'isolant fibre de bois (article, Building and Environment, 2018)	86
3.3	Application à la caractérisation des panneaux de bois contrecollé	110
3.3.1	Étude expérimentale	110
3.3.2	Identification des propriétés	113
3.3.3	Influence de la colle	115
3.3.4	Influence d'un revêtement	117
3.4	Discussion	118
3.4.1	Paramètres expérimentaux influençant l'identification : durée et type d'échelon	118
3.4.2	Dispersion de résultats	119
3.5	Conclusion	124

3.1 Introduction

Dans le chapitre précédent nous avons mis en évidence les difficultés des modèles actuels à reproduire correctement le comportement des matériaux fortement hygroscopiques en utilisant les propriétés déterminées par les méthodes standards en régime permanent. Les écarts entre mesures et simulations sont plus importants lorsque les échantillons sont soumis à des conditions aux limites variables comme celles que l'on rencontre en physique du bâtiment. Certaines études montrent qu'une modification des propriétés hygriques permet d'améliorer les prédictions [17, 48, 81, 111–113]

Ces incertitudes sur les propriétés des matériaux seraient liées à une insuffisance et une mauvaise interprétation des méthodes standards de détermination des propriétés hygriques : méthode de la coupelle (ISO 12572) pour la perméabilité à la vapeur et les méthodes gravimétriques (ISO 12571) pour l'isotherme de sorption. De plus, un inconvénient lié à ces méthodes est qu'elles prennent beaucoup de temps, particulièrement pour la mesure de l'isotherme de sorption. Par exemple, jusqu'à dix mois sont nécessaires pour un test complet sur un béton cellulaire [114].

Afin de pallier ces insuffisances, dans ce chapitre, nous proposons une méthode permettant d'estimer les propriétés hygriques des matériaux (isotherme de sorption et perméabilité à la vapeur) à partir de mesures réalisées en régime transitoire. Cette méthode, utilisant un algorithme de méthode inverse, est appliquée à deux matériaux hygroscopiques dérivés du bois : l'isolant fibre de bois et le bois contrecollé (CLT) afin de comparer les propriétés estimées à celles mesurées en régime permanent. L'estimation des paramètres a été effectuée en soumettant les échantillons à différents échelons d'humidité.

L'étude sur la fibre de bois, présentée au travers d'un article de journal [23], permet de mettre en évidence les paramètres expérimentaux importants afin d'obtenir l'estimation la plus précise. Les mesures dynamiques ont été mises en place sur ce matériau dont la dynamique est plus rapide et plus connue que d'autres matériaux bois [25, 48, 102, 115, 116]. La méthode est ensuite appliquée à des échantillons de bois contrecollé afin d'étudier l'influence de la couche de colle entre les panneaux contrecollés et celle d'un revêtement sur le transfert d'humidité et les propriétés associées. Les résultats sur les deux matériaux sont discutés notamment en termes de dispersion des résultats.

3.2 Méthodologie d'identification des propriétés hygriques : application à l'isolant fibre de bois (article, *Building and Environment*, 2018)

La méthode d'identification des propriétés hygriques de matériaux est présentée dans un article publié [23], intégralement cité ci-après, où elle est appliquée à l'isolant fibre de bois. Les propriétés hygriques sont estimées en utilisant une méthode d'identification de paramètres afin d'avoir le meilleur accord entre les mesures en régime dynamique et les simulations. Les valeurs des propriétés sont comparées à celles obtenues avec les méthodes standards en régime permanent sur des échantillons de matériau de fibre de bois issus du même lot. Ces propriétés obtenues avec les méthodes standards et estimées par plusieurs laboratoires de manière indépendante, sont ainsi considérées comme la référence pour la comparaison avec les nouvelles propriétés estimées.

Les données expérimentales utilisées pour l'identification ont été obtenues en soumettant les échantillons de fibre de bois à des sollicitations hygriques en régime transitoire. Le protocole a tout d'abord été validé en étudiant sa reproductibilité et en vérifiant que les transferts de chaleur et d'humidité sont unidimensionnels et qu'ils ne sont pas perturbés par l'introduction des capteurs. Une attention particulière est portée au traitement des incertitudes. De plus, le protocole mis en place

3.2 Méthodologie d'identification des propriétés hygriques : application à l'isolant fibre de bois (article, Building and Environment, 2018)

permet d'étudier le rôle de différents paramètres expérimentaux (données d'entrée, nombre de capteurs, position des capteurs) afin d'obtenir l'identification la plus précise possible.

Après l'identification, la méthode de caractérisation est validée en utilisant les propriétés obtenues pour simuler un autre cas expérimental obtenu avec le même dispositif. On peut noter qu'une autre validation des propriétés a été proposée dans [117] en utilisant des données expérimentales issues du projet Hygrobat obtenues à l'échelle du mur soumis à des conditions réelles d'un côté. De plus, cela ne sera pas présenté dans la suite mais nous avons vérifié la robustesse des valeurs estimées par rapport aux valeurs initiales des paramètres.

Les différentes étapes et les résultats de cette étude sont décrits en détail dans l'article qui suit.

NB : Les notations dans l'article tel que publié peuvent différer de la nomenclature générale de cette thèse

Dynamic experimental method for identification of hygric parameters of a hygroscopic material

Journal : Building and Environment, accepté le 01/01/2018

Thomas Busser^{a,b*}, Julien Berger^a, Amandine Piot^b, Mickael Pailha^a and Monika Woloszyn^a

^a Univ. Grenoble Alpes, Univ. Savoie Mont Blanc, CNRS, LOCIE, 73000 Chambéry, France

^b University Grenoble Alpes, CEA, LITEN, DTS, INES, F-38000, Grenoble, France

*corresponding author, e-mail address : thomas.busser@univ-smb.fr

Abstract

The standard methods to determine the vapour permeability and the moisture sorption curve may lack of accuracy since discrepancies are observed when comparing numerical predictions to experimental data. Moreover, these properties are determined in steady state conditions while the numerical predictions are carried in transient regime. Thus, this paper presents an experimental design to estimate these properties using dynamic measurements and identification method. The experimental facility is presented, enabling to measure at the same time the relative humidity within the material and the total moisture content. The performance of the facility and protocol in terms of reproducibility, uncertainty and direction of heat and moisture transfers are checked, confirming the abilities of the set-up. Then, experimental results are used to determine the hygrothermal material properties using a trust-region algorithm. Investigations are done to analyse important issues as the choice of the observation: relative humidity and/or mass measurements, to solve the parameter estimation problem. The estimated properties are finally validated by comparing the numerical predictions with experimental data for other boundary conditions.

Keywords: Hygroscopic materials; Vapour permeability; Sorption capacity; Experimental design; Parameter estimation problem

1 Introduction

1.1 Context

Moisture may have a great impact at the material scale for the durability [1] and at the building scale for the building's performance [2–4] and the perceived indoor air quality [5–8]. Therefore, several simulation tools have been developed to predict moisture behaviour of construction [9].

These simulation tools model the coupled heat and moisture transfer through porous materials. Good knowledge of material properties such as liquid conductivity, water vapour permeability and the sorption isotherm is required for an accurate prediction of these phenomena [10]. These hygrothermal properties strongly depend on moisture content, mainly for so-called highly hygroscopic materials such as wood-based material. They are commonly estimated using standards experimental characterisation methods: gravimetric methods (ISO 12571) for moisture capacity and cup method (ISO 12572) for vapour permeability. Measurements of these properties can be conducted with a high repeatability and reproducibility [11] and are widely reported in the literature.

1.2 Problem statement

Nevertheless, these methods are increasingly challenged for two main reasons. Firstly, it can be noted that the use of these properties in numerical simulation can lead to some discrepancies with experimental data from transient measurements. In literature, several studies report that the hygrothermal models using properties measured with standard methods do not accurately reproduce the hygrothermal transfers under dynamic load, particularly for highly hygroscopic materials [12–15]. The

experimental moisture front seems to move faster than the simulation results. Several factors could explain these deviations such as for example the uncertainties of input material data and of boundary conditions. Interested reader can consult [16] for a complete review on such comparison. Moreover, some preliminary investigations using WUFI software showed the same tendency, as reported in [17]. Secondly, there is some doubt on the accuracy of these steady-state methods mainly for the estimation of the vapour permeability of highly air-permeable materials. On one hand, the cup methods neglect the air transfer through the material. In the case of highly air-permeable materials, this assumption can be questioned because a difference of total pressure between the two sides of the material could be created and lead to an under-estimation of vapour permeability [18]. On the other hand, the measure of the vapour permeability at a relative humidity $\phi = 0.75$ is performed by imposing a gradient of moisture between two ambient at relative humidity $\phi = 0.5$ and $\phi = 1$, respectively. This assumption could lead to a lack of accuracy in the estimation of the property and their variation as a function of relative humidity. Over all these issues, these methods are time-consuming, especially for the sorption isotherm measurement since they need to reach the steady state. For instance, up to ten months were needed for a full test on a autoclaved aerated concrete reported in [19]. In addition, [20] shows that the classical assumption of equilibrium between moisture storage and relative humidity has to be questioned.

1.3 Objective of the paper

For these reasons, dynamic measurement methods are increasingly used to characterise the hygric properties. For example, the Dynamic Vapour Sorption equipment is used to estimate the sorption isotherm curve in dynamic conditions [21, 22]. The results obtained give similar results to the ones achieved with traditional methods [19, 23]. The vapour diffusion coefficient can also be determined using transient method [24, 25]. The parameters can be estimated considering the diffusion coefficient as a constant to obtain an analytical solution of the diffusion equation [25, 26]. This could represent a tricky point in case of non-linear and coupled equations. Therefore, it is worth investigating the use of dynamic measurements combined with a parameter estimation method to characterise a material's properties. This methods allow the use of dynamic temperature, mass and relative humidity measurements, which contain more information than steady-state observations traditionally used by standard methods. However, the definition of an experimental design to carry out dynamic measurements for the estimation of moisture properties is a challenging issue [27, 28]. For instance, in [29] and [30], thermal and physical properties are estimated using only temperature measurements during a drying process. In [13], the liquid and vapour transfer coefficients used are determined for hemp material submitted to a drying process. To do this, only the moisture content measurements are used [31]. Another study proposes the determination of hygrothermal properties using only the mass measurements during a moisture buffer value test [32]. The relative humidity measurements within the material can also be used to identify properties, such as diffusivity [33], vapour permeability and the sorption isotherm [34, 35] or even the advection coefficient when the air advection within a material is considered [35]. It can be noted that most studies identify the properties using either the mass measurements only or the relative humidity only.

Therefore, the present work aims at proposing a robust design to carry out dynamic measurements for the estimation of material properties. Given that the parameter estimation accuracy strongly depends on the experimental design, the influence of location and number of sensors will be investigated. This article is organised as follows. In Section 2, the dynamic experimental method used for providing measurements is described. Then Section 3 analyses the hypothesis of the protocol, particularly the reproducibility and the assumption of one-dimensional transfers. In Section 4, the identification process is described and applied to several configurations to determine the best experimental design and to provide the best accuracy of the material properties. Finally Section 5 validates the method using another experimental case.

2 Dynamic experimental method

The aim of the experimental measurements presented here is the study of moisture transfer in a material and characterisation of the material properties using a dynamic method. These experiments

at the material scale, carried out at LOCIE laboratory at the University Savoie Mont-Blanc in France, have to be sufficiently accurate, easily interpretable and reproducible. The protocol presented here is used to study highly hygroscopic materials.

2.1 The experimental set-up

The test facility used to carry out the experiment, called the RH-Box, is shown in Figure 1. It is composed of two climatic chambers connected by an airlock. The temperature of each chamber is controlled independently using a thermostatically-controlled water bath allowing water to circulate in a heat exchanger located at the rear of the chamber. Different saline solutions are used to control the relative humidity level in each chamber. Currently, chambers 1 and 2 are set at $\phi_1 = 33\%$ and $\phi_2 = 75\%$ using, respectively, MgCl_2 and NaCl saturated saline solutions.

Another climatic chamber can also be used (Figure 1(b)). It is independent of the others as there are no doors linking the other two chambers. The relative humidity level is controlled at $\phi = 10\%$, with NaOH saline solution, to initially pre-condition the materials tested.

The temperature and relative humidity inside the RH-Box are measured with Rotronic sensors with an accuracy of $\pm 2\%$ for the relative humidity and $\pm 0.3\text{ }^\circ\text{C}$ for the temperature. The inside air relative humidity level of box 1 is measured at $\phi = 33\%$ and the temperature is controlled at $24.5\text{ }^\circ\text{C}$. For the second climatic chamber, the relative humidity is 73% and the temperature is $24\text{ }^\circ\text{C}$.

The samples are placed above the saline solution on grids. To measure the sample weight evolution over time, a precision balance with a suspended plate inside the box is used. To avoid perturbations of the chamber conditions, the samples are handled using gloves and introduced or removed with two door locks at each side. The two chambers are linked with an airlock to easily and instantaneously change the humidity boundary conditions for the samples while passing from one box to another. When the saline solutions are renewed, two fans can be used to homogenise the inside air and control the inside conditions more rapidly.

2.2 Experimental protocol

The facility is used to carry out transient experiments which consist in submitting the samples to single or multiple moisture steps with continuous measurements. As the independent climatic chamber at $\phi = 10\%$ is not linked to the others (Figure 1(b)), it is only used for initial conditions and not to perform a dynamic step to $\phi = 10\%$. The pre-conditioning is reached when the mass change of the samples is lower than 0.05% for successive weighings taken 24 h apart. The samples can be conditioned at $\phi = 10\%$, $\phi = 33\%$ or $\phi = 75\%$. The possible experiments are $10\% - 33\%$, $10\% - 75\%$, $33\% - 75\%$ for a single step, $10\% - 33\% - 75\% - 33\%$ and $10\% - 75\% - 33\% - 75\%$ for multiple steps.

The temperature and relative humidity inside the samples are measured with HygroPuce (Waranet) wireless sensors. The accuracy is $\pm 2\%$ for the relative humidity and $\pm 0.12\text{ }^\circ\text{C}$ for the temperature. The sensors are 0.6 cm thick and 1.6 cm in diameter, as illustrated in Figure 2(a). These sensors have a time step of 20 min and 2 months of autonomy with a response time at 90% between 5 to 10 min for the relative humidity and 2 min for the temperature.

The samples are cylindrical, with a 10-cm diameter and 8-cm thickness. The size of the samples was chosen to avoid edge effects and to minimise the perturbation related to sensor location inside the sample. Moreover, to ensure one-dimensional moisture transfer, the side and bottom surfaces of the samples are covered with vapour-tight aluminium tape and glued on a white acrylic seal, as illustrated in Figure 2(b).

During the experiments, the relative humidity, ϕ , and the temperature, T , are measured within the samples at different thicknesses and the mass change is obtained by weighing samples regularly. The accumulated mass of water within the sample, m_w , is calculated using the mass of the sample, m , by:

$$m_w = m(t) - m_0 \quad (1)$$

where m_0 is the initial mass of sample.

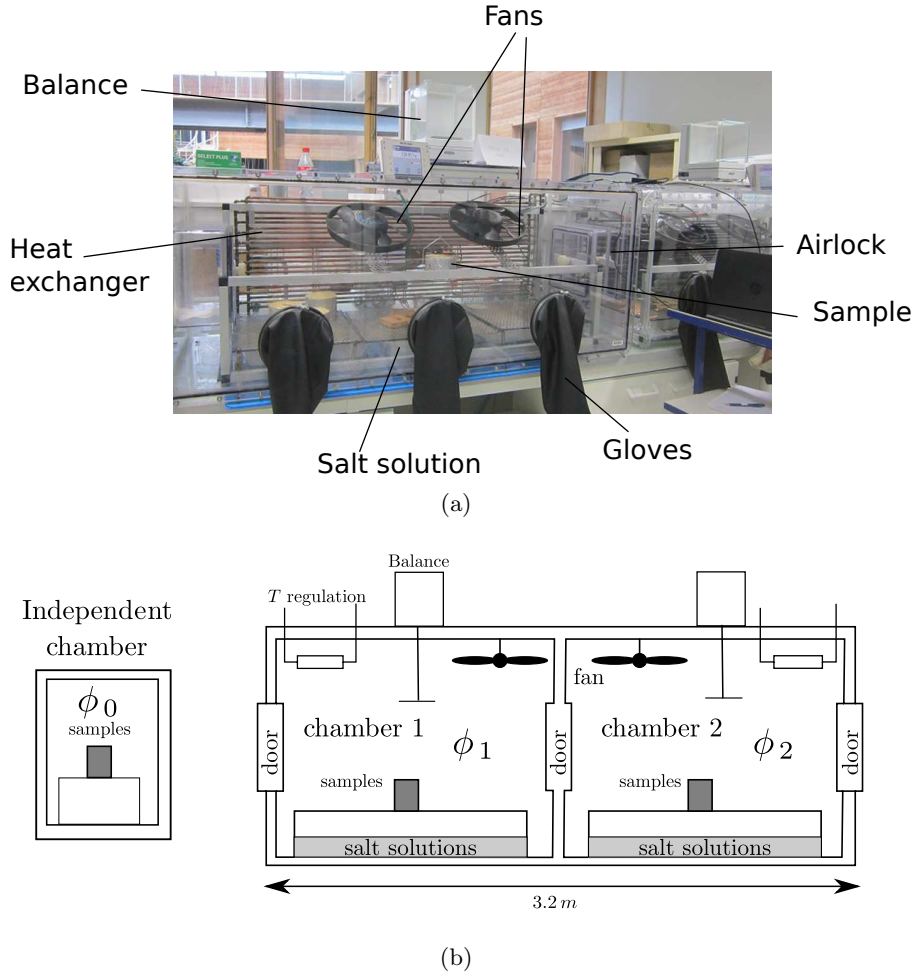


Figure 1: Double climatic chamber regulated in temperature and relative humidity (RH-Box): (a) picture and (b) principle schematic.

Then it is possible to define $\Delta \mathbf{Y}_{\text{obs}}$ the difference between a measured value \mathbf{Y}_{obs} at a location x_0 , $\mathbf{Y}_{\text{obs}}(x_0, t)$ and the average value, $\overline{\mathbf{Y}_{\text{obs}}}(t)$, for different tests or different sensors according to the analysis carried out:

$$\Delta \mathbf{Y}_{\text{obs}} = \mathbf{Y}_{\text{obs}}(x_0, t) - \overline{\mathbf{Y}_{\text{obs}}}(t) \quad (2)$$

where \mathbf{Y}_{obs} can represent the relative humidity, ϕ , the temperature, T , or the mass of water, m_w .

The mass of the sample is obtained using a Mettler Toledo precision balance (XPE603S). This device is connected to a computer and a Labview program registers weight measurements every 1 min, especially at the beginning of the relative humidity step to obtain detailed sorption kinetics. After several days, the weight measurements are increasingly spaced to reach a single weighing per day for each sample near equilibrium.

To measure moisture diffusion within the material, HygroPuce sensors are inserted at the middle of each sample at different thicknesses to avoid edge effects: one, two or three sensors are used. The sensors are placed within the material by cutting the samples at a location $x = X$ and inserting sensors between the layers. Then the samples are covered with aluminium foil keeping a constant total thickness of 8 cm. The different configurations tested are represented in Figure 3. At the end, seven different samples were tested.

This method allows simultaneous measurements of two variables: a local variable which is, i.e. the relative humidity at a specific location in the material, and a global variable, which is the average moisture content w (kg/m^3) or the accumulated mass of water m_w (g or kg).

For each step, the experiment can be conducted until reaching the steady state. Alternatively, the duration of the step can be reduced. The equilibrium state is reached when the sample weight

is stable, that is to say a constant mass is reached if the change of mass between three consecutive weighings, each taken 24 h apart, is less than 0.05 % of the total mass:

$$\left(\frac{|m(t + 24h) - m(t)|}{m(t)}, \frac{|m(t + 48h) - m(t + 24h)|}{m(t + 24h)} \right) < 0.05 \%$$

A preliminary experiment was carried out to estimate the convective mass transfer coefficient, h_m , at the top surface of the sample. The protocol is adapted from [36] and explained in [35]. This method provided an estimation for the convective mass transfer over a hygroscopic material in the test facility: $h_m = 9.8 \cdot 10^{-9} \text{ kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s} \cdot \text{Pa})$.

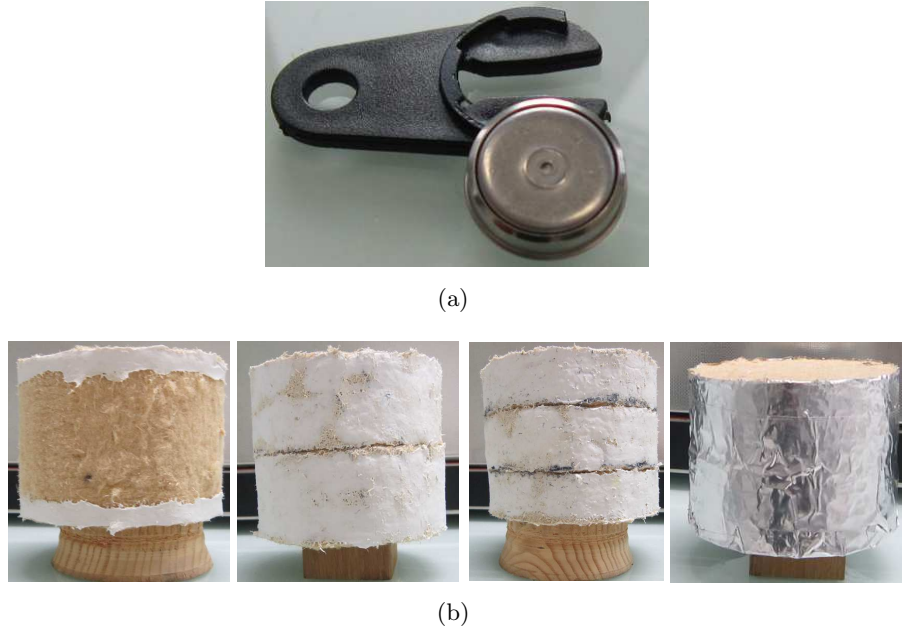


Figure 2: (a) Sensors measuring relative humidity and temperature and (b) wood fibre samples with white acrylic seal and with aluminium tape.

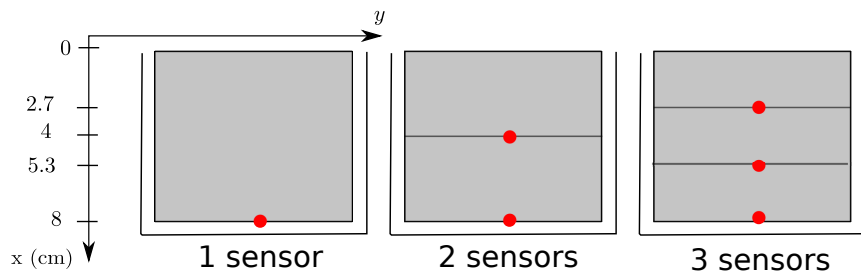


Figure 3: Configurations tested and positions of sensors in samples

2.3 Measurement uncertainties

2.3.1 Relative humidity and temperature measurement

In an experiment, several sources of uncertainty have to be taken into account and estimated. The total uncertainty on the measurement of relative humidity, σ_ϕ , can be evaluated considering the propagation of the uncertainties due to (i) sensor measurement, σ_m , (ii) sensor location, σ_X . It should be noted that uncertainties due to contact resistance between the sensor and the material are difficult to estimate and not explicitly taken into account here. Their impact will be discussed later in

section 3.1 as well as the assumption of unidimensional transfer in section 3.2. The total uncertainty on relative humidity is given by the formula of the uncertainty propagation [37]:

$$\sigma_{\phi} = \sqrt{\underbrace{(\sigma_{meas})^2}_{measure} + \underbrace{(\sigma_X)^2}_{location\ sensors}} \quad (3)$$

where σ_X at a location X within the material depends of the uncertainty on the measurement of the sensor location, dx, by:

$$\sigma_X = \left. \frac{\partial \phi}{\partial x} \right|_{x=X} \cdot dx$$

The term $\frac{\partial \phi}{\partial x}$ was evaluated using a numerical computation of the direct problem in [35] for the different ranges of humidity, and the results show a maximum value of 0.04 %/m. In the case of relative humidity $\phi = 10\%$, the sensor uncertainty $\sigma_m = 2\%$, and the sensor location uncertainty $dx = 0.1 \text{ mm}$, the total uncertainty on the measurement is on the order of 2%. The contribution of the uncertainty of the sensor location is 100 times lower than that of the sensor measurement.

The total uncertainty on the temperature measurement can also be developed as:

$$\sigma_T = \sqrt{\underbrace{(\sigma_{meas})^2}_{measure} + \underbrace{(\sigma_X)^2}_{location\ sensors}} \quad (4)$$

The **HygroPuce** sensors were calibrated with a standard sensor before the experiment by **Waranet**. With these measurements, a calibration equation is developed for each sensor to correct the relative humidity and temperature readings. The temperature range is $-20 \text{ }^{\circ}\text{C}$ to $70 \text{ }^{\circ}\text{C}$ and the maximum difference between the corrected sensor and the reference is $0.03 \text{ }^{\circ}\text{C}$ lower than the measurement uncertainty considered for the sensors ($\pm 0.12 \text{ }^{\circ}\text{C}$). The relative humidity was verified from 6 % to 99 % with chilled mirror standard sensors (**Rotronic HC2**), with an uncertainty of 0.8 %. The difference between the standard sensors and the corrected measurements increases with the relative humidity level; the maximum difference is 1.4 %. This difference is lower than the sensors' uncertainty ($\pm 2\%$).

2.3.2 Mass measurement

The mass gain of the sample is measured with a balance (**Mettler Toledo XPE603S**). The measurement uncertainty is quantified through the variance which is estimated using the technical specifications of the balance. The total variance, which includes the repeatability σ_{rp}^2 , the non-linearity σ_{nl}^2 , the tolerance of calibration weight σ_{cal}^2 and the temperature sensitivity σ_{ts}^2 , is expressed by [38]:

$$\sigma_m = \sqrt{\sigma_{rp}^2 + 2\sigma_{nl}^2 + m^2(\sigma_{cal}^2 + \sigma_{ts}^2)} \quad (5)$$

where m^2 is the mass of sample. Each variance can be assessed using the data specifications of the data sheet [38].

In the present case, the repeatability is $\sigma_{rp}^2 = 0.9 \text{ mg}$, the non-linearity is $\sigma_{nl}^2 = 2 \text{ mg}$, the tolerance of calibration weight is $\sigma_{cal}^2 = 1.2 \text{ mg}$ and the sensitivity temperature drift is $\sigma_{ts}^2 = 0.0002 \text{ }^{\circ}\text{C}$ with a temperature variation of 2°C . All in all, we obtain a uncertainty for mass measurement of $\sigma_m = 0.2 \text{ g}$.

2.4 The material tested

The material investigated here is wood fibre insulation. Its properties were previously determined by several laboratories during the French collaborative project **Hygrobat** [28, 39] using standard steady-state methods (cup method, gravimetry) and are given in Table 1. In the following, these properties are considered as *a priori* values. The mass of a typical sample is approximately 200 g.

Properties	Values/expression	Unit
Porosity	$\epsilon = 0.9$	-
Density	$\rho = 146$	kg/m ³
Heat capacity	$C_p = 11 T + 1103.1$	J/kg/K
Thermal conductivity	$\lambda = 0.28 \theta + 0.108 T + 38$	mW/m.K
Adsorption isotherm curve	$\theta = 4 \cdot 10^{-5} \phi^3 - 0.0049 \phi^2 + 0.2702 \phi$	%
Vapour permeability	$\delta_v = 3.75 \cdot 10^{-11} + 6.8 \cdot 10^{-13} \phi$	s

Table 1: Material properties of wood fibre material tested determined with standard methods [28, 39]. T is in °C, ϕ in % and θ in %/°.

3 Assessment of experimental hypothesis

3.1 Validation of the cutting protocol and reproducibility

In the experiment, several configurations are possible with one, two or three sensors within the samples. As described previously, the sensors are inserted in the material by cutting them in several slices before reconstituting the sample. This protocol could create an air layer between two slices of material after reconstitution. Moreover, sensors could change the localised moisture distribution because a small volume of material was replaced by the sensors. To study possible impacts on the results, the relative humidity and accumulated mass of water measured for different configurations are compared in Figure 4. This graph allows also to check the reproducibility of the protocol. The two graphs show that the results for the three samples are close to each other for both the relative humidity at the bottom of the sample (Figure 4(a)) and the mass of water (Figure 4(b)). Similar verifications are conducted at different locations, using two samples with three sensors. Results, shown in Figure 5, demonstrate good reproducibility.

The difference in the measured relative humidity between the different tests and the average relative humidity is calculated by equation (2) using $\bar{\phi}(t) = \frac{\phi_1(t) + \phi_2(t) + \phi_3(t)}{3}$ and plotted in Figure 6(a). Even if the maximum value of the difference (2.3%) is greater than the uncertainty measurement, we can note that 99% of data are lower than 2%. For the mass, the difference Δ_{m_w} calculated with Equation (2) in Figure 6(b) is lower than the uncertainty (0.2 g).

Consequently, these results confirm that the hygrothermal behaviour is not impacted by processing the samples or adding the sensors by removing a small volume of the material. This confirms the validity of the experimental method and the reproducibility of the experiment.

3.2 Verification of one-dimensional heat and mass transport

The samples tested are sealed with aluminium tape at the lateral and bottom surfaces to ensure one-dimensional moisture diffusion through the top of the material along the x-axis (see Figure 3). Nevertheless, it is important to measure the temperature and moisture distribution in the other directions (y-axis and z-axis) within the sample to determine whether the heat and mass diffusion is 1-D. In a fibrous material, the two-dimensional or three-dimensional effects can become important due to several causes: air advection within the material, heterogeneity of wood-based materials, etc. Additional problems may arise from imperfections due to sample preparation (asymmetry, air layer) and sensor intrusiveness.

To study these effect, Hygropuce sensors are placed at different positions in the y-direction at depths at $x = 5.3\text{cm}$ and $x = 2.7\text{cm}$ (Figure 7). The sample is first placed in the climatic chamber with a 75% relative humidity level for 6 days and then in the 33%-relative-humidity climatic chamber for 8 days. The initial conditions of this experiment are the laboratory ambient conditions.

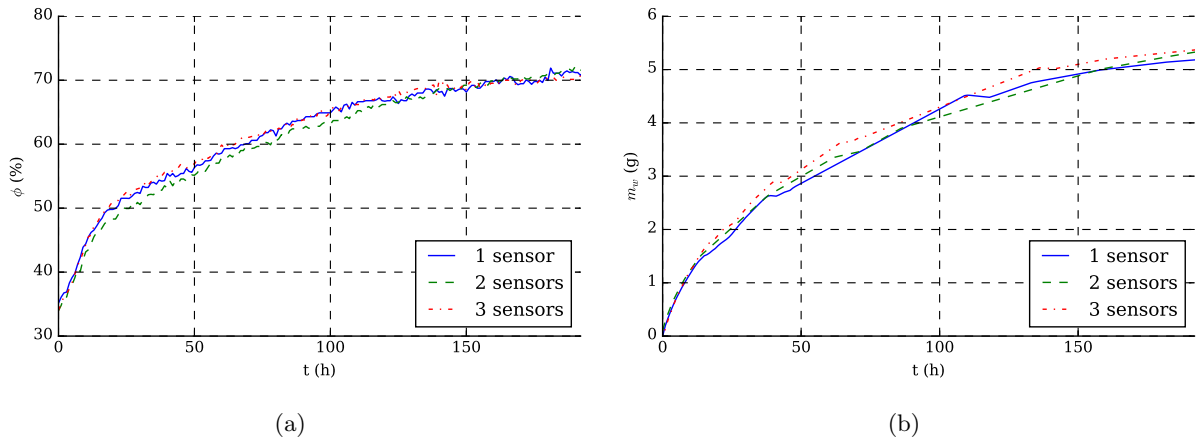


Figure 4: Samples with different numbers of sensors: (a) Measured relative humidity at $x = 8$ cm and (b) mass of water.

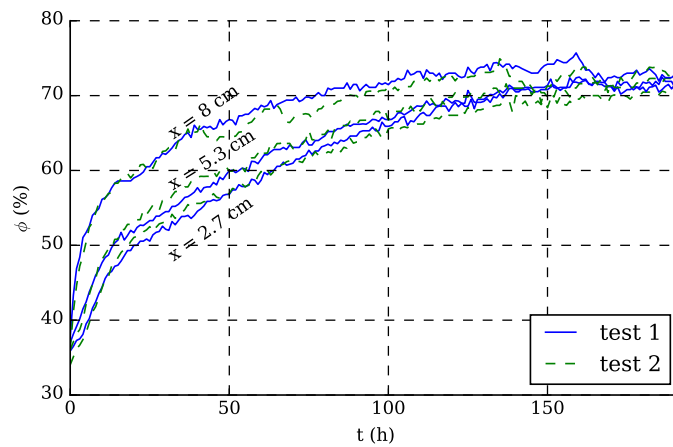


Figure 5: Relative humidity measured at different depths within the sample for two tests with the same boundary conditions

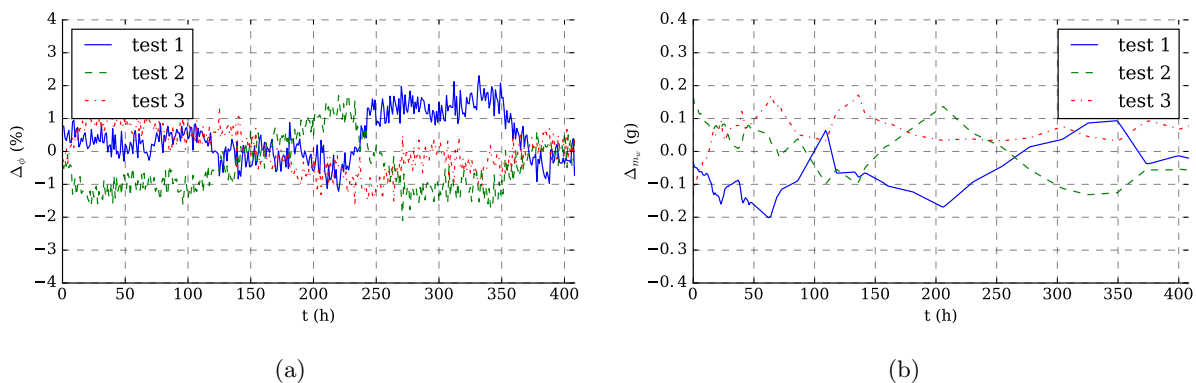


Figure 6: Difference with average for three different tests: (a) relative humidity at $x = 8$ cm and (b) mass of water.

Figures 8(a) and 9(a) present the relative humidity and temperature measured during the test for the sensors at $x = 2.7$ cm. The different curves are close to each other and appear almost superimposed. The deviation to the 1-D transport is quantified by computing the difference between the sensors and the average value for the same depth, noted Δ_ϕ and Δ_T , with Equation (2).

Figure 8(b) represents the variation of Δ_ϕ as a function of time and Figure 9(b) represents Δ_T .

The same results were obtained at the other depth of 5.3 cm but are not presented here.

For relative humidity, the maximum value of the difference Δ_ϕ is lower than $\pm 2\%$ and 95 % of the data are lower than 1 % (Figure 8(b)). Therefore, at one depth relative humidity can be considered as constant, because the difference is lower than the sensors' uncertainty. The temperature difference is lower than $\pm 0.2\text{ }^\circ\text{C}$, which is on the same order of magnitude as uncertainty. Therefore, for moisture and temperature, the transfers in radial direction can be considered as negligible. Moreover, the central location is chosen for remaining tests.

Moreover, the differences Δ_ϕ and Δ_T seem to be greater when the relative humidity step occurred, approximately at time $t = 140\text{ h}$, especially for the temperature. This can be explained by the fact that at the beginning of a relative humidity step, sorption heat is absorbed by water during the phase change. This phenomenon can be seen to be more sensitive to sample heterogeneity and edge effects. However, the differences measured remain lower than measurement uncertainty.

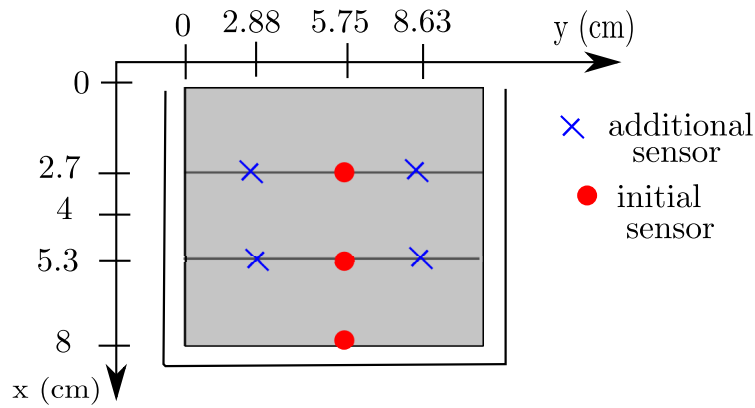


Figure 7: Additional sensors to verify one-dimensional transport

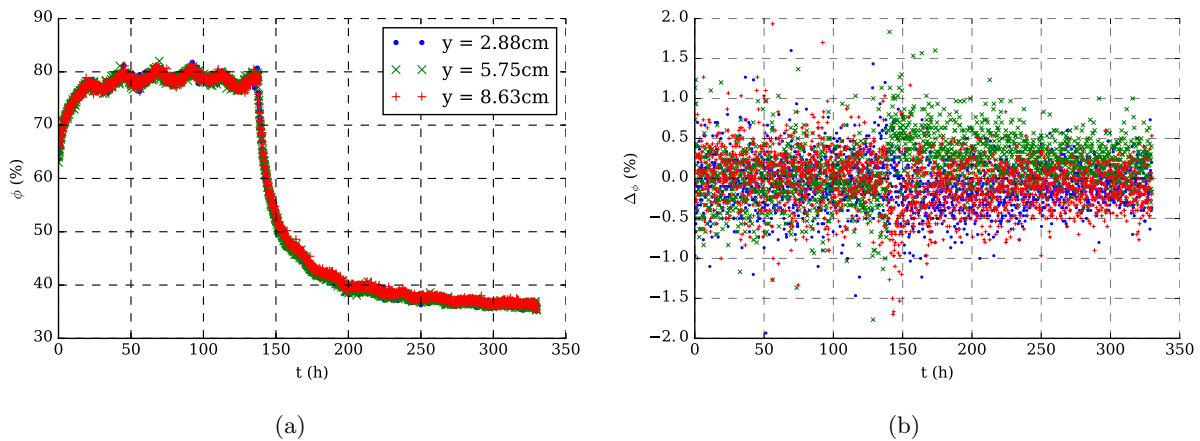


Figure 8: Relative humidity results at a depth of 2.7 cm: (a) relative humidity measured at different positions and (b) difference between individual relative humidity sensors and the average relative humidity.

4 Identification of material properties

4.1 Mathematical formulation of heat and moisture transfer in porous media

The modelling of heat and moisture transport in porous material described here is based on [40] and [41]. The building materials are assumed to be porous media, containing air and water, in vapour

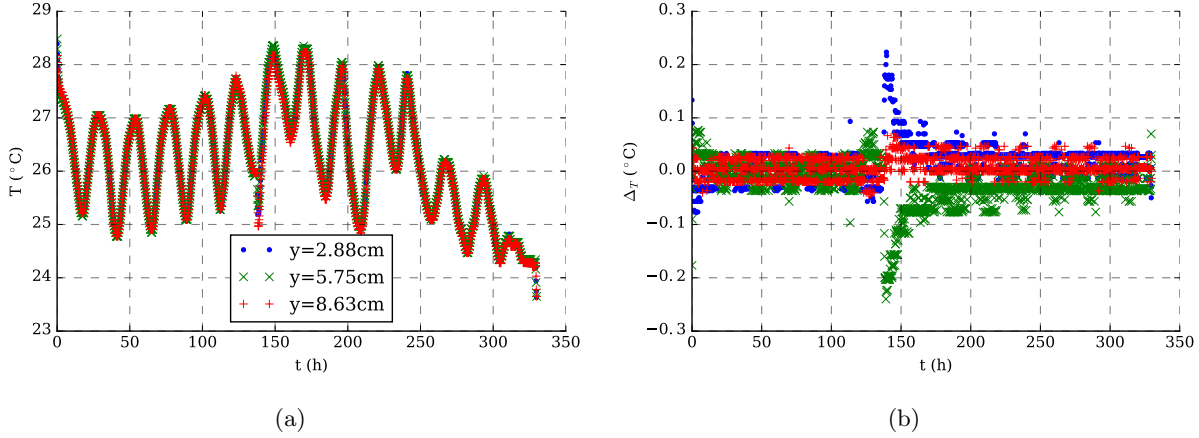


Figure 9: Temperature results at a depth of 2.7 cm: (a) temperature measured at different positions and (b) difference between individual temperature sensors and the average temperature.

and liquid forms. Like most models in the literature, for this first investigation the air transfer is not considered. Moreover, knowing the relative humidity level used in the experiments, the samples are assumed to stay within the hygroscopic domain. Therefore, liquid water transfer is neglected, as well as the sensible heat flux related to the mass transport. As was observed during protocol validation, the 1-D conservation equations for mass and energy are considered:

$$\frac{\partial w}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\delta_v \frac{\partial P_v}{\partial x} \right), \quad (6a)$$

$$\frac{\partial E}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} + L_v \delta_v \frac{\partial P_v}{\partial x} \right). \quad (6b)$$

where w is the moisture content, E is the energy, δ_v stands for the vapour permeability, λ is the thermal conductivity and L_v the latent heat of water evaporation.

The energy E can be written as:

$$E = (\rho_0 C_p + w C_{p,\ell}) T$$

where C_p and $C_{p,\ell}$ are specific heat of material and liquid water respectively. ρ_0 is the density of dry material.

The left term of the equation of mass conservation Equation (6a) is the moisture storage term. It can be written as:

$$\frac{\partial w}{\partial t} = \frac{\partial w}{\partial \phi} \frac{\partial \phi}{\partial P_v} \frac{\partial P_v}{\partial t} = \frac{1}{P_s} \frac{\partial w}{\partial \phi} \frac{\partial P_v}{\partial t}.$$

where ϕ is the relative humidity. The moisture storage within the material depends on the moisture capacity, $\xi = \frac{\partial w}{\partial \phi}$, which can be defined as the slope of the sorption isotherm curve, $w = f(\phi)$. In this work we focus on adsorption steps, therefore hysteresis effects are not considered. Moreover, we consider the sorption is independent of temperature.

Using the vapour pressure P_v as driving potential for moisture transport and the temperature, T , for the heat transport, Equation (6) becomes:

$$\frac{1}{P_s} \frac{\partial w}{\partial \phi} \frac{\partial P_v}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\delta_v \frac{\partial P_v}{\partial x} \right), \quad (7a)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} \left((\rho_0 C_p + w C_{p,\ell}) T \right) = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} + L_v \delta_v \frac{\partial P_v}{\partial x} \right). \quad (7b)$$

At the boundary, $x = 0$, the surface is in contact with the ambient air at temperature T_∞ and relative humidity ϕ_∞ . The boundary condition taking into account the convective transfer is given

by:

$$\delta_v \frac{\partial P_v}{\partial x} = h_m (P_s(T_\infty) \phi_\infty - P_v), \quad (8a)$$

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial x} + L_v \delta_v \frac{\partial P_v}{\partial x} = h_c (T_\infty - T) + h_m L_v (P_s(T_\infty) \phi_\infty - P_v). \quad (8b)$$

where h_m and h_c are, respectively, the convective mass transfer coefficient and the convective heat transfer coefficient.

At the boundary, $x = D = 8 \text{ cm}$ the moisture flow is imposed to be null (because of the aluminium tape) and for the temperature the convective transfer at the surface is considered:

$$-\delta_v \frac{\partial P_v}{\partial x} = 0, \quad (9a)$$

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial x} = h_c (T_\infty - T). \quad (9b)$$

The initial conditions at $t = 0$ are considered uniform in the material:

$$P_v(x) = P_{v,i}, \quad (10a)$$

$$T(x) = T_i. \quad (10b)$$

In this study, the model defined by Equation (7) was implemented in the `Dymola` environment. It is solved using a standard finite difference approach with a `RUNGE-KUTTA` adaptive in time scheme.

The hygric properties to be determined are: vapour permeability δ_v and the sorption isotherm curve $\theta = f(\phi)$. The material used in this work were previously characterised using traditional methods [42]. The sorption curve and vapour permeability were described as polynomial functions of the relative humidity, that is:

$$\theta = \theta_3 \phi^3 + \theta_2 \phi^2 + \theta_1 \phi, \quad (11a)$$

$$\delta_v = d_1 \phi + d_0. \quad (11b)$$

It should be noted that other functions can be used to describe these properties [43]. However, there are two main advantages of using polynomial formulations for material properties. First, they are continuously derivable, facilitating convergence of numerical methods. Second, they have been successfully used to model hygrothermal transfers, see for example [28, 44].

It is to be noted that only the primary adsorption isotherm is used in this work, as we focus on adsorption steps.

The values of d_i and θ_i obtained from the aforementioned characterisation will be further denoted *a priori* values. They are given in Table 1.

4.2 Parameter estimation problem - definitions

As stated in the introduction of this paper, the above *a priori* properties do not allow to reproduce correctly the experimental observation by numerical modelling. The properties will therefore be identified by solving a parameter estimation problem are used. The transient measurements obtained with the experimental facility described above. It is assumed that a set of experimental data of the field \mathbf{Y}_{obs} , (either relative humidity or moisture content) is available:

$$\mathbf{Y}_{\text{obs}} = \{ \phi(X, t_n), w(t_n) \},$$

where X corresponds to the points of observation in the material and t_n represents the discrete time of measurement.

The issue is to estimate two material properties depending on relative humidity: (i) moisture permeability, δ_v , represented by a first-degree polynomial and (ii) moisture content represented by a third-degree polynomial. All together, it yields five parameters to identify:

$$\mathbf{P} = \{ P_i \} = \{ d_0, d_1, \theta_1, \theta_2, \theta_3 \}.$$

The identification problem can be formulated as an optimisation problem. The estimated parameters, denoted with the superscript $^\circ$, are determined according to:

$$\mathbf{P}^\circ = \arg \min_{\mathbf{P}} (\mathbf{J}(\mathbf{P})),$$

where the cost function \mathbf{J} is defined as:

$$\mathbf{J}(\mathbf{P}) = \left\| \frac{\mathbf{Y}_{\text{obs}} - \mathcal{P}(\mathbf{Y}(\mathbf{P}))}{\sigma} \right\|_2,$$

where \mathcal{P} is used to project the numerical solution \mathbf{Y} from Equation (7) on the time grid of the discrete observations \mathbf{Y}_{obs} and σ is the measurement uncertainty of the field \mathbf{Y}_{obs} .

For discrete quantities, the \mathcal{L}_2 norm is usually defined as:

$$\|u - v\|_2 = \sqrt{\sum_{n=1}^{N_t} (u(t_n) - v(t_n))^2},$$

where N_t is the number of temporal time steps of the measurement.

The cost function is minimised using the least-square method. The `curve_fit` function within the `Python` environment is used for this purpose, providing an efficient trust-region algorithm with constraint on the unknown parameters [45]. Here, the vapour permeability cannot be lower than the vapour permeability of the air $\delta_{v,air} = 1.8 \cdot 10^{-10}$ s at 25 °C. Therefore, the following constraint is used:

$$d_0 + d_1 \phi \leq 1.8 \cdot 10^{-10}$$

The difference between the numerical solution \mathbf{Y} computed with the numerical model and the experimental data \mathbf{Y}_{obs} is called residual:

$$S(t) = \left| \mathbf{Y}_{\text{obs}} - \mathcal{P}(\mathbf{Y}(\mathbf{P}^\circ)) \right|.$$

The co-variance matrix of the estimated parameters, denoted \mathbf{V} , is computed after the parameter estimation using the measurement uncertainty. The diagonal provides the variance of the parameter estimated, denoted $v(P_i)$. Finally the standard deviation of the parameter P_i noted σ_{P_i} is defined as [46]:

$$\sigma_{P_i} = \sqrt{V(i,i)} = \sqrt{v(P_i)}$$

Standard deviation quantifies the spread of the estimated parameter value. It can be used as an estimator of the accuracy of the estimated parameters. Assuming a normal distribution of the values, the uncertainty on the parameter value P_i , equals twice the standard deviation, giving:

$$P_i = P_i^0 \pm 2\sigma_{P_i} \quad (12)$$

The identification process depends on several parameters, particularly the location and number of sensors and the type of input data. In the following sections all five parameters are determined in several cases. The aim is to obtain the most accurate parameter estimation, thus the value of the parameter uncertainty ($2\sigma_{P_i}$) is observed to highlight the best configuration. The issue is to determine: (i) the choice of the observations between the relative humidity measurement within the material and/or the water content and (ii) the number and position of the relative humidity sensors within the material.

4.3 Which observations should be chosen for the estimation?

In this section we try to answer the following question: does one get a more accurate set of parameters using relative humidity measurement, mass recording or both?

As shown in [35], the identification of several parameters for the same wood fibre material is more accurate with a long-duration moisture step between $\phi = 10\%$ and $\phi = 75\%$ relative humidity. Therefore, in this study, we consider a sample submitted to a step between $\phi = 10\%$ and $\phi = 75\%$ relative humidity with 14 days of measurements.

Several expressions of the objective function can be used according to the type of input data used. If only the mass data or the relative humidity data are used the objective function is J_m and J_ϕ , respectively:

$$J_m(\mathbf{P}) = \left\| \frac{m_{\text{obs}} - \mathcal{P}(m(\mathbf{P}))}{\sigma_m} \right\|_2, \quad (13a)$$

$$J_\phi(\mathbf{P}) = \left\| \frac{\phi_{\text{obs}} - \mathcal{P}(\phi(\mathbf{P}))}{\sigma_\phi} \right\|_2. \quad (13b)$$

When both mass and relative humidity are used, the objective function is $J_{\phi+m}$:

$$J_{\phi+m}(\mathbf{P}) = \left\| \frac{\phi_{\text{obs}} - \mathcal{P}(\phi(\mathbf{P}))}{\sigma_\phi} \right\|_2 + \left\| \frac{m_{\text{obs}} - \mathcal{P}(m(\mathbf{P}))}{\sigma_m} \right\|_2. \quad (14)$$

To compare the different cases, the relative humidity and mass of water computed using optimised vapour permeability and sorption curve are compared to the experimental data in Figures 10(a) and 11(a), respectively. Moreover, the residual for the different cases is also plotted in Figures 10(b) and 11(b).

4.3.1 Identification using mass only

First, the two hygric properties are identified fitting only the measured mass of water. The number of iterations to identify the properties is 81 for a total time of 2443 s. In Figure 11(a), measured data (dark point) are compared to the simulation with the *a priori* values of parameters (dashed blue curve) and with the estimated values for the different cases. The grey area represents the measurement uncertainties. The agreement between the model and the experiment is excellent for the mass of water with the new input parameters (dash-dotted blue curve). The evolution of the relative humidity at the bottom of the sample, shown in Figure 10(a), proves that the new result is closer to the experimental data than the curve with *a priori* parameters but is still not satisfactory because the dynamics is not satisfactorily predicted.

4.3.2 Identification using relative humidity only

In this part, the relative humidity at the bottom of the sample is used ($x = D$) to identify the five parameters P_i . This process needs 90 iterations and a total time of 2553 s to converge. In this case, the results are represented by the dotted green curve in Figures 10 and 11. Relative humidity is very well predicted (Figure 10(a)): the results are always within the measurement uncertainties. For the mass of water, deviations are observed for both the transient and the steady state.

4.3.3 Identification using both relative humidity and mass

Then, the unknown parameters of vapour permeability and sorption curve are identified using both measurements: the relative humidity at the bottom of the sample and the total mass. The number of iterations and the total time are lower in this case (75 iterations and 2279 s). The predictions (solid red curve) obtained after the identification process show a good agreement for both relative humidity and mass of water: the curves are well within the measurement uncertainties (Figures 10(a) and 11(a)). This results is confirmed by the evolution of residual (Figure 11(b) and 10(b)).

The rapidity of transfer was significantly increased with the estimated values compared to the simulation with the *a priori* properties. This dynamics is mainly controlled by the vapour permeability value, whereas the sorption isotherm influences the steady-state value for mass and relative humidity.

Figure 12 compares the parameters (sorption isotherm and vapour permeability) estimated considering the mass of water and the relative humidity with the *a priori* values. The curves are only calculated up to 80 % of relative humidity, which is the highest humidity value reached in the experiment. The sorption isotherm, displayed in Figure 12(a), can be seen to be close to the *a priori* value. The vapour permeability, presented in Figure 12(b), is much higher than the *a priori* value obtained with the standard method (up to three times higher). This result is in agreement with other studies [34, 35]. According to the constraints imposed in the optimisation process, the maximum value of vapour permeability δ_v equals $1.44 \cdot 10^{-10}$ s, conserving a physical meaning.

Table 2 gives the identified values of unknowns with their uncertainty based on the standard deviation (Equation (4.2)), in the three cases. Values in bold represent the lowest value of the uncertainty of the estimated parameters. The results show that the accuracy of the parameters identified is better when both relative humidity and mass are used to carry out the parameter estimation.

All these results tend to show that the monitoring of a local variable such as relative humidity and a global variable such as the moisture content are both necessary to identify correctly the material properties fitting the experimental data. The identification process is less accurate when only one observation is used. These results are in agreement with more theoretical studies demonstrating that the estimation error is reduced when using additional observations while solving the parameter estimation problem [47–49].

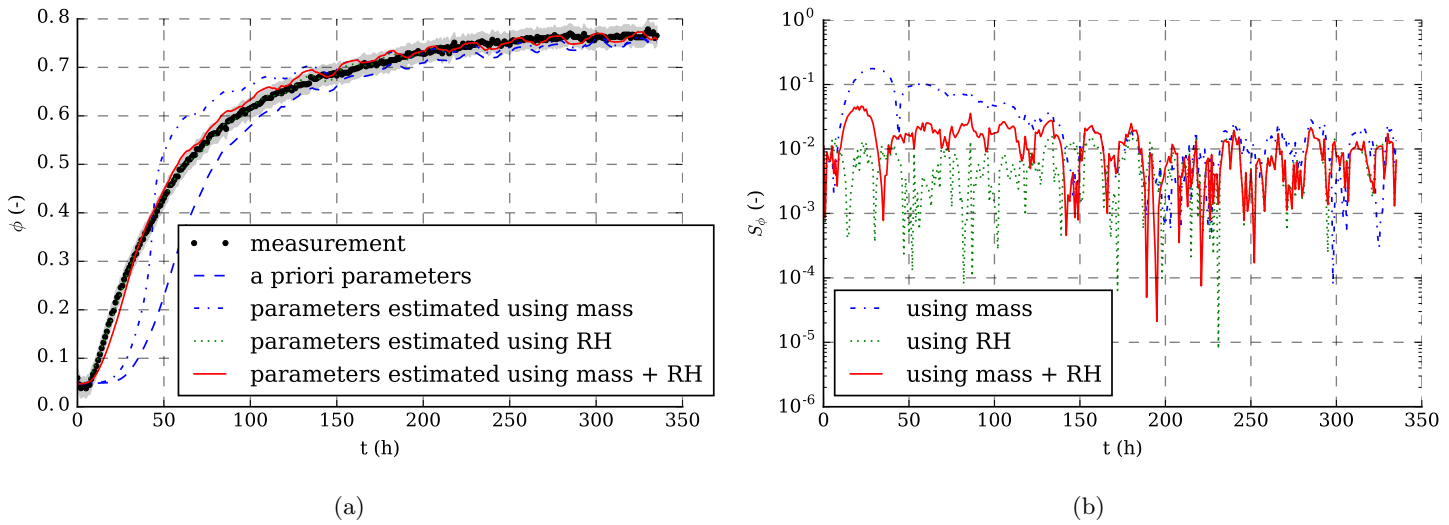


Figure 10: Results for identification based on different observations: (a) relative humidity at the bottom of the sample and (b) residual

4.4 How many sensors should be used?

This section focuses on the optimal number of relative humidity sensors needed for precise estimation of unknown parameters. Here, since relative humidity is measured at different depths, the identification process can be conducted using one, two or three sensors in addition to the mass measure.

First, Figure 13 presents the results with the parameters identified using the three sensors' information as input observations. When the three sensors are used for observation, the number of iterations to converge decreases (61 versus 75 with one sensor). The model accurately predicts the experimental data at the different depths within the sample. The deviations between the numerical and experimental results are smaller than the uncertainty. A whole set of parameters can be determined, that allow to reproduce the experimental behaviour at different depths in terms of relative humidity and mass evolution.

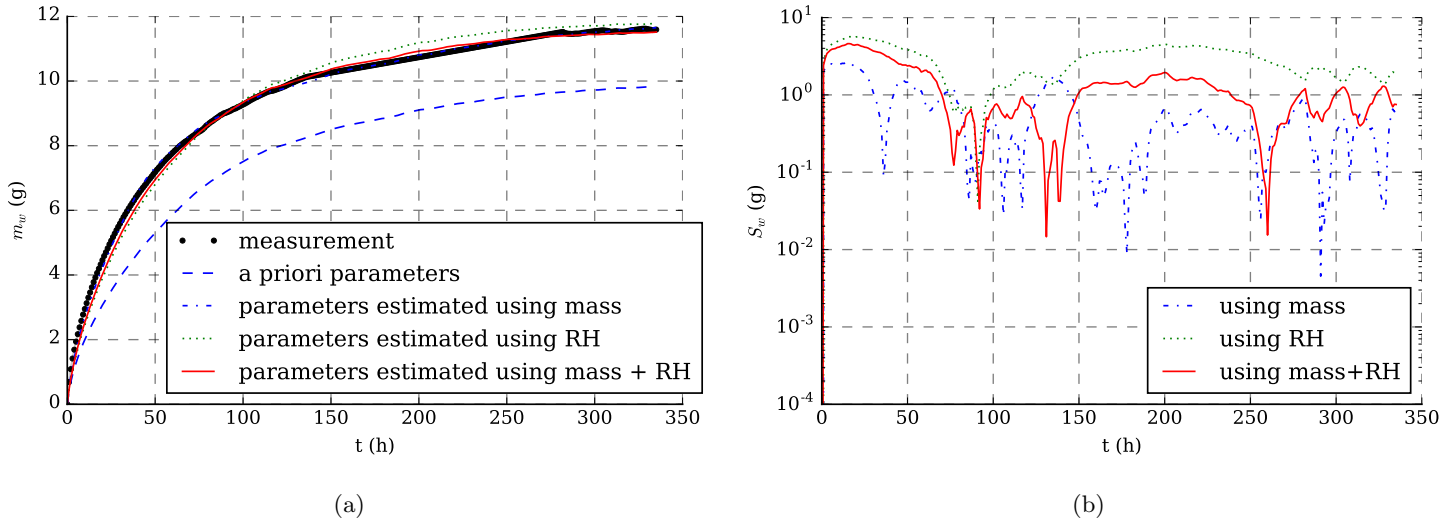


Figure 11: Results for identification based on different observations: (a) mass of water in the sample and (b) residual

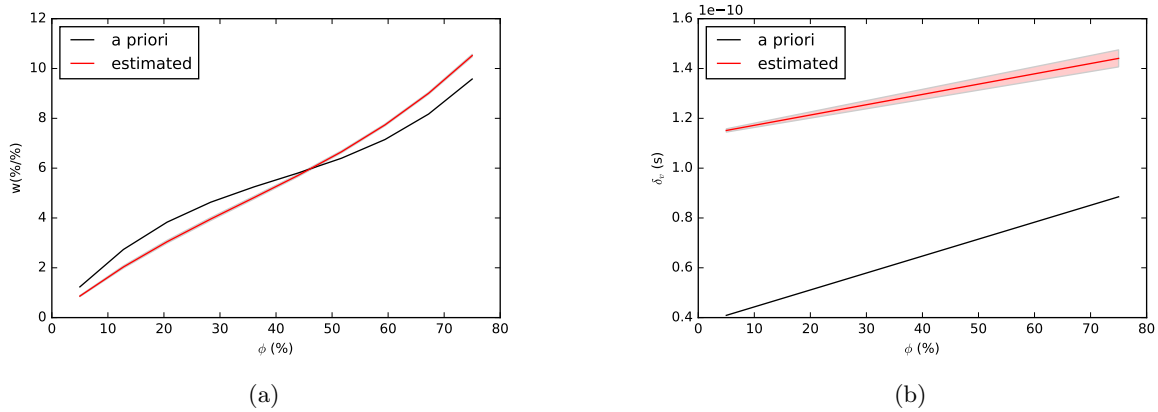


Figure 12: Parameters identified using mass and relative humidity measurements with uncertainty area: (a) sorption isotherm curve and (b) vapour permeability.

Table 3 presents the values of the parameters identified and their estimated uncertainty for different numbers of relative humidity sensors used as observation. In all cases the values of uncertainty are low. Concerning the isotherm curve, very little difference is observed for the values and for their uncertainty between the different cases. In the case of vapour permeability, uncertainty computed by the identification algorithm is lower in case of one sensor. This results may also be due to the bias du to reducing the number of comparison point. However, the identification process seems to be efficient enough if the observations include mass and one relative humidity sensor located at the bottom of the sample. Moreover, this reduces the number of sensors located in the sample and therefore the cost and intrusiveness of the experiment.

4.5 Where should the sensor be located?

In this section, the impact of the position of the sensor within the sample is studied. The best position of the sensors is sought to obtain accurate identification for a sample exposed to the 10 %–75 % moisture step.

The identification process is carried out for the different input data. The sensor used can be set at $x = 2.7$ cm, $x = 5.7$ cm or $x = 8$ cm thickness. In addition, the mass measurement is used.

The values and the uncertainties of the identified parameters are shown in Table 4.

Parameter (unit)	<i>a priori</i>	Estimation with mass only	Estimation with relative humidity only	Estimation with mass + relative humidity
$\theta_1 \times 10^1$ (-)	2.702	5.28 ± 0.126	$0.972 \pm \mathbf{0.0428}$	1.83 ± 0.0524
$\theta_2 \times 10^3$ (1/%)	-4.9	-12.3 ± 0.177	0.368 ± 0.165	$-2.10 \pm \mathbf{0.142}$
$\theta_3 \times 10^5$ (1/%) ²	4	9.81 ± 0.114	0.263 ± 0.114	$2.04 \pm \mathbf{0.108}$
$d_0 \times 10^{11}$ (s)	3.75	10.5 ± 0.608	10.4 ± 0.304	$11.3 \pm \mathbf{0.0455}$
$d_1 \times 10^{13}$ (s/%)	6.8	5.63 ± 1.76	5.69 ± 3.98	$4.13 \pm \mathbf{0.394}$

Table 2: Values of identified unknowns in the different cases for the choice of the observations.

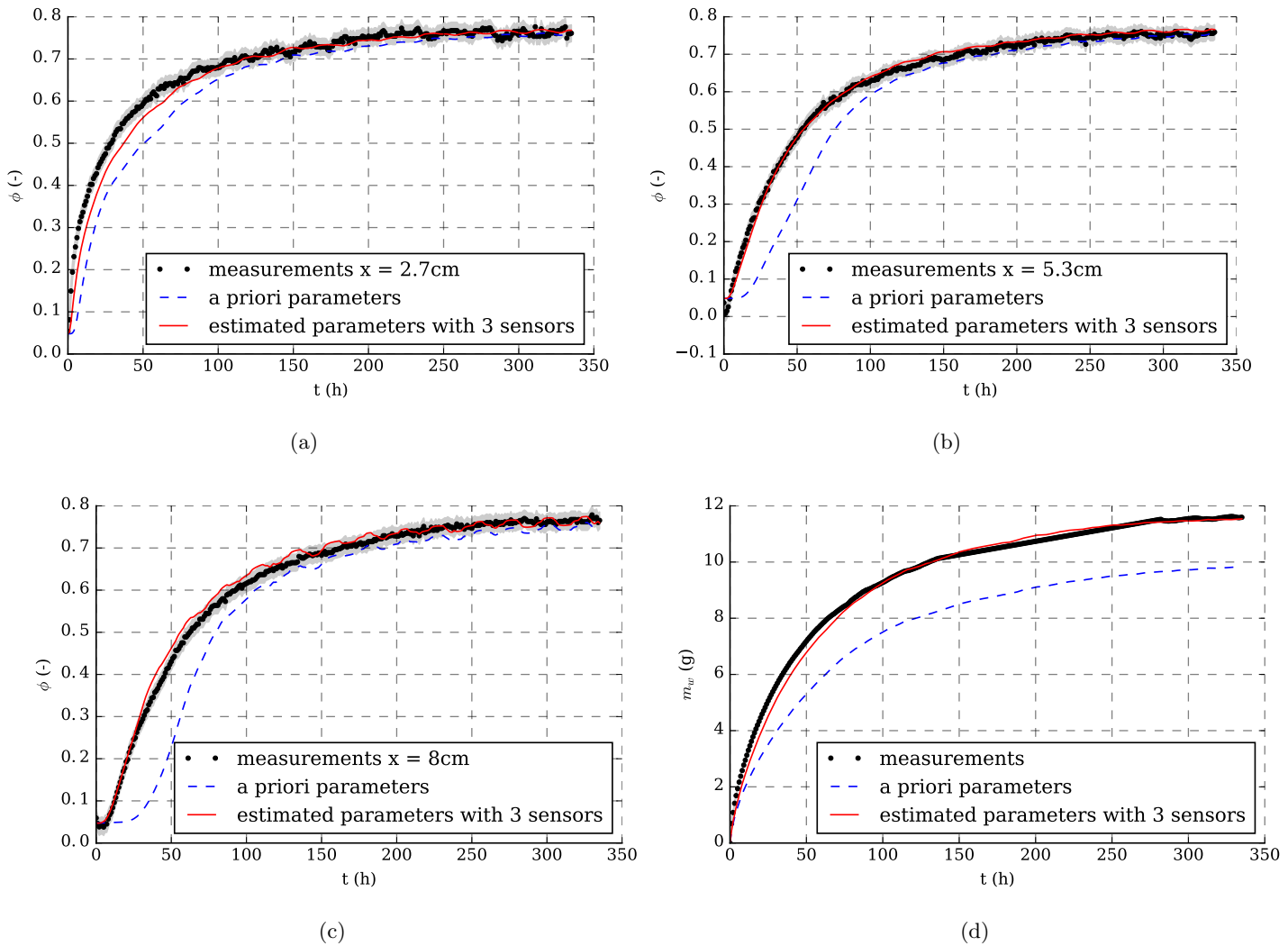


Figure 13: Results for parameter identification: (a) relative humidity at $x = 2.7$ cm, (b) relative humidity at $x = 5.3$ cm, (c) relative humidity at $x = 8$ cm and (d) mass of water in the sample.

Parameter (unit)	<i>a priori</i>	Three sensors ($x = 2.7; 5.3; 8$ cm)	Two sensors ($x = 5.3; 8$ cm)	One sensor ($x = 8$ cm)
$\theta_1 \times 10^1$ (-)	2.702	1.11 ± 0.0475	1.33 ± 0.0440	1.83 ± 0.0524
$\theta_2 \times 10^3$ (1/%)	-4.9	-0.383 ± 0.132	-0.84 ± 0.119	-2.10 ± 0.142
$\theta_3 \times 10^5$ (1/% ²)	4	0.958 ± 0.103	1.20 ± 0.0905	2.04 ± 0.108
$d_0 \times 10^{11}$ (s)	3.75	10.1 ± 0.272	10.7 ± 0.125	$11.3 \pm \mathbf{0.0455}$
$d_1 \times 10^{13}$ (s/%)	6.8	8.26 ± 0.896	6.01 ± 0.630	$4.13 \pm \mathbf{0.394}$

Table 3: Values of properties identified for different number of relative humidity sensors.

First, the values determined in the different cases are close to each other, especially for the sorption isotherm parameters. The greater difference with the *a priori* value is for the parameter of degree 0 of the vapour permeability polynomial d_0 .

Moreover, the uncertainty for each property is the lowest when the sensor at 8 – cm thickness is used as input (Table 4), especially for the permeability parameters (d_0 and d_1). These results tend to confirm the results presented in [35], where the authors demonstrate that the identification is more accurate using the relative humidity information located at the back side of the sample.

Parameter (unit)	<i>a priori</i>	$x = 8$ cm	$x = 5.3$ cm	$x = 2.7$ cm
$\theta_1 \times 10^1$ (-)	2.702	$1.80 \pm \mathbf{0.0586}$	1.69 ± 0.0940	1.51 ± 0.0799
$\theta_2 \times 10^3$ (1/%)	-4.9	$-2.01 \pm \mathbf{0.155}$	-2.07 ± 0.286	-2.28 ± 0.212
$\theta_3 \times 10^5$ (1/% ²)	4	$1.97 \pm \mathbf{0.115}$	2.24 ± 0.229	2.79 ± 0.154
$d_0 \times 10^{11}$ (s)	3.75	$11.2 \pm \mathbf{0.0476}$	10.3 ± 0.991	14.9 ± 0.623
$d_1 \times 10^{13}$ (s/%)	6.8	$4.26 \pm \mathbf{0.399}$	8.24 ± 3.96	9.94 ± 2.39

Table 4: Values of unknown parameters identified using different positions of the relative humidity sensor.

Table 5 presents the maximum and mean values of residual S_ϕ computed for each considered sensors positions. These values indicate that the identification at a thickness of 8 cm allows to obtain a better agreement with measurements compared to the other position. These results are in accordance with the one using the Optimal Design Experiment approach in [35].

Value of S_ϕ	$x = 8 \text{ cm}$	$x = 5.3 \text{ cm}$	$x = 2.7 \text{ cm}$
Maximum	4.58%	5.6%	7.9%
Mean	1.2%	1.2%	1%

Table 5: Maximum and mean values of residual between prediction and measurement for the sensors' position.

5 Validation of estimated properties

In the previous sections, material properties were identified using transient experimental data. In this part, the identified properties are validated with a second experimental data set obtained with the same facility but different boundary conditions.

A multiple-step case is studied: 2% – 33% – 75% of relative humidity. The measurement data was compared to the simulations. The behaviour was first simulated with the *a priori* values, then with the parameters identified in the previous section in the optimal configuration (see Table 2), i.e. using the mass and the relative humidity at $x = 8 \text{ cm}$ within the material as observations.

Figure 14 presents the results for the relative humidity at the bottom of the sample. The simulation using the identified properties are closer to the measurements compared to using the *a priori* values, especially in the transient state. The dynamics of mass transfer is accurately described with the new properties (Figure 14(a)). Residual for the relative humidity, presented in Figure 14(b) show that in the first period of the experiment, the error with *a priori* properties is greater. This is of particular interest, as in a building the steady state will never be reached, the walls being continuously submitted to varying boundary conditions. The mean deviation with the *a priori* properties is 2.86%, greater than the sensors' uncertainty (2%) and than that obtained with the estimated parameters (1.55%). Similar results are presented for mass in Figure 15. Simulations using the new properties improve the comparison with measurements even if errors remain, especially in the steady state.

Therefore, the agreement between measurements and predictions is found to be satisfactory when the new properties are used. These properties determined with the first dynamic experiment can be used to correctly reproduce both the transient and steady-state behaviour of another sample submitted to different moisture steps.

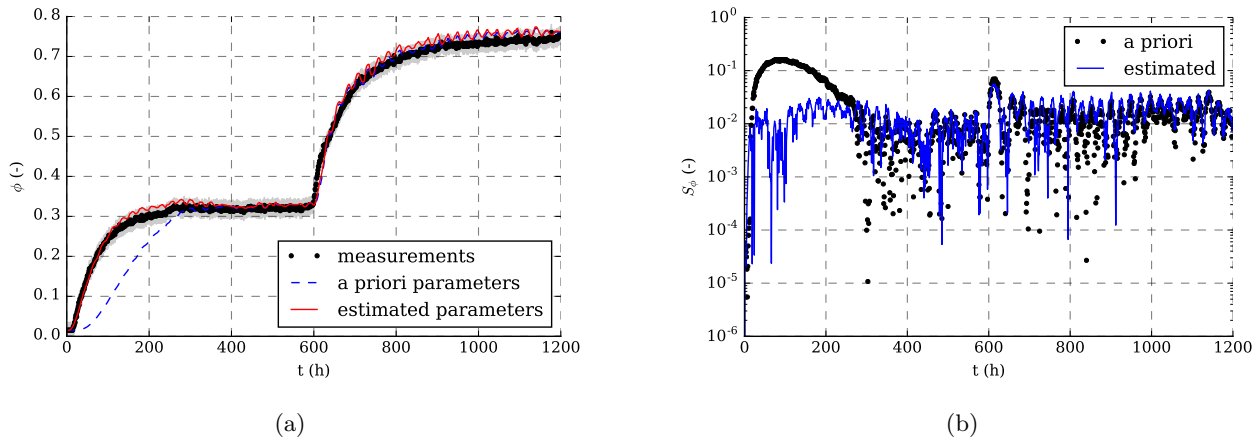


Figure 14: Validation case: results with estimated parameters, (a) relative humidity at the bottom of the sample, (b) residual

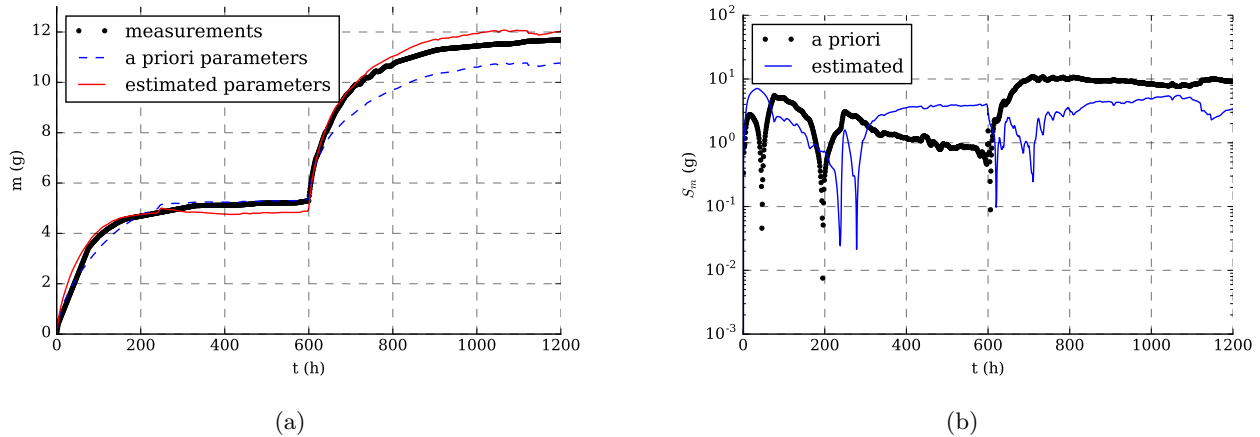


Figure 15: Validation case: results with estimated parameters, (a) mass of water in the sample, (b) residual

6 Conclusion

Since the standard methods may lack of accuracy, this article focuses on the issues of estimating material properties, *i.e.* vapour permeability and sorption isotherm, using dynamic measurements.

In Section 2, the experimental facility so-called RH-Box is described. It allows to carry out dynamic experiments on various materials with moisture steps or cycles under isothermal or non-isothermal conditions. The protocol and design of the sample permits continuous measurements of temperature and relative humidity within the hygroscopic material and of the total mass of the sample. Relative humidity and temperature can be monitored at different material thicknesses. The instrumentation and measurement uncertainties are investigated showing a measurement uncertainty of ± 0.12 °C for the temperature, $\pm 2\%RH$ for the relative humidity and ± 0.2 g for the mass. Then, the robustness protocol is validated, particularly for the insertion of sensors into the samples. It demonstrates the reproducibility and validity of some assumptions as one-dimensional transfers.

Afterwards, the experimental design is discussed in Section 4. Particularly, the choice of the observations to use in the parameter estimation problem, between relative humidity and/or moisture content, is assessed. The location and number of sensors is also discussed. Based on these investigations, the following results can be drawn in the definition of the protocol to estimate the moisture properties: the identification is more accurate when both relative humidity and mass are fitted. The uncertainty on the vapour permeability value is lower when relative humidity sensors, placed at the bottom of the sample, is used in addition to the mass information.

Using the transient data obtained with the experimental protocol defined, the material properties are estimated. All in all, one has to identify five parameters. Simulations using the estimated properties represent the experimental measurements better than the simulation using properties determined with standard methods. The identification process gives a new sorption isotherm close to the standard measurements. The vapour permeability identified is about thrice as large as the value measured using standard methods. In Section 5, the whole protocol is validated by comparing the numerical predictions using the estimated properties with experimental observations obtained in other conditions.

Further research is needed in order to investigate other important phenomena such as desorption, hysteresis, advection. The extension of the protocol to other materials and to other boundary conditions (multiple steps, desorption process or moisture cycle) have to be studied. An important issue concerns the estimation of other important hygrothermal properties as the liquid conductivity. Some parallel preliminary study showed the importance of advection phenomena [35, 50, 51], therefore we plan to investigate it in further works.

References

- [1] H. Viitanen, J. Vinha, K. Salminen, T. Ojanen, R. Peuhkuri, L. Paajanen, K. Lahdesmaki, Moisture and Bio-deterioration Risk of Building Materials and Structures, *Journal of Building Physics* 33 (3) (2010) 201–224. doi:10.1177/1744259109343511. 88
- [2] J. Berger, S. Guernouti, M. Woloszyn, C. Buhe, Factors governing the development of moisture disorders for integration into building performance simulation, *Journal of Building Engineering* 3 (2015) 1 – 15. doi:http://dx.doi.org/10.1016/j.jobbe.2015.04.008. 88
- [3] N. Mendes, F. Winkelmann, R. Lamberts, P. Philippi, Moisture effects on conduction loads, *Energy and Buildings* 35 (7) (2003) 631–644.
- [4] P. Plathner, M. Woloszyn, Interzonal air and moisture transport in a test house: experiment and modelling, *Building and Environment* 37 (2) (2002) 189–199. 88
- [5] M. Salonvaara, T. Ojanen, A. H. Holm, H. M. Kunzel, A. Karagiozis, Moisture buffering effects on indoor air quality-experimental and simulation results, *Proceedings of Buildings IX* (2004) 11. 88
- [6] L. Fang, G. Clausen, P. O. Fanger, Impact of temperature and humidity on the perception of indoor air quality, *Indoor air* 8 (2) (1998) 80–90.
- [7] C. Simonson, M. Salonvaara, T. Ojanen, The effect of structures on indoor humidity—possibility to improve comfort and perceived air quality, *Indoor Air* 12 (4) (2002) 243–251.
- [8] M. Woloszyn, T. Kalamees, M. O. Abadie, M. Steeman, A. S. Kalagasidis, The effect of combining a relative-humidity-sensitive ventilation system with the moisture-buffering capacity of materials on indoor climate and energy efficiency of buildings, *Building and Environment* 44 (3) (2009) 515–524. 88
- [9] M. Woloszyn, C. Rode, Tools for performance simulation of heat, air and moisture conditions of whole buildings, in: *Building Simulation*, Vol. 1, Springer, 2008, pp. 5–24. 88
- [10] H. L. Hens, Combined heat, air, moisture modelling: a look back, how, of help?, *Building and Environment* 91 (2015) 138–151. 88
- [11] C. Feng, H. Janssen, Y. Feng, Q. Meng, Hygric properties of porous building materials: Analysis of measurement repeatability and reproducibility, *Building and Environment* 85 (2015) 160–172. doi:10.1016/j.buildenv.2014.11.036.
URL <http://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0360132314004089> 88
- [12] C. James, C. J. Simonson, P. Talukdar, S. Roels, Numerical and experimental data set for benchmarking hygroscopic buffering models, *International Journal of Heat and Mass Transfer* 53 (19-20) (2010) 3638–3654. doi:10.1016/j.ijheatmasstransfer.2010.03.039. 88
- [13] T. Colinart, D. Lelievre, P. Glouanec, Experimental and numerical analysis of the transient hygrothermal behavior of multilayered hemp concrete wall, *Energy and Buildings* 112 (2016) 1–11. doi:10.1016/j.enbuild.2015.11.027. 89
- [14] P. Talukdar, O. F. Osanyintola, S. O. Olutimayin, C. J. Simonson, An experimental data set for benchmarking 1-D, transient heat and moisture transfer models of hygroscopic building materials. Part II: Experimental, numerical and analytical data, *International Journal of Heat and Mass Transfer* 50 (25–26) (2007) 4915 – 4926. doi:http://dx.doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2007.03.025.
- [15] M. Labat, M. Woloszyn, G. Garnier, J. J. Roux, Dynamic coupling between vapour and heat transfer in wall assemblies: Analysis of measurements achieved under real climate, *Building and Environment* 87 (2015) 129–141. 88
- [16] T. Busser, J. Berger, A. Piot, M. Pailha, M. Woloszyn, Experimental validation of hygrothermal models for building materials and walls: an analysis of recent trends, submitted. 89
- [17] T. Busser, A. Piot, M. Pailha, T. Bejat, M. Woloszyn, From materials properties to modelling hygrothermal transfers of highly hygroscopic walls, in: *CESBP*, Dresden, Germany, 2016. 89
- [18] T. Duforestel, Des transferts couplés de masse et de chaleur à la conception bioclimatique: recherches sur l'efficacité énergétique des bâtiments, *Mémoire HDR*, EDF. 89

- [19] H. Garbalińska, M. Bochenek, W. Malorny, J. von Werder, Comparative analysis of the dynamic vapor sorption (dvs) technique and the traditional method for sorption isotherms determination—exemplified at autoclaved aerated concrete samples of four density classes, *Cement and Concrete Research* 91 (2017) 97–105. 89
- [20] H. Janssen, G. A. Scheffler, R. Plagge, Experimental study of dynamic effects in moisture transfer in building materials, *International Journal of Heat and Mass Transfer* 98 (2016) 141–149. 89
- [21] E. Latif, M. Lawrence, A. Shea, P. Walker, Moisture buffer potential of experimental wall assemblies incorporating formulated hemp-lime, *Building and Environment* 93 (2015) 199–209. 89
- [22] F. McGregor, A. Heath, A. Shea, M. Lawrence, The moisture buffering capacity of unfired clay masonry, *Building and Environment* 82 (2014) 599–607. 89
- [23] H. Cagnon, J. Aubert, M. Coutand, C. Magniont, Hygrothermal properties of earth bricks, *Energy and Buildings* 80 (2014) 208–217. doi:10.1016/j.enbuild.2014.05.024. 89
- [24] Z. Pavlík, J. Žumár, M. Pavlíková, R. Černý, A boltzmann transformation method for investigation of water vapor transport in building materials, *Journal of Building Physics* 35 (3) (2012) 213–223. 89
- [25] E. Agoua, S. Zohoun, P. Perré, A double climatic chamber used to measure the diffusion coefficient of water in wood in unsteady-state conditions: determination of the best fitting method by numerical simulation, *International journal of heat and mass transfer* 44 (19) (2001) 3731–3744. 89
- [26] S. Tada, K. Watanabe, Dynamic determination of sorption isotherm of cement based materials, *Cement and concrete research* 35 (12) (2005) 2271–2277. 89
- [27] A. Piot, *Hygrothermique du bâtiment : expérimentation sur une maison à ossature bois en conditions climatiques naturelles et modélisation numérique*, Ph.D. thesis, Institut National des Sciences Appliquées (INSA) de Lyon (2009). 89
- [28] H. Rafidiarison, R. Rémond, E. Mougel, Dataset for validating 1-D heat and mass transfer models within building walls with hygroscopic materials, *Building and Environment* 89 (2015) 356–368. doi:10.1016/j.buildenv.2015.03.008. 89, 93, 94, 98
- [29] G. H. Kanevce, L. P. Kanevce, G. S. Dulikravich, H. R. Orlande, Estimation of thermophysical properties of moist materials under different drying conditions, *Inverse Problems in Science and Engineering* 13 (4) (2005) 341–353. 89
- [30] J. Berger, H. R. Orlande, N. Mendes, S. Guernouti, Bayesian inference for estimating thermal properties of a historic building wall, *Building and Environment* 106 (2016) 327–339. 89
- [31] A. Zaknoune, P. Glouannec, P. Salagnac, Identification of the liquid and vapour transport parameters of an ecological building material in its early stages, *Transport in porous media* 98 (3) (2013) 589–613. 89
- [32] S. Dubois, F. McGregor, A. Evrard, A. Heath, F. Lebeau, An inverse modelling approach to estimate the hygric parameters of clay-based masonry during a moisture buffer value test, *Building and Environment* 81 (2014) 192–203. doi:10.1016/j.buildenv.2014.06.018. 89
- [33] P. Perré, F. Pierre, J. Casalinho, M. Ayouz, Determination of the mass diffusion coefficient based on the relative humidity measured at the back face of the sample during unsteady regimes, *Drying Technology* 33 (9) (2015) 1068–1075. doi:10.1080/07373937.2014.982253. 89
- [34] S. Rouchier, M. Woloszyn, Y. Kedowide, T. Béjat, Identification of the hygrothermal properties of a building envelope material by the covariance matrix adaptation evolution strategy, *Journal of Building Performance Simulation* (2015) 1–14. 89, 101
- [35] J. Berger, T. Busser, D. Dutykh, N. Mendes, On the estimation of moisture permeability and advection coefficients of a wood fibre material using the optimal experiment design approach, *Experimental Thermal and Fluid Science* doi:http://dx.doi.org/10.1016/j.expthermflusci.2017.07.026. 89, 92, 93, 100, 101, 104, 106
- [36] J. Kwiatkowski, *Moisture in buildings air-envelope interaction*, Ph.D. thesis, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon (2009). 92

- [37] J. R. Taylor, An introduction to error analysis; the study of uncertainties in physical measurements, University Science Books. 93
- [38] A. Reichmuth, Estimating weighing uncertainty from balance data sheet specifications, Mettler Toledo. 93
- [39] M. Woloszyn, J. Virgone, Hygro-bat : Vers une méthode de conception hygro-thermique des batiments performants. rapport final. 93, 94
- [40] J. Philip, D. De Vries, Moisture movement in porous materials under temperature gradients, Eos, Transactions American Geophysical Union 38 (2) (1957) 222–232. 96
- [41] A. V. Luikov, Systems of differential equations of heat and mass transfer in capillary-porous bodies (review), International Journal of Heat and Mass Transfer 18 (1) (1975) 1 – 14. doi:[http://dx.doi.org/10.1016/0017-9310\(75\)90002-2](http://dx.doi.org/10.1016/0017-9310(75)90002-2). 96
- [42] O. Vololonirina, M. Coutand, B. Perrin, Characterization of hygrothermal properties of wood-based products – Impact of moisture content and temperature, Construction and Building Materials 63 (2014) 223–233. doi:[10.1016/j.conbuildmat.2014.04.014](https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2014.04.014). URL <http://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0950061814003316> 98
- [43] M. T. Van Genuchten, A closed-form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils, Soil science society of America journal 44 (5) (1980) 892–898. 98
- [44] J. Kwiatkowski, M. Woloszyn, J.-J. Roux, Modelling of hysteresis influence on mass transfer in building materials, Building and Environment 44 (3) (2009) 633–642. 98
- [45] T. F. Coleman, Y. Li, An interior trust region approach for nonlinear minimization subject to bounds, SIAM Journal on optimization 6 (2) (1996) 418–445. 99
- [46] A. Guisasola, J. Baeza, J. Carrera, G. Sin, P. Vanrolleghem, J. Lafuente, The Influence of Experimental Data Quality and Quantity on Parameter Estimation Accuracy, Education for Chemical Engineers 1 (1) (2006) 139–145. doi:[10.1205/ece06016](https://doi.org/10.1205/ece06016). URL <http://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S1749772806700197> 99
- [47] D. Ucinski, Optimal Measurement Methods for Distributed Parameter System Identification, CRC Press, New York, 2004. 101
- [48] K. J. A. J. V. Beck, Parameter Estimation in Engineering and Science, John Wiley and Sons, New York, 1977.
- [49] M. N. Ozisik, H. R. Orlande, Inverse Heat Transfer: Fundamentals and Applications, CRC Press, New York, 2000. 101
- [50] J. Berger, S. Gasparin, D. Dutykh, N. Mendes, Accurate numerical simulation of moisture front in porous material, Building and Environment 118 (2017) 211–224. 106
- [51] K. Abahri, R. Bennacer, R. Belarbi, Sensitivity analyses of convective and diffusive driving potentials on combined heat air and mass transfer in hygroscopic materials, Numerical Heat Transfer, Part A: Applications 69 (10) (2016) 1079–1091. 106

3.3 Application à la caractérisation des panneaux de bois contrecollé

La méthode d'identification ayant été validée sur l'isolant fibre de bois, nous allons maintenant l'appliquer à un autre matériau : le bois massif contrecollé appelé CLT (cross-laminated timber) dans la suite. Les panneaux sont constitués de trois planches d'épicéa de 20 mm d'épaisseur chacune et disposées en couches croisées et collées entre elles (Figure 3.1a). Les panneaux testés, de marque KLH, nous ont été fournis par l'entreprise LIGNATEC.

3.3.1 Étude expérimentale

Les transferts d'humidité dans les panneaux de CLT sont étudiés en soumettant des échantillons à des échelons d'humidité relative grâce à la RH-Box comme précédemment. La diffusion d'humidité est mesurée grâce aux mêmes capteurs ainsi que par le suivi de la masse de l'échantillon en fonction du temps. Il s'agit du même protocole que pour l'étude de la fibre de bois.

Les propriétés *a priori* des panneaux de CLT, issues de la littérature, sont données dans le Tableau 3.1 en fonction de la température T (K) et de l'humidité relative ϕ (-). L'isotherme de sorption utilisée provient de mesures effectuées par le CSTB dans le rapport d'étude n°CPM 07/260-10042 datant de 2007, dont un extrait nous a été donné par le fournisseur. Entre $\phi = 0$ et $\phi = 0.80$, elle a été modélisée par un polynôme du second degré. Nous avons fait ce choix pour avoir une bonne correspondance entre le polynôme et les mesures sachant que lors des expériences, l'humidité relative est toujours inférieure à $\phi = 0.80$. De plus, il s'agit du même type de paramétrisation que pour la fibre de bois. La perméabilité à la vapeur du matériau est issue de la base de données du logiciel WUFI [66].

Propriétés	Équations	Unités
Porosité	$\epsilon = 0.7$	-
Masse volumique	$\rho = 420$	kg/m ³
Chaleur spécifique	$C_p = 1500$	J/kg/K
Conductivité thermique	$\lambda = 0.2 (T - 273.15) + 118$	mW/(m.K)
Isotherme de sorption	$w = 7.894 \phi^3 - 8.223 \phi^2 + 16.36 \phi$ pour $\phi < 0.8$	kg/m ³
Perméabilité à la vapeur	$\delta_v = 6 \cdot 10^{-13}$ pour $\phi < 0.25$	s
	$\delta_v = -9.91 \cdot 10^{-13} + 7.03 \cdot 10^{-12} \phi$ pour $0.25 < \phi < 0.75$	
	$\delta_v = 4 \cdot 10^{-12}$ pour $\phi > 0.75$	

Tableau 3.1 – Propriétés *a priori* du matériau bois étudié [66, 115, 118].

Il est intéressant de comparer les propriétés entre le CLT et la fibre de bois. La capacité de stockage du CLT est en moyenne 3 fois plus grande que celle de la fibre de bois (Figure 3.2b), ce qui se traduit par une quantité d'eau plus grande dans le CLT pour un même niveau d'humidité (Figure 3.2a). De plus, à $T = 25^\circ\text{C}$ et $\phi = 0.5$, $\delta_v = 2.524 \cdot 10^{-12}$ s pour le CLT, soit environ 28 fois plus faible que pour la fibre de bois. La diffusion d'humidité dans le CLT est beaucoup plus lente par rapport à la fibre de bois. Les expériences sont donc potentiellement plus longues avec ce matériau.

Les échantillons testés (Figure 3.1b) sont cylindriques d'un diamètre de 10 cm afin de limiter les effets de bords ainsi que l'influence des capteurs. Le choix de l'épaisseur est crucial car c'est ce paramètre qui influence la durée nécessaire pour que l'humidité diffuse jusqu'en bas de l'échantillon.

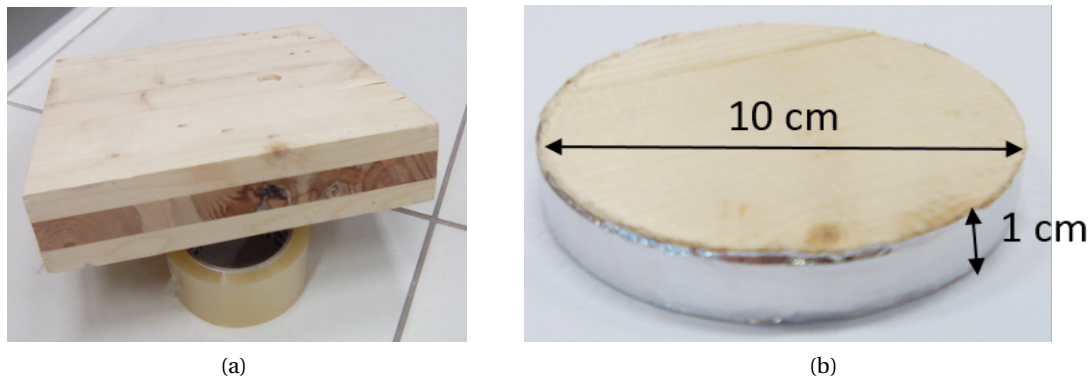


FIGURE 3.1 – (a) Panneau de CLT (b) Échantillon de CLT étudié.

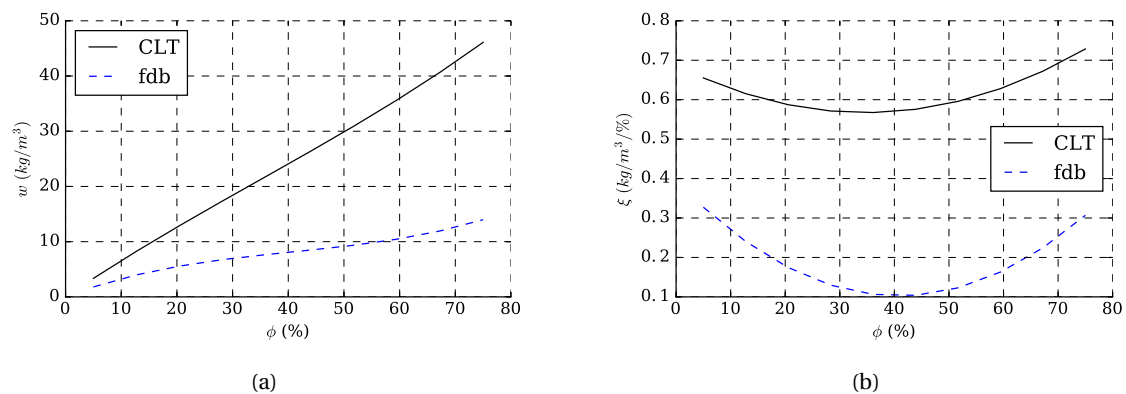


FIGURE 3.2 – Comparaison des propriétés entre le CLT et la fibre de bois : (a) isotherme de sorption, (b) capacité hygrique.

Afin de dimensionner l'épaisseur de l'échantillon, nous avons effectué des simulations pour différentes épaisseurs pour un échelon d'humidité 10%-75%. La Figure 3.3 présente l'évolution de l'humidité en bas de l'échantillon pour les différentes épaisseurs de CLT et pour la fibre de bois. Pour une épaisseur de 1 cm de CLT, le comportement est sensiblement le même que pour un échantillon de 8 cm de fibre de bois et le temps pour atteindre 99% de la valeur finale est raisonnable (19 j environ), notre choix s'est donc porté sur cette épaisseur pour les échantillons de CLT.

La diffusion d'humidité dans le matériau est étudiée en plaçant un seul capteur de température et humidité sur le bas de l'échantillon. Afin de positionner le capteur au contact de l'échantillon en face arrière sans être intrusif, nous avons fabriqué un support en plastique (figure 3.4) avec une réservation au milieu. Le capteur Hygropuce est placé à cet endroit puis scotché avec de l'adhésif aluminium pour assurer le contact avec le support. A noter que dans le cas de la fibre de bois, les capteurs étaient placés directement dans le matériau en creusant la fibre de bois pour loger un capteur.

Les échantillons sont recouverts de scotch aluminium sur la surface latérale et sur le bas sauf au niveau du capteur pour avoir des transferts 1D. Le contact entre le support en plastique et l'échantillon est également assuré avec du ruban adhésif aluminium.

Au total 10 échantillons ont été testés. Afin d'étudier l'influence de la couche de colle sur les trans-

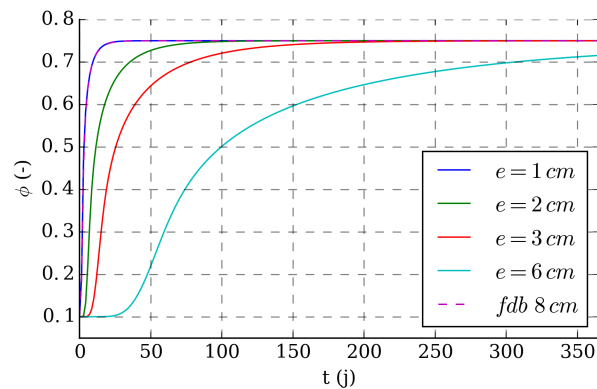


FIGURE 3.3 – Simulations préliminaires pour dimensionner l'échantillon.

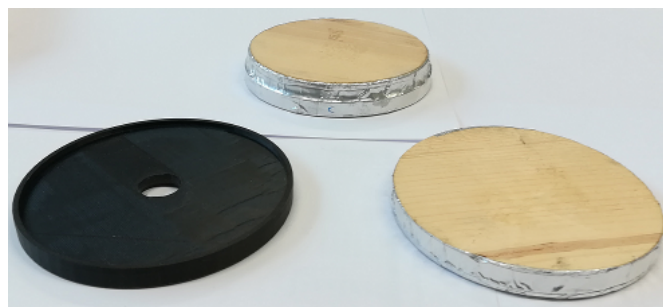


FIGURE 3.4 – Photo du support en plastique et d'un échantillon mis en place sur le support (fond).

ferts d'humidité, deux types d'échantillons sont étudiés : certains avec une couche de colle au milieu de l'échantillon et d'autres sans. Dans la suite, l'échantillon bois-colle-bois sera modélisé comme un matériau unique homogène dont les propriétés de transfert notamment la perméabilité à la vapeur sont la résultante de l'effet de la colle sur les transferts. Les caractéristiques des échantillons testés (dimensions, colle, échelons) sont présentés dans le tableau 3.2. De plus, après avoir été testés initialement, les échantillons D et E ont été recouverts d'un revêtement afin d'investiguer son rôle sur les transferts d'humidité dans le matériau (échantillons notés D_{bs} et E_{bs} dans le tableau 3.2). Deux fines couches d'huile de la marque BLANCHON : « Huile parquet Environnement » ont été placées sur les échantillons. Le temps de séchage préconisé a été respecté entre chaque couche. Le revêtement induit une modification de l'échange en surface du matériau. Il sera modélisé comme une résistance de surface supplémentaire.

Les échantillons sont soumis à différents échelons d'humidité entre 3 niveaux différents : 10%, 33% et 75%. Les expériences entre 33% et 75% d'humidité relative sont réalisées dans la RH-Box (décrite précédemment). Pour obtenir un niveau d'humidité relative à 10% et pré-conditionner les échantillons, une solution saline de NaOH est placée dans une boîte étanche conditionnée à 25°C¹. Pour des raisons pratiques, les échantillons n'ont pas pu être placés ensemble en même temps dans les enceintes.

A partir de la masse totale mesurée et de la masse initiale de l'échantillon m_0 , nous en déduisons la masse d'eau accumulée, $m_w = m(t) - m_0$. Ainsi, ϕ , l'humidité relative en bas de l'échantillon, et

1. Pour la fibre de bois, le pré-conditionnement était réalisé en plaçant les échantillons dans une étuve à 70°C, leur faisant subir un échelon de température entre 70°C et 25°C lorsqu'ils sont placés dans la RH-Box. La nouvelle méthode de pré-conditionnement permet de s'affranchir de cet échelon.

3.3 Application à la caractérisation des panneaux de bois contrecollé

Échantillons	Épaisseurs (mm)	Diamètres (mm)	Masses volumiques (kg/m^3)	Colle	Huile	Échelons (%HR)
A	9.7	100.0	421	Oui	Non	75-33-75
B	11.1	99.4	422	Oui	Non	75-33-75-33
C	11.0	99.6	448	Non	Non	75-33-75
D	10.9	99.4	393	Non	Non	75-33
E	9.9	100	430	Oui	Non	33-75-33
F	9.8	99.8	403	Non	Non	33-75-33-75
G1	10.3	100.4	425	Non	Non	10-33-10
G2	10.8	99.2	419	Oui	Non	10-33-75
H1	10.2	99.3	410	Non	Non	10-75-10
H2	10.3	100.1	430	Oui	Non	10-75-10
Dbis	10.9	99.4	393	Non	Oui (2 couches)	75-33
Ebis	9.92	100	430	Oui	Oui (2 couches)	33-75

Tableau 3.2 – Caractéristiques des échantillons de CLT testés.

m_w , sont comparées avec les résultats numériques.

Les conditions aux limites (température et humidité) sont mesurées grâce aux capteurs Hygro-puce. A titre d'exemple, la figure 3.5 montre les conditions aux limites mesurées pendant l'expérience 33%-75% d'humidité relative pour l'échantillon A. L'humidité est très bien contrôlée à $\phi = 0.73 \pm 0.02$ (précision des capteurs). Par contre la température est moins bien régulée pendant l'expérience, $T = 25 \pm 2^\circ\text{C}$. Ces conditions aux limites sont utilisées pour simuler le comportement de l'échantillon pendant l'expérience en utilisant le modèle présenté et validé dans le Chapitre I (Section 1.4).

Les transferts convectifs de masse entre la surface du matériau et l'air ambiant sont pris en compte en utilisant la même valeur du coefficient de transfert que dans l'étude sur la fibre de bois :

$$\beta = 8 \cdot 10^{-9} \text{ s/m}$$

3.3.2 Identification des propriétés

L'algorithme d'identification a été appliqué au cas de l'échantillon A au cours de l'échelon 33%-75%. La paramétrisation des propriétés hygriques est la même que celle utilisée pour la fibre de bois (équation (11) section 3.2). De plus, nous utilisons le même modèle de transferts couplés que pour la fibre de bois, validé dans le chapitre I. Le coefficient d'échange convectif en surface a été pris en compte dans la modélisation, comme pour la fibre de bois. Les valeurs initiales des paramètres recherchés ($\theta_3, \theta_2, \theta_1, d_1, d_0$) correspondent aux valeurs a priori des propriétés. Néanmoins, l'influence de ces valeurs initiales sur l'estimation a été étudiée afin de vérifier que les valeurs estimées corres-

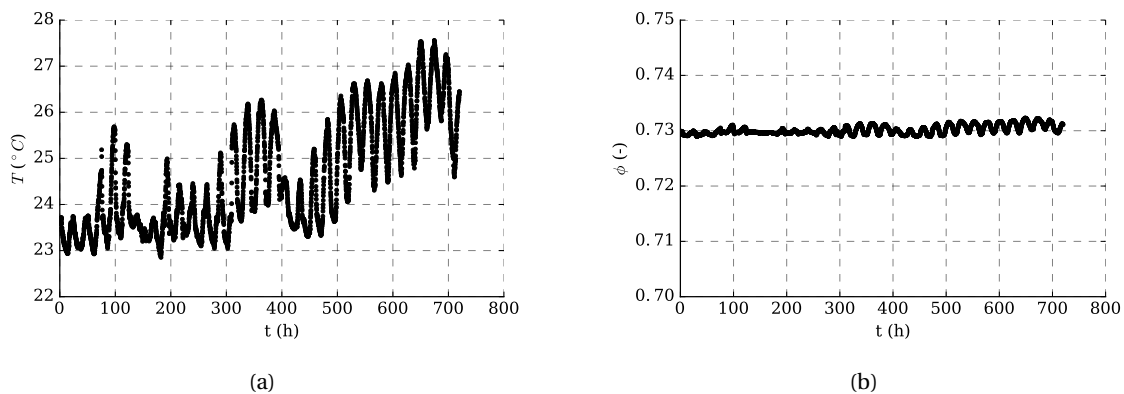


FIGURE 3.5 – Conditions aux limites mesurées au cours de l'échelon 33%-75% de l'échantillon A : (a) température, (b) humidité relative.

pondaient à un minimum global de la fonctionnelle. Cette étude, non présentée ici, a également été effectuée pour les échantillons de fibre de bois.

Les courbes de la Figure 3.6 comparent les propriétés estimées aux propriétés a priori. Il apparaît qu'entre 33% et 75% les deux perméabilités à la vapeur semblent assez proches même si l'estimation donne une valeur un peu plus faible par rapport à la valeur issues de la littérature. Comparé au cas de la fibre de bois, la perméabilité estimée est en meilleur accord avec les valeurs issues de la littérature. Concernant l'isotherme de sorption, la quantité d'eau dans le matériau est supérieure à celle obtenue avec l'isotherme a priori. De plus, la capacité hygrique, correspondant à la pente de la courbe, est semblable dans les deux cas. La méthode présentée permet de caractériser les échantillons étudiés et montre que les valeurs issues de la littérature ne sont pas adaptées.

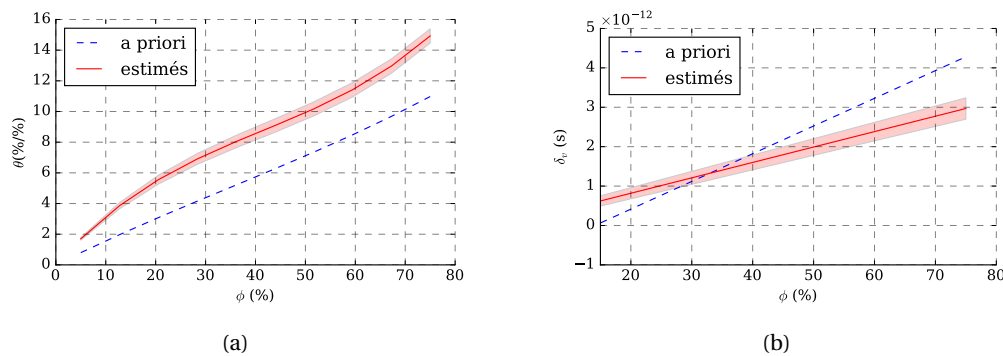


FIGURE 3.6 – Propriétés identifiées pour l'échantillon A soumis à un échelon 33%-75% : (a) isotherme de sorption, (b) perméabilité à la vapeur.

Les prédictions pour l'humidité relative et la masse en utilisant les propriétés estimées, présentées dans la figure 3.7, montrent un très bon accord avec les mesures pour les deux variables. L'utilisation des propriétés a priori montre que la simulation sur-estime la diffusion d'humidité relative dans le matériau : la pente est plus importante (Figure 3.7a). De plus, en accord avec les résultats de la figure 3.6b, la quantité d'eau accumulée dans le matériau est sous-estimée par le modèle avec les

propriétés de la littérature.

Dans l'annexe A, les résultats obtenus sur d'autres échantillons confirment les conclusions précédentes et mettent en évidence la dispersion entre les échantillons.

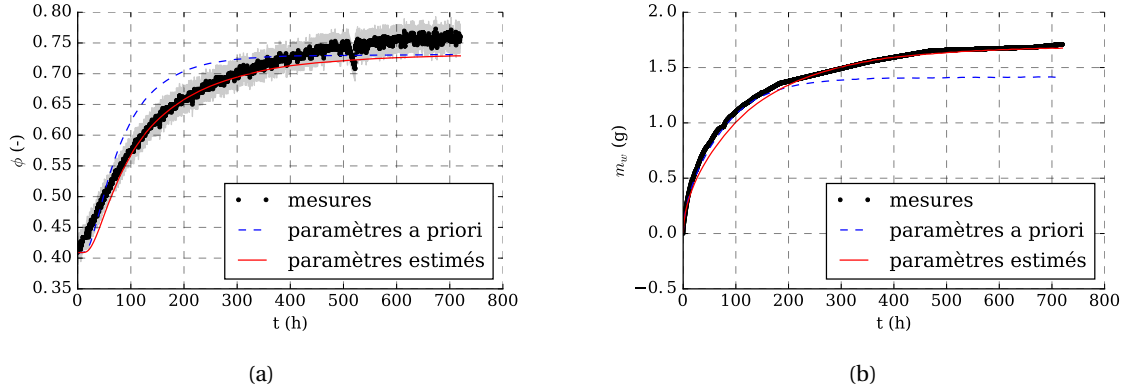


FIGURE 3.7 – Comparaison entre mesure et simulation avec propriétés a priori et propriétés estimées : (a) humidité relative en bas de l'échantillon, (b) changement de masse de l'échantillon.

3.3.3 Influence de la colle

Entre 2 expériences, les conditions aux limites peuvent varier ce qui peut modifier les conditions initiales ou les niveaux en régime permanent pour les différents échantillons. Afin de s'affranchir de cela, nous définissons des variables réduites ramenées entre 0 et 1, e_ϕ pour l'humidité relative et e_m pour la masse :

$$e_\phi(t) = \frac{\phi(t) - \min(\phi)}{\max(\phi) - \min(\phi)}, \quad (3.1a)$$

$$e_m(t) = \frac{m_w(t) - \min(m_w)}{\max(m_w) - \min(m_w)}, \quad (3.1b)$$

avec $\min(u)$ et $\max(u)$ le minimum et le maximum mesurés durant l'échelon.

Ces variables nous permettent de comparer expérimentalement différents échantillons, ayant le même historique, lors d'un même échelon. La comparaison pour l'humidité relative lors des échelons 33%-75% (Figure 3.8a) et 75%-33% (Figure 3.8c) montre que la diffusion est plus rapide lorsqu'il n'y a pas de couche de colle. Pour la masse, l'effet de la colle semble moins important (Figure 3.8d) même si lors de l'échelon 33%-75%, la dynamique de la prise de masse est un peu plus importante pour les cas sans colle après quelques jours (Figure 3.8b).

Ces résultats sont confirmés par la comparaison des valeurs des propriétés identifiées pour les deux types de matériaux. L'échantillon avec colle est modélisé comme un matériau unique homogène et l'algorithme d'identification est appliqué à l'épaisseur complète en prenant en compte l'effet de la colle sur les propriétés de transfert et de stockage. L'impact de la couche de colle sur l'isotherme de sorption est plus faible que la dispersion entre échantillons (figure 3.9a) cela signifie que la masse à l'équilibre sera quasiment la même entre un échantillon avec colle et un sans colle. La Figure 3.9b montre que la perméabilité des échantillons sans colle est plus grande que celle des échantillons avec colle confirmant que la diffusion d'humidité y est plus rapide. La colle joue donc le rôle de frein pour l'humidité.

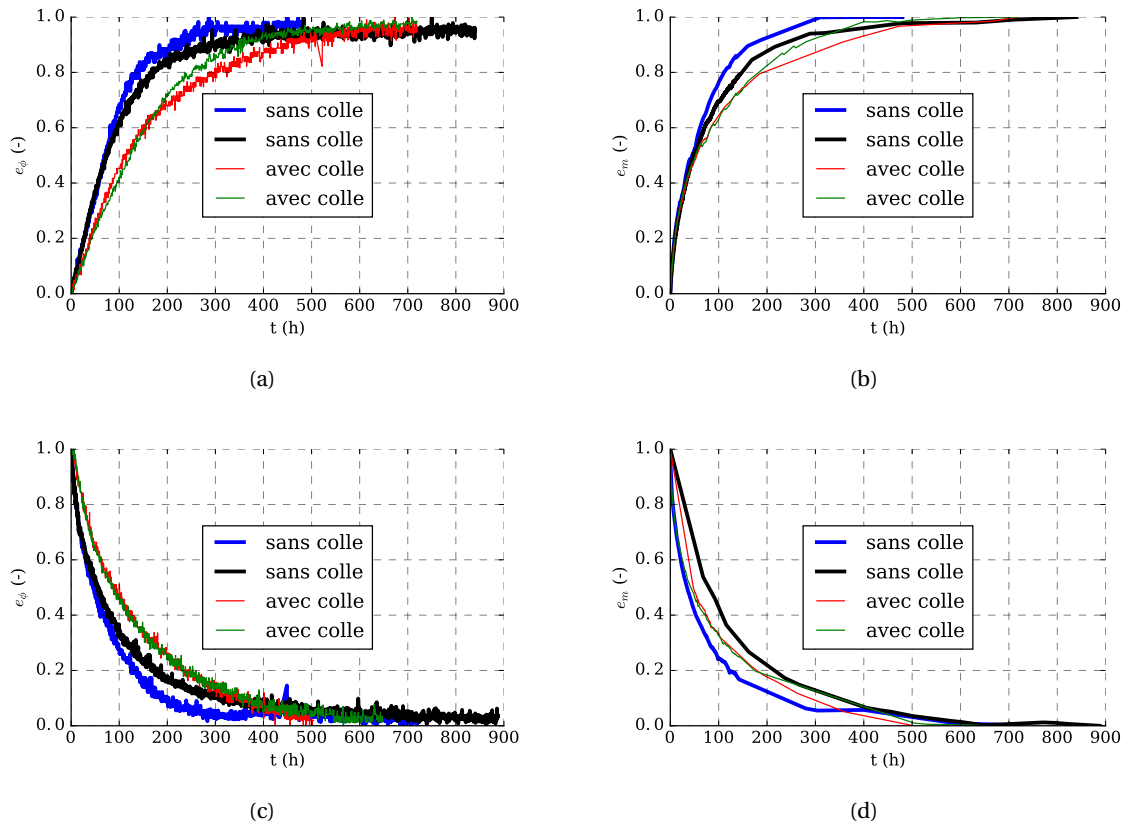


FIGURE 3.8 – Comparaison expérimentale entre échantillons avec et sans colle : (a) humidité relative, (b) masse lors de l'échelon 33%-75%, (c) humidité relative, (d) masse lors de l'échelon 75%-33%.

Les résultats pour d'autres échelons (Annexe A) confirment que la tendance sur l'isotherme de sorption est moins systématique que celle sur la perméabilité.

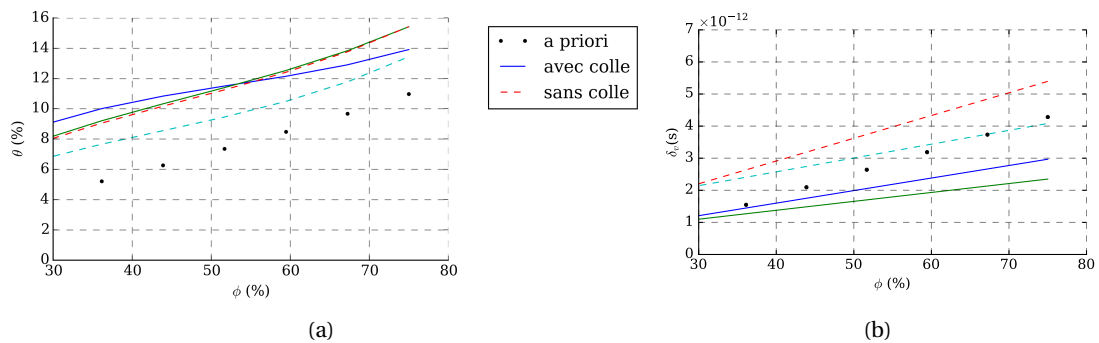


FIGURE 3.9 – Propriétés identifiées pour des échantillons avec et sans colle lors d'un échelon 33%-75% : (a) isotherme de sorption, (b) perméabilité à la vapeur.

3.3.4 Influence d'un revêtement

L'influence du revêtement est étudiée en comparant les résultats des échantillons D et Dbis lors de l'échelon 75%-33% et des échantillons E et Ebis pendant l'échelon 33%-75%. Pour cela, nous utilisons les variables réduites définies dans les équations (3.1).

Pour la masse, le revêtement a peu d'effet (Figure 3.10). Par contre, les résultats sur l'humidité relative pour l'échantillon E montrent que la présence du revêtement ralentit le transfert d'humidité en créant une résistance aux transferts supplémentaire (Figure 3.11a). Néanmoins, cet effet n'est pas observable pour l'échantillon D (Figure 3.11b). Ceci peut être expliqué par un dépôt non homogène du revêtement pouvant créer un passage préférentiel. De plus, la représentation avec les variables réduites n'est peut être pas adaptée pour mettre en évidence les différences entre les deux échantillons.

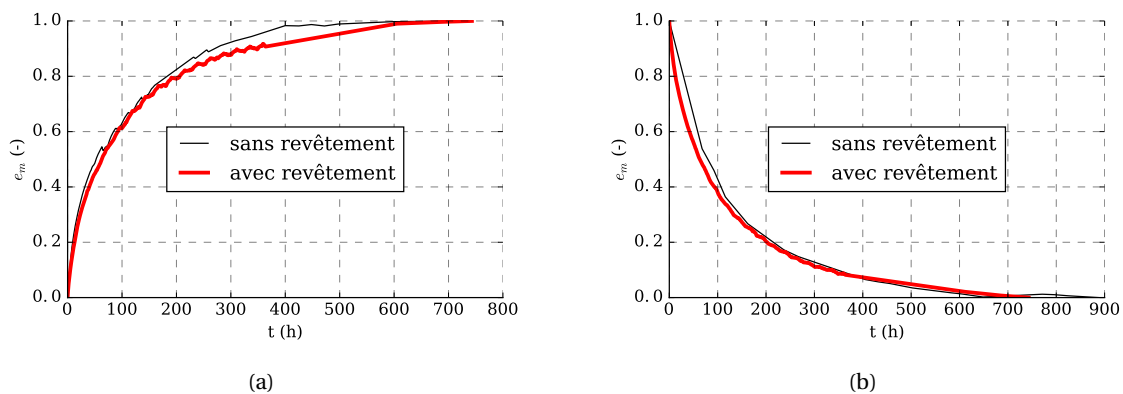


FIGURE 3.10 – Comparaison expérimentale de la masse entre un échantillon avec et sans revêtement : (a) échantillon E, (b) échantillon D.

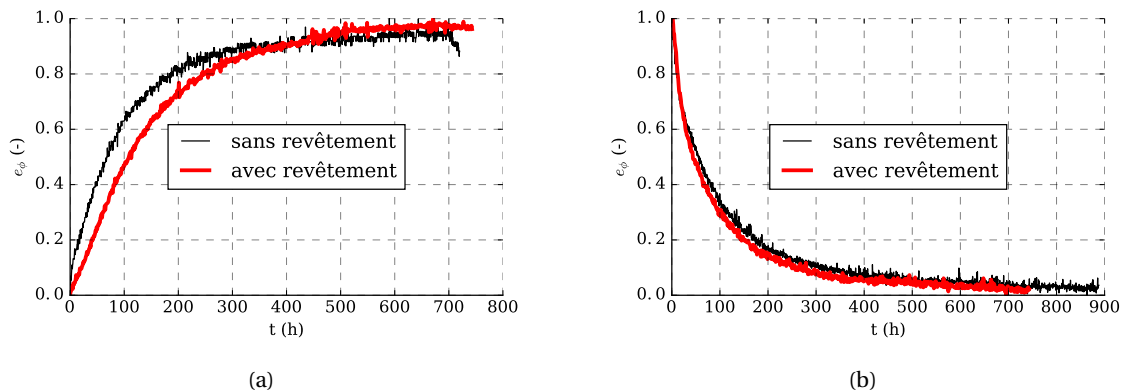


FIGURE 3.11 – Comparaison expérimentale de l'humidité relative entre un échantillon avec et sans revêtement : (a) échantillon E, (b) échantillon D.

Pour mettre en évidence l'effet du revêtement sur les propriétés de surface, nous utilisons l'algorithme d'identification pour déterminer le coefficient de transfert de masse β à la surface de l'échantillon. Les transferts dans le matériau sont décrits par les propriétés hygriques identifiées pour les échantillons D et E.

L'identification du coefficient de masse dans le cas de l'échantillon Ebis nous donne :

$$\beta^\circ = 1.04 \cdot 10^{-9} \pm 0.327 \cdot 10^{-9} \text{ s/m.}$$

La valeur estimée est plus faible que la valeur a priori : $\beta = 8 \cdot 10^{-9} \text{ s/m}$. Ceci nous indique que l'échange à la surface est moins important dans le cas avec revêtement. Le revêtement peut être représenté par une résistance de surface supplémentaire R_{huile} définie comme :

$$\frac{1}{\beta^\circ} = \frac{1}{\beta} + R_{huile}. \quad (3.2)$$

La résistance due à la couche d'huile est égale à

$$R_{huile} = 8.4 \cdot 10^8 \text{ m/s.} \quad (3.3)$$

On peut également en déduire l'épaisseur d'air équivalente par la formule :

$$s_d = R_{huile} \times \delta_a = 8.4 \cdot 10^8 \times 1.8 \cdot 10^{-10} = 15 \text{ cm.}$$

Pour l'échantillon D, le revêtement n'a pas d'impact sur le coefficient de masse en accord avec la comparaison expérimentale directe. Sur la surface de cet échantillon, la couche d'huile ne semble pas recouvrir la surface de manière homogène et pourrait permettre d'expliquer ces résultats.

Le rôle du revêtement est donc compliqué à mettre en évidence, celui-ci dépend fortement de la qualité du dépôt et de l'état de surface. Ces résultats montrent également que le revêtement utilisé est perméable car les transferts ne sont pas complètement bloqués en présence de celui-ci.

3.4 Discussion

3.4.1 Paramètres expérimentaux influençant l'identification : durée et type d'échelon

L'influence de la durée de l'échelon sur la précision de l'identification est étudiée en effectuant l'identification des propriétés de la fibre de bois pour un échelon 10%-75% pour différentes durées : 14j, 10j, 8j, 6j, 4, et 1j. Les valeurs des paramètres ainsi que leurs incertitudes sont données dans le Tableau 3.3. Les incertitudes sont uniquement liées à l'identification et n'incluent pas toutes les autres sources d'incertitudes expérimentales et numériques citées dans la section 3.2. Les valeurs identifiées pour les différents cas d'étude sont proches les unes des autres mis à part pour une durée de 1j où les résultats sont assez différents des autres estimations.

Les valeurs de l'incertitude des coefficients estimés quantifient la précision de la méthode d'identification. Ces incertitudes diminuent lorsque la durée de l'échelon augmente. Pour les deux propriétés, la précision de l'identification semble suffisante à partir de 8j d'expérience car les incertitudes représente 10% voire 1% de la valeur estimée. Cette méthode permettrait donc d'identifier précisément les paramètres avec un temps d'expérience plus faible que pour les méthodes standards car il n'est pas nécessaire d'atteindre le régime permanent pour avoir une estimation précise.

Ces résultats sont confirmés en appliquant la méthode de planification d'expériences optimales [119] à notre cas d'étude. Cette approche permet de chercher les conditions aux limites optimales (durée et amplitude de l'échelon) afin d'obtenir la méthode d'identification la plus précise [120]. En plus de la durée, les résultats montrent que l'identification est plus précise avec l'échelon 10%-75% par rapport aux autres échelons simples 10%-33%, 33%-75%, 75%-33%.

Paramètres (unité)	14j	10j	8j	6j	4j	1j
$\theta_1 \times 10^1$ (-)	2.75 ± 0.0599	2.74 ± 0.104	2.72 ± 0.118	2.67 ± 0.145	2.59 ± 0.204	2.33 ± 0.227
$\theta_2 \times 10^3$ (1/%)	-4.88 ± 0.154	-4.88 ± 0.284	-4.87 ± 0.337	-4.87 ± 0.45	-4.85 ± 0.714	-3.99 ± 1.93
$\theta_3 \times 10^5$ (1/% ²)	4.22 ± 0.112	4.22 ± 0.219	4.29 ± 0.273	4.42 ± 0.408	4.66 ± 0.788	4.05 ± 3.94
$d_0 \times 10^{10}$ (s)	1.14 ± 0.00497	1.09 ± 0.00792	1.14 ± 0.00845	1.11 ± 0.0155	1.01 ± 0.0549	1.73 ± 0.318
$d_1 \times 10^{13}$ (s/%)	3.91 ± 0.445	4.87 ± 0.630	3.81 ± 0.698	4.73 ± 1.13	6.98 ± 2.59	0.425 ± 24.3

Tableau 3.3 – Propriétés identifiées pour différentes durées pour un même échantillon de fibre de bois lors d'un échelon 10%-75%.

Nous pouvons également comparer l'identification lors d'expériences d'adsorption et de désorption : Figure 3.12 pour la fibre de bois lors d'échelons 33%-75% et 75%-33% et figure 3.13 pour le CLT pour des échelons 10%-75% et 75%-10%. La perméabilité à la vapeur semble peu impactée car les valeurs sont proches lors de ces deux expériences même si la différence est plus importante quand l'humidité diminue. Nous pouvons tout de même noter que la perméabilité pendant la phase de désorption semble plus faible que celle pendant la phase d'adsorption en particulier pour le CLT. Cela ne semble pas cohérent, dans la mesure où la perméabilité à la vapeur est habituellement plus grande lorsque le niveau d'humidité est plus importante. Par contre, on observe la modification de l'isotherme de sorption entre les phases d'adsorption et de désorption. Ceci met en évidence la présence d'hystérésis sur la courbe de sorption.

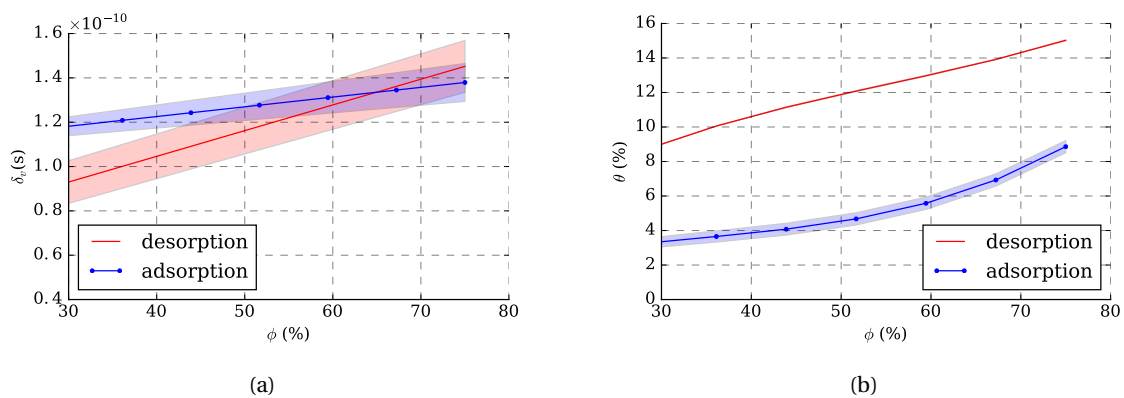


FIGURE 3.12 – Comparaison des propriétés en sorption et désorption pour un échantillon de fibre de bois : (a) perméabilité à la vapeur, (b) isotherme.

3.4.2 Dispersion de résultats

Au cours de l'étude expérimentale, plusieurs échantillons pour chaque type de matériau ont été étudiés. Dans chaque cas, les propriétés hygriques ont été identifiées. Nous pouvons nous intéresser à la dispersion des résultats entre les échantillons. Pour cela, nous nous concentrons ici uniquement

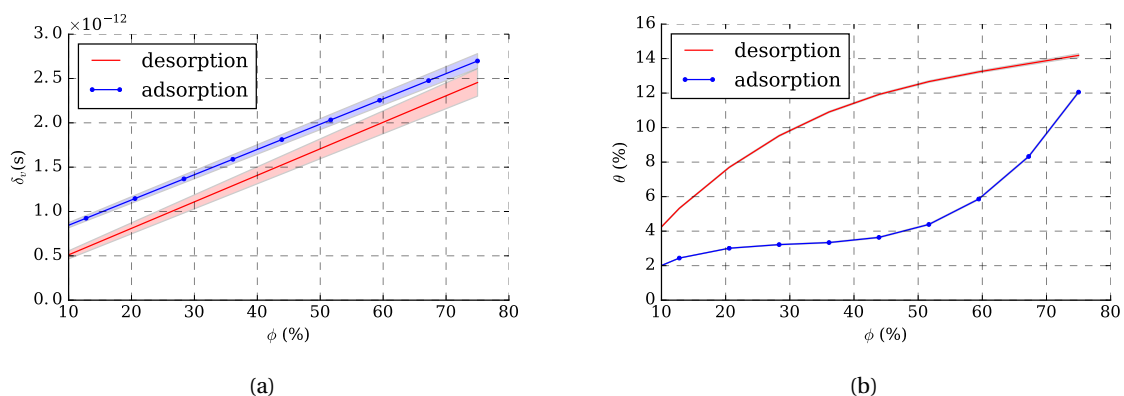


FIGURE 3.13 – Comparaison des propriétés en sorption et désorption pour un échantillon de CLT : (a) perméabilité à la vapeur, (b) isotherme.

sur les résultats obtenus pour un échelon 33%-75%. Cet intervalle correspond aux valeurs classiquement rencontrées dans les bâtiments.

3.4.2.1 Fibre de bois

Le protocole (reproductibilité, mise en place des capteurs, transferts 1D) a été validé dans l'article de la section 3.2. Ainsi, les différences éventuellement observées sur les propriétés identifiées sont intrinsèques aux échantillons et non liées au protocole expérimental.

Les propriétés identifiées pour différents échantillons de fibre de bois sont présentées dans la Figure 3.14. La dispersion pour la perméabilité à la vapeur est plus importante lorsque l'humidité relative augmente (Figure 3.14a). À $\phi = 0.3$, l'écart pour la perméabilité entre les échantillons n'est que de $0.32 \cdot 10^{-10}$ s soit 18% d'écart relatif alors qu'il est de quasiment $0.7 \cdot 10^{-10}$ s pour $\phi = 0.80$ soit plus de 50% d'écart relatif. Pour l'isotherme de sorption, toutes les courbes suivent la même tendance (Figure 3.14b). L'écart est plus petit lorsque l'humidité diminue, ceci semble logique car la paramétrisation des propriétés impose que toutes les isothermes de sorption passent par le point (0, 0). Ici, l'écart semble plus important autour de $\phi = 0.50$. Par contre, la dispersion de la capacité hygrique, représentée par la pente de l'isotherme, est la plus petite autour de $\phi = 0.50$ et elle augmente de part et d'autre. Néanmoins, la forme de la capacité hygrique est semblable pour les différents échantillons (Figure 3.14c). Cette dispersion entre échantillons sera prise en compte par le calcul des propriétés moyennes et leurs écarts-types.

3.4.2.2 CLT

La même démarche est utilisée pour le bois contrecollé, le cas des échantillons avec colle est présenté dans la Figure 3.15. Les résultats (non présentés ici) sont similaires pour les échantillons sans colle. Nous avons 4 échantillons pour chaque type de matériau.

Comme pour l'isolant fibre de bois, les valeurs de la perméabilité à la vapeur sont plus proches pour les faibles niveaux d'humidité (Figure 3.15a) : la différence à $\phi = 0.3$ est d'environ $1 \cdot 10^{-12}$ s alors qu'elle est de $3.5 \cdot 10^{-12}$ s à $\phi = 0.80$.

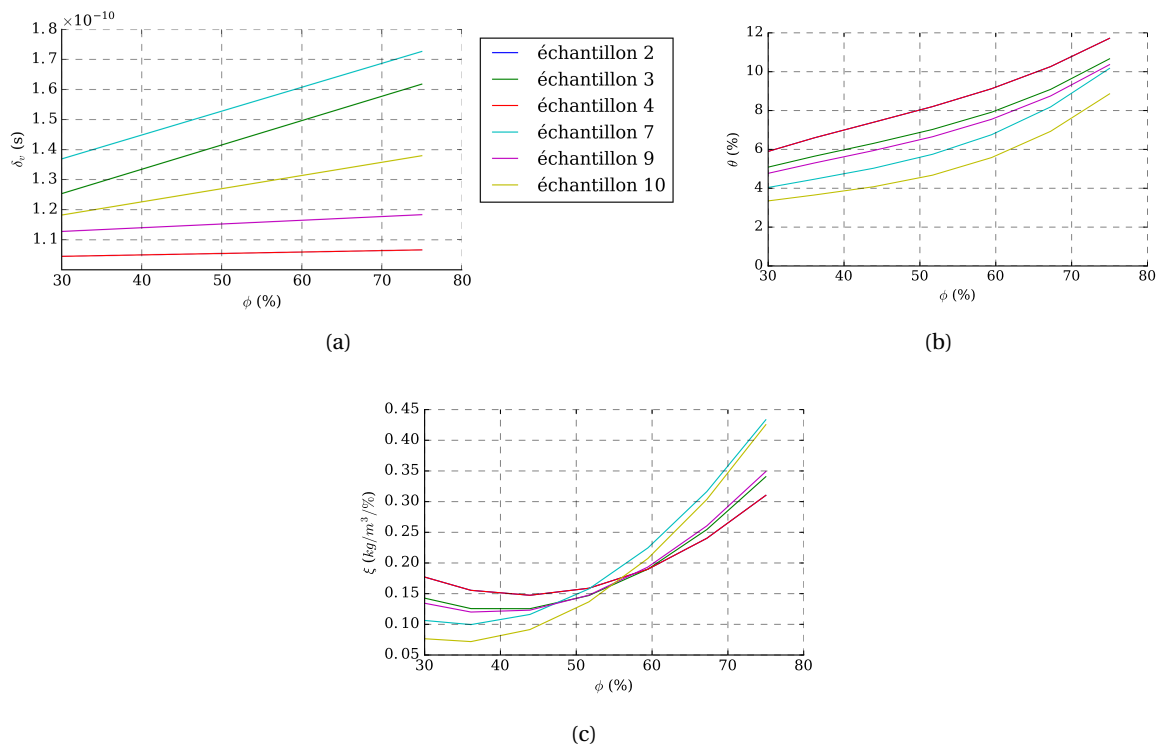


FIGURE 3.14 – Dispersion des résultats de la fibre de bois : (a) perméabilité à la vapeur, (b) isotherme d'adsorption, (c) pente de l'isotherme.

Les isothermes de sorption sont assez proches pour les différents échantillons sauf pour un seul cas (Figure 3.15b). La Figure 3.15c, présentant les pentes des isothermes d'adsorption, confirme ce résultat. La dispersion semble un peu plus faible à plus haute humidité relative vers $\phi = 0.60$.

Une première analyse montre que cette dispersion des propriétés hygriques n'est pas corrélée à celle de la masse volumique entre différents échantillons. En effet, on a $\rho_E > \rho_B > \rho_A$ mais $\delta_{v,B} > \delta_{v,A} > \delta_{v,E}$. On a la même conclusion pour l'isotherme de sorption $w_B > w_A > w_{v,E}$. Néanmoins, un échantillon possédant une perméabilité à la vapeur éloignée de la moyenne semble également avoir une isotherme de sorption très éloignée de la moyenne. Les conclusions sont similaires pour les échantillons sans colle (Annexe A).

La dispersion entre les échantillons montre que les matériaux doivent être décrits par des propriétés moyennées entre les différents cas, présentées à la fin de ce chapitre.

3.4.2.3 Comparaison de la dispersion des deux matériaux

A partir des courbes précédentes, il est difficile de comparer directement la dispersion entre les deux matériaux. Pour ce faire, nous allons calculer les écarts-types sur les propriétés en fonction de l'humidité relative. L'écart-type pour une grandeur p sur N échantillons est défini comme [121] :

$$\sigma_p = \sqrt{\frac{1}{N-1} \sum_{n=0}^N (p - \bar{p})^2}$$

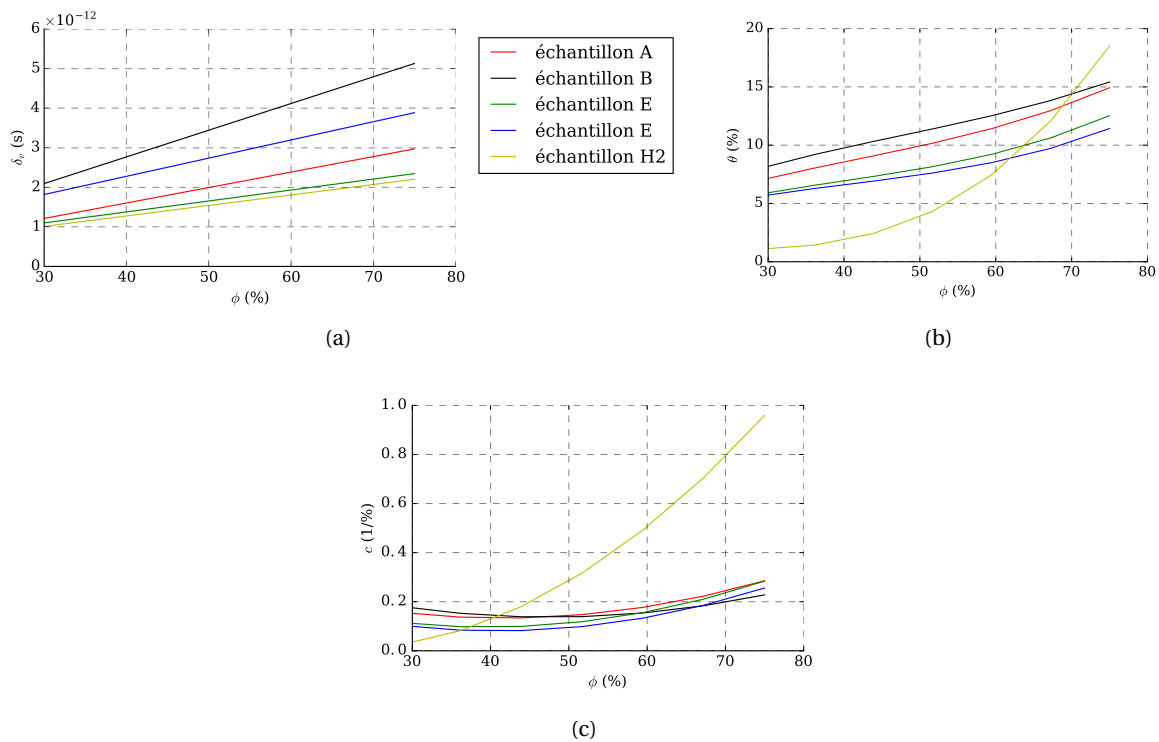


FIGURE 3.15 – Dispersion des résultats du CLT avec colle : (a) perméabilité à la vapeur, (b) isotherme d'adsorption, (c) pente de l'isotherme.

Pour comparer les matériaux entre eux, l'écart-type relatif en % est défini par :

$$\frac{\sigma_p}{p} \times 100$$

Pour la fibre de bois le calcul des valeurs moyennes et des écarts-types est effectué avec 7 échantillons alors que l'on en a que 4 pour le CLT avec colle et 4 également pour CLT sans colle.

L'évolution des écarts-types relatifs en fonction de l'humidité relative pour la perméabilité à la vapeur pour les différents matériaux est présentée sur la Figure 3.16a. Ces résultats confirment que l'écart entre les échantillons augmente avec l'humidité relative. Cela pourrait s'expliquer par le fait que la structure microscopique des différents échantillons est différente et cela impacterait davantage le transfert d'humidité et les propriétés associées lorsque le niveau d'humidité et la quantité d'eau augmentent. La dispersion pour la fibre de bois est plus faible que pour le bois contrecollé. Les écarts sont inférieurs à 20% pour la fibre de bois. De plus, les échantillons de CLT avec colle sont ceux qui présentent le plus de différence, plus de 30% au-delà de $\phi = 0.50$.

Pour l'isotherme de sorption, nous calculons la valeur moyenne de la teneur en eau puis l'écart-type pour les différents niveaux d'humidité. Les résultats montrent également que l'identification est moins dispersée pour la fibre de bois (Figure 3.16b). La différence est maximale pour $\phi = 0.40$ avec 20% d'écart. Au-delà, l'écart-type diminue. Pour le CLT, la différence entre le cas avec colle et celui sans colle est plus importante que pour la perméabilité à la vapeur notamment pour $\phi < 0.40$. L'écart-type maximum est grand : 43% pour le CLT avec colle et 32% pour les autres.

La dispersion plus importante pour les cas avec colle pourrait être expliquée par une répartition non homogène de la colle sur les différents échantillons. La différence entre le bois contrecollé et la

fibres de bois peut provenir de la différence du nombre d'échantillons pour calculer les écarts-types, ou du fait que la fibre de bois est un matériau plus homogène que le CLT et dont la fabrication est plus industrialisée [122, 123]. Le CLT étant constitué de panneaux d'épicéa, des imperfections peuvent rapidement apparaître à l'échelle macroscopique comme des nœuds et des fissures.

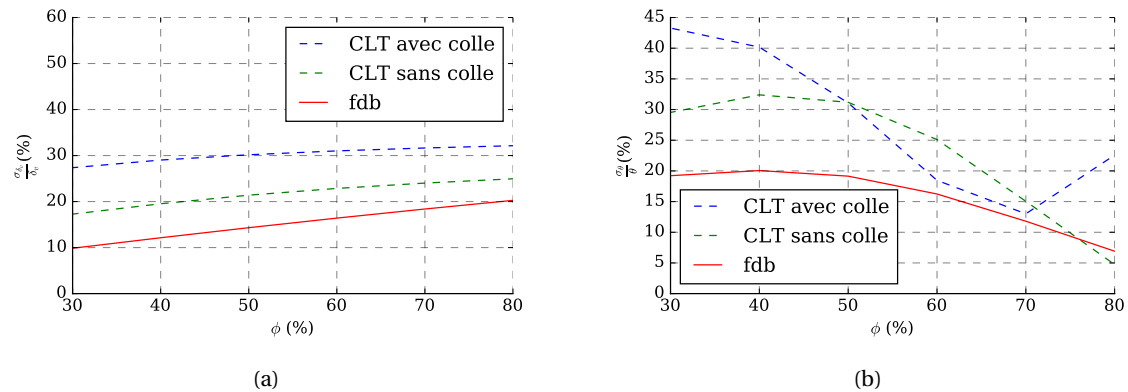


FIGURE 3.16 – Comparaison de la dispersion des résultats pour les deux matériaux : (a) perméabilité à la vapeur, (b) isotherme de sorption.

3.4.2.4 Propriétés moyennes décrivant les matériaux

Les résultats précédents ont montré la dispersion sur les propriétés identifiées pour différents échantillons. Pour prendre en compte cette dispersion, nous pouvons décrire les matériaux par des propriétés moyennées entre les différents cas et calculer les écarts-types.

La Figure 3.17a présente la perméabilité à la vapeur moyenne avec l'écart-type pour le CLT avec et sans colle. Les résultats pour la fibre de bois sont présentés sur la Figure 3.17b. En moyenne, la perméabilité du CLT sans colle est supérieure à celle des échantillons avec colle, ce qui confirme le rôle de la couche de colle sur la diffusion d'humidité dans le matériau.

La Figure 3.17c présente l'isotherme d'adsorption moyenne pour le CLT et la fibre de bois. Ces résultats confirment que la couche de colle a peu d'impact sur l'isotherme de sorption du CLT. La quantité d'eau dans le matériau est plus faible pour la fibre de bois que pour le CLT.

Les coefficients décrivant les propriétés (d_0 , d_1 , θ_1 , θ_2 , θ_3) sont déterminés à partir de ces courbes moyennes ainsi que leurs écarts-types dont les valeurs sont données dans le Tableau 3.4. Ils sont donc représentatifs des matériaux étudiés (fibre de bois et CLT avec et sans colle), nous utiliserons ces valeurs dans la suite de ce travail.

Matériaux	$\theta_1 \times 10^{-1}$ (-)	$\theta_2 \times 10^{-3}$ (1/%)	$\theta_3 \times 10^{-5}$ (1/% ²)	$d_0 \times 10^{-10}$ (s)	$d_1 \times 10^{-13}$ (s/%)
Fibre de bois	2.692 ± 0.368	-4.838 ± 0.101	4.17 ± 0.27	1.04 ± 0.076	4.77 ± 3.5
CLT avec colle	3.14 ± 2.26	-5.98 ± 6	5.84 ± 5.4	0.00267 ± 0.127	4.14 ± 1.49
CLT sans colle	3.56 ± 1.05	-6.29 ± 1.43	5.36 ± 0.36	0.00478 ± 2.78	0.464 ± 1.54

Tableau 3.4 – Valeur des propriétés moyennes pour un échelon en adsorption.

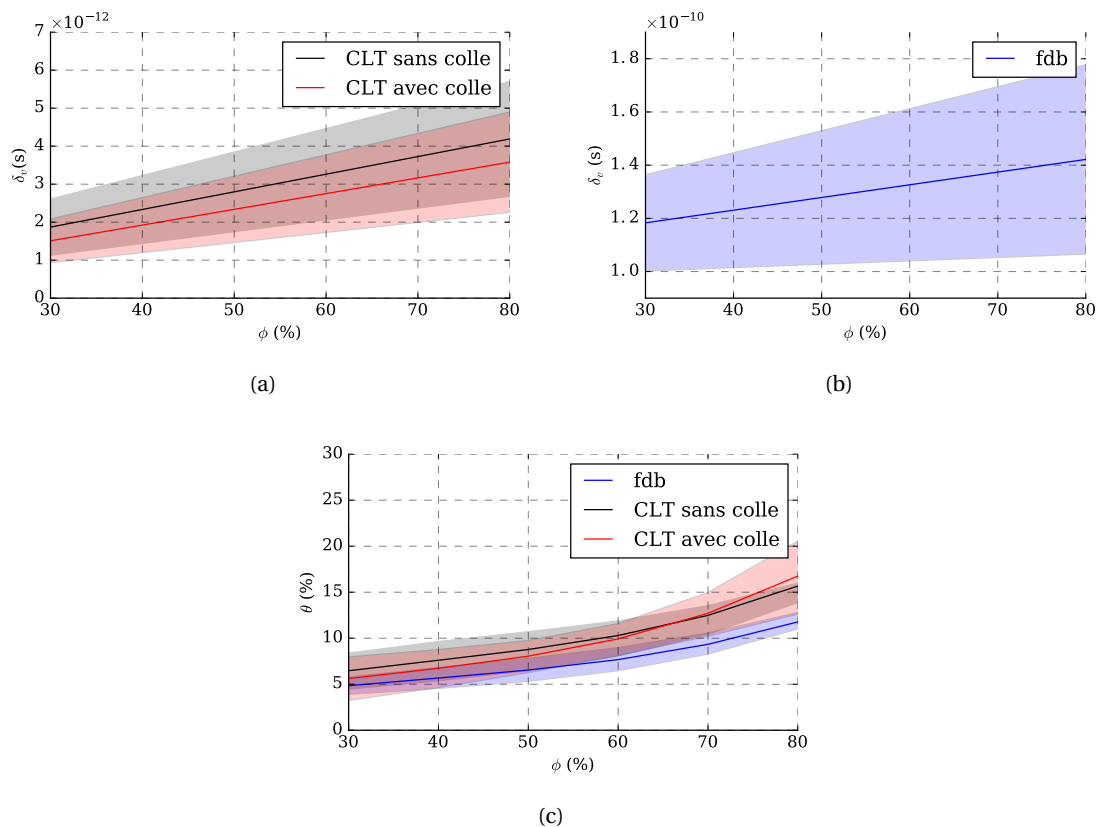


FIGURE 3.17 – Courbes moyennes et écart type dû à la dispersion : (a) perméabilité à la vapeur du CLT, (b) perméabilité à la vapeur de la fibre de bois, (c) isotherme d’absorption des 2 matériaux.

3.5 Conclusion

Une méthode d’identification des propriétés hygriques à partir de mesures en régime transitoire a été mise en place. Cette méthode permet d’estimer les propriétés des matériaux avec une bonne précision en réduisant le temps d’expérience nécessaire.

Pour cela, la diffusion d’humidité à l’intérieur du matériau est étudiée en soumettant les échantillons à des échelons d’humidité. Ce protocole est appliqué à deux matériaux : la fibre de bois et le bois contrecollé. Les données ont été utilisées pour identifier les propriétés hygriques : perméabilité à la vapeur et isotherme de sorption. Les résultats montrent que pour avoir une identification précise, il est intéressant d’utiliser à la fois l’humidité relative et la masse comme données d’entrée et le capteur d’humidité doit être placé préférentiellement sur le bas de l’échantillon.

Pour la fibre de bois, les valeurs estimées sont trois fois plus grandes que les valeurs mesurées avec les méthodes standards. En effet, la dynamique des transferts est sous-estimée avec les propriétés déterminées en régime permanent.

Pour le bois massif contrecollé, les propriétés estimées sont plus proches de celles a priori. De plus, la comparaison des résultats entre des échantillons avec colle et sans colle montre que la couche de colle ralentissait les transferts dans le matériau, conduisant ainsi à une perméabilité à la vapeur plus petite mais n’avait toutefois que peu d’impact sur l’isotherme de sorption. La présence d’un revêtement sur le bois diminue faiblement le coefficient de transfert surfacique tout en étant perméable

à la vapeur. Néanmoins, cette étude montre que la qualité du dépôt joue un rôle important.

Les valeurs des propriétés identifiées sur plusieurs échantillons ont montré que les échantillons de CLT avaient une plus grande disparité que ceux de fibre de bois. Cela peut s'expliquer par une différence d'homogénéité entre les deux matériaux.

Nous avons déterminé les valeurs moyennes des coefficients caractérisant les propriétés hygriques des différents matériaux ainsi que les écarts-types traduisant la dispersion entre les échantillons (Tableau 3.4). Ces valeurs pourront être utilisées pour étudier les matériaux dans d'autres configurations ou à d'autres échelles (voir Chapitre 5).

Ces résultats ont mis en évidence des écarts entre les propriétés estimées et celles a priori. Il reste donc maintenant à étudier les phénomènes physiques qui pourraient expliquer ces différences afin de donner un sens physique à ces propriétés. Cela contribuera à améliorer le modèle de transferts d'humidité dans les matériaux de construction.

Chapitre 4

Quels phénomènes physiques supplémentaires faut-il considérer?

Sommaire

4.1	Introduction	128
4.2	Phénomènes cités dans la littérature	128
4.2.1	Hypothèses des modèles classiques	128
4.2.2	Hystérésis	129
4.2.3	Effets de la température sur l'isotherme de sorption	130
4.2.4	Advection dans le matériau	130
4.2.5	Non-équilibre local	131
4.2.6	Choix des phénomènes étudiés	132
4.3	Impact des phénomènes supplémentaires sur la prédiction du comportement hy- grique de la fibre de bois (article, Transport in porous media, 2018)	132
4.4	Estimation des nouveaux paramètres importants	158
4.4.1	Rappel de la méthodologie	158
4.4.2	Un seul phénomène physique	159
4.4.3	Deux phénomènes physiques	161
4.4.4	Discussion	162
4.5	Application des modèles au bois massif	162
4.5.1	Nombres sans dimension	163
4.5.2	Échantillon de CLT sans colle	164
4.5.3	Synthèse	166
4.6	Conclusion	166

4.1 Introduction

Le chapitre précédent a permis de montrer que l'identification des propriétés était nécessaire pour améliorer la prédiction avec le modèle classique. Néanmoins, les propriétés hygriques estimées à partir de mesures en régime transitoire diffèrent de celles mesurées en régime permanent : pour la fibre de bois, la perméabilité à la vapeur estimée est trois fois plus grande que la valeur a priori. Étant donné l'ordre de grandeur des écarts, la caractérisation par les méthodes standards n'est pas remise en cause, cela ne permettrait pas d'expliquer un tel écart. De plus, ces mesures sont réalisées avec une bonne répétabilité et reproductibilité [124] et sont largement utilisées dans la littérature. Nous remettons plutôt en cause l'interprétation de ces méthodes ou le modèle physique utilisé. Compte tenu des écarts entre propriétés estimées et mesurées, il est important d'étudier les phénomènes physiques qui pourraient expliquer cette différence et donner un sens physique aux propriétés estimées. Cela contribuera à améliorer le modèle de transferts d'humidité dans les matériaux hygroscopiques.

Par conséquent, dans ce chapitre nous allons discuter les hypothèses avancées dans la littérature pour améliorer la capacité de prédiction des modèles. Nous allons notamment étudier l'importance et l'influence de certains phénomènes supplémentaires par rapport à un modèle purement diffusif. Dans la première partie, nous allons détailler les phénomènes cités dans la littérature qui permettraient d'améliorer la comparaison mesures-simulations. Nous justifierons le choix des phénomènes étudiés par la suite. La section 4.3 sera présentée au travers d'un article soumis et s'intéressera au cas de la fibre de bois afin de comparer les prédictions des différents modèles aux mesures expérimentales au cours d'un échelon d'humidité relative. Les paramètres importants pour chaque modèle seront mis en évidence en utilisant une analyse de sensibilité locale. Ces paramètres seront ensuite identifiés à partir des données expérimentales dans la section 4.4. Pour finir, l'impact des phénomènes supplémentaires sera étudié dans le cas des échantillons de bois massif contrecollé.

Il est important de noter que les trois modèles étudiés ont été développés en adimensionnalisant les équations afin de faciliter l'analyse notamment l'étude de sensibilité locale et l'identification et pour ne pas introduire d'erreurs numériques. Les détails sur les schémas numériques choisis et la validation de l'implémentation de chaque modèle sont donnés dans l'Annexe B.

4.2 Phénomènes cités dans la littérature

4.2.1 Hypothèses des modèles classiques

La plupart des modèles utilisés dans la littérature sont basés sur une approche phénoménologique leur permettant de traiter les problèmes physiques à l'échelle macroscopique [61]. Cela a l'avantage de permettre la résolution des équations de transport pour une gamme assez large de matériaux et de conditions aux limites comme avec des logiciels commerciaux [64, 66]. D'autres auteurs adoptent une autre méthode basée sur une approche microscopique où l'échelle macroscopique est atteinte par prise de moyenne des équations sur un volume représentatif [125]. L'avantage est que cela permet une meilleure appréciation des hypothèses réalisées pour obtenir les équations.

A partir des équations de conservation, la plupart des modèles de transferts couplés utilisés dans la littérature sont établis en utilisant des hypothèses communes. Tout d'abord, les équations sont simplifiées en considérant que la masse de vapeur dans le matériau est négligeable devant la masse d'eau liquide étant donné la différence de masse volumique entre les deux phases. Ainsi, la variation de la masse d'eau vapeur est négligée également. Concernant le transport d'eau liquide, quand celui-ci est

considéré, le mouvement d'eau liquide est exclusivement guidé par un gradient d'humidité relative; le flux de liquide est exprimé comme une loi proportionnelle au gradient d'humidité relative. L'impact des deux premières hypothèses a été étudié dans [54]. La plupart des modèles considère uniquement le transport de la vapeur d'eau et du liquide par diffusion dû à un gradient de pression de vapeur ou d'humidité relative. Le transport par advection n'est pas modélisé en première approximation. La diffusion due à la température est peu souvent prise en compte dans les équations; l'importance de cet effet est discutée dans [126]. De plus, les effets de l'hystérésis sur le stockage de l'eau sont négligés afin de simplifier le modèle et considérer uniquement l'isotherme d'adsorption. Généralement, cette courbe est considérée comme indépendante de la température. Les effets de la température sont néanmoins discutés dans certaines études [37, 38, 127, 128]. En outre, l'équilibre local entre l'eau liquide et la vapeur d'eau à l'intérieur du matériau, décrit par cette courbe d'isotherme, est généralement supposé instantané afin d'écrire une équation globale sur la conservation de l'humidité.

Compte tenu de ces hypothèses simplificatrices, les phénomènes qui pourraient permettre d'améliorer les prédictions sont : l'hystérésis, les effets de la température sur l'isotherme, la remise en cause de l'équilibre local, le transport par advection. Nous allons détailler un peu ces phénomènes.

4.2.2 Hystérésis

La Figure 4.1 présente les isothermes de sorption et de désorption, obtenues avec les méthodes standards de caractérisation [115], pour la fibre de bois étudiée expérimentalement dans le chapitre précédent. Les phénomènes d'hystérésis entre les deux courbes traduisent que le comportement d'un matériau sera différent entre les processus de sorption et de désorption. La quantité d'eau retenue lors d'une désorption est supérieure à la quantité adsorbée et la différence dépend essentiellement des propriétés des pores du matériau (dimension moyenne et répartition). Cela s'explique par le fait que lors du séchage, il est plus difficile de retirer l'eau contenue dans les pores de petite taille et la quantité d'eau dans le matériau est plus importante [129]. De plus, l'hystérésis diffère suivant le matériau [6, 80], cela est dû à leur structure microscopique et aux propriétés qui en découlent comme la surface spécifique, la distribution de la taille des pores et la porosité.

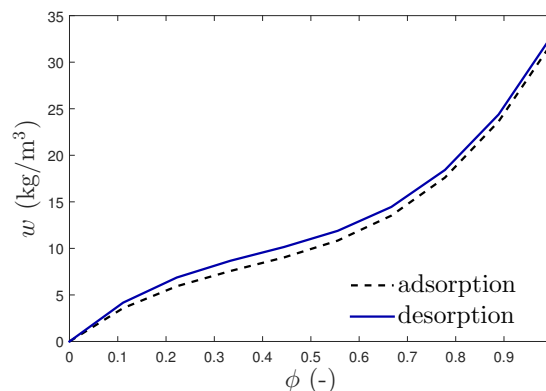


FIGURE 4.1 – Isotherme d'adsorption et de désorption de l'isolant en fibre de bois étudié.

Néanmoins, ce phénomène est souvent négligé, et c'est l'isotherme de sorption qui est utilisé, ce qui peut conduire à une surestimation de l'inertie hygrique et une sous-estimation du risque d'apparition de la condensation [80].

La modélisation de l'hystérésis n'est pas simple car son origine n'est pas très bien connue. Néanmoins, certains modèles ont été développés afin de définir la capacité hygrique noté c en fonction

des valeurs de la capacité hygrique en sorption c_{ad} et en désorption c_{desor} . Un modèle simple mais discontinu est le modèle *bang-bang* où l'on passe d'une isotherme à une autre suivant le signe de la variation de l'humidité relative :

$$\begin{cases} \text{si } \frac{\partial \phi}{\partial t} \geq 0, c = c_{ad}, \\ \text{si } \frac{\partial \phi}{\partial t} < 0 c = c_{desor}. \end{cases} \quad (4.1)$$

Un autre modèle, plus complexe et décrit dans [55], nécessite de résoudre une équation différentielle supplémentaire en même temps que le problème de transferts couplés chaleur-masse. Il permet de lisser le passage d'une isotherme à l'autre. D'autres modèles ont été développés pour prendre en compte l'hystérésis : le modèle de Mualem [130], basé sur le concept de la bouteille d'encre, et celui de Pedersen [131] qui utilise une approche empirique pour décrire l'hystérésis.

Des études suggèrent que la prise en compte du phénomène d'hystérésis pourrait améliorer la comparaison [3, 81]. A partir des données de [81], BERGER ET AL. [55] ont comparé deux modèles d'hystérésis et ont montré une amélioration de la prédiction lorsque ces phénomènes sont pris en compte. Nous avons également utilisé un modèle d'hystérésis pour identifier les propriétés hygrique de la fibre de bois dans le cas des mesures transitoire présentées dans le chapitre précédent, ceci fait l'objet de l'article [132]. Cependant, l'hystérésis n'a d'impact sur les résultats que lorsque l'échantillon est soumis alternativement à des processus d'adsorption et de désorption de l'humidité. Dans la suite, nous étudions le cas d'un échelon unique d'humidité relative, ainsi ce phénomène ne sera pas étudié et nous utiliserons l'isotherme identifiée dans le chapitre précédent.

4.2.3 Effets de la température sur l'isotherme de sorption

L'isotherme de sorption, souvent mesurée à une seule température, est néanmoins influencée par la température [37, 128, 133, 134]. La teneur en eau et la capacité hygrique à un niveau d'humidité donné diminue avec la température. Cet effet, souvent négligé, modifie néanmoins les résultats du modèle et pourrait améliorer les prédictions de l'évolution de l'humidité [38, 127]. Dans la suite, les données expérimentales sont obtenues en conditions isothermes, ce phénomène ne sera donc pas modélisé.

4.2.4 Advection dans le matériau

La plupart des modèles de la littérature néglige le transfert d'humidité par advection correspondant au transport d'humidité dû à une vitesse d'air dans le matériau. Dans le domaine des transferts dans le sol, les phénomènes d'advection sont souvent modélisés [135, 136].

Dans les matériaux de construction, le phénomène d'advection d'humidité peut également se produire à cause d'une différence de pression totale entre les côtés intérieur et extérieur d'une paroi induisant un mouvement de l'air à travers les matériaux poreux. Pour les matériaux fibreux, l'air peut se déplacer entre les fibres ou à l'intérieur des pores en raison d'un gradient de pression totale pouvant également être imposé par un gradient de pression de vapeur dans le matériau.

Certains modèles ont été développés en prenant en compte l'advection d'humidité [137, 138], parfois de manière simplifiée avec une vitesse d'air constante dans le matériau [55, 109]. Néanmoins, cela met en évidence que si les flux diffusif et advectif sont dans la même direction, le mécanisme d'advection permet une augmentation de la vitesse du front d'humidité et modifie le régime transitoire. Le mouvement de l'air dans le matériau est contrôlé par la valeur de la perméabilité à l'air

du matériau dont l'ordre de grandeur dans la littérature peuvent être assez variables pour un même matériau [58, 138].

Les résultats obtenus avec le modèle diffusif-advectif simplifié sur l'isolant fibre de bois, présentés dans [120] ont donné des résultats prometteurs concernant l'amélioration de la prédiction de l'évolution de la pression de vapeur dans le matériau. Il semble donc intéressant d'étudier l'influence de ce phénomène en détail. La formulation du modèle employé est décrite dans l'article qui suit.

4.2.5 Non-équilibre local

De manière classique, nous supposons que l'équilibre local entre la vapeur et l'eau liquide dans le matériau est assuré à tout instant. Cela permet de simplifier les équations en considérant une seule équation de conservation pour l'humidité. Cet équilibre est représenté par la courbe d'isotherme du matériau. Néanmoins, cette hypothèse est de plus en plus remise en question par plusieurs études particulièrement pour les matériaux fibreux ou à base de bois [101, 139]. De plus, la modélisation du non-équilibre, avec le modèle dit non-Fickien développé principalement pour le matériau à base de bois, est présentée comme un moyen d'améliorer la prédiction du comportement hygrothermique [31, 102]. Les effets d'un tel modèle ont été mis en évidence par une comparaison entre mesures et simulations dans [140].

Pour modéliser le non-équilibre, il faut revenir aux équations de conservation des différentes espèces. Dans le matériau, l'eau peut exister sous trois formes : l'eau libre, l'eau liée adsorbée aux parois cellulaires et l'eau vapeur dans les cavités. Une équation de conservation doit être considérée pour chaque phase en prenant en compte le transport par diffusion de chaque espèce ainsi que les termes de conversion. Par exemple, l'échange entre l'eau vapeur et l'eau liée se fait par un processus de sorption comme décrit sur la Figure 4.2. Cette approche permet de modéliser le transport de chaque phase par différentes relations constitutives en fonction de la force motrice et de décrire l'état de non-équilibre entre les différentes phases avec le terme de conversion.

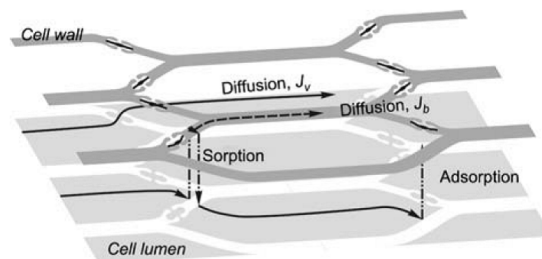


FIGURE 4.2 – Différents processus de transport dans la structure du bois [141].

Plusieurs modèles ont été développés notamment pour modéliser le terme de conversion entre la vapeur et l'eau liée [30, 31, 141]. Néanmoins cette représentation est peu utilisée pour décrire les transferts dans les matériaux à l'échelle macroscopique car elle est plus coûteuse en temps de calcul et nécessite de connaître les propriétés liées au transport des différentes phases et au terme d'échange.

Nous allons tout de même explorer ce modèle comme piste d'amélioration pour la comparaison mesures-simulations. Pour cela nous ferons des hypothèses pour exprimer et calculer le terme de conversion entre phases. La formulation du modèle employé est décrite dans l'article qui suit.

4.2.6 Choix des phénomènes étudiés

L'impact des phénomènes d'advection et de non-équilibre local dans la prédiction des transferts n'est pas toujours bien établi. Dans la suite du chapitre nous allons donc étudier les modèles suivants pour améliorer la modélisation des transferts dans les matériaux à l'échelle macroscopique :

- modèle diffusif (abrégé par diff)
- modèle diffusif-advectif (abrégé par diff-adv)
- modèle par séparation de phase avec non-équilibre local (abrégé par NLE)

Pour rappel, l'hystérésis n'est pas prise en compte et nous modélisons uniquement le comportement hygrique car la température est considérée comme constante.

4.3 Impact des phénomènes supplémentaires sur la prédiction du comportement hygrique de la fibre de bois (article, *Transport in porous media*, 2018)

Dans cette partie, développée dans un article soumis intégralement cité ci-après, nous utilisons les mêmes données expérimentales que dans le chapitre précédent (échelon 10%-75%) afin d'étudier l'impact des phénomènes supplémentaires sur la prédiction du comportement hygrique de la fibre de bois. La température est considérée comme constante au cours de cette expérience, en accord avec la figure 4.3 présentant les conditions aux limites en température. A noter que les échantillons de fibre de bois ont été conditionnés à 10% d'humidité relative en les plaçant dans une étuve à 70°C. La température passe donc de 70°C à 25°C lorsque que l'échantillon est placé dans la RH-box. Dans l'annexe B, nous montrons que les effets de cet échelon initial de température peuvent être négligés. Cela nous permet de nous concentrer uniquement sur les transferts de masse et de considérer l'expérience en conditions isothermes à 25°C.

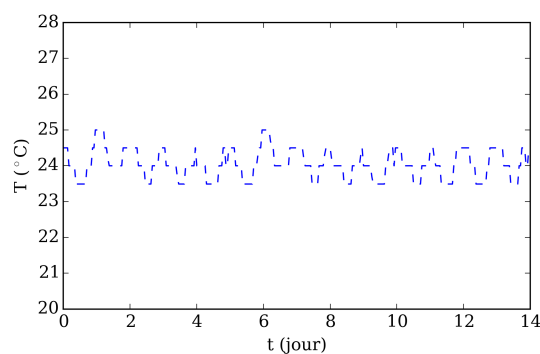


FIGURE 4.3 – Conditions aux limites en température pendant l'expérience 10%-75%.

La fiabilité des trois modèles est étudiée par comparaison avec les mesures. Afin d'améliorer la compréhension des transferts d'humidité dans les matériaux hygroscopiques, une analyse de sensibilité locale a été définie et utilisée pour identifier les paramètres importants dans les modèles et étudier leurs rôles au cours de l'expérience. L'impact de chacun des différents mécanismes (advection, sorption et diffusion) sur le transport global sera étudié.

Les différentes étapes et résultats de cette étude sont présentés en détail dans l'article qui suit.

Comparative study of three models for moisture transfer in hygroscopic materials

Journal : Transport in porous media, accepté le 17/09/2018

Thomas Busser ^{a,b*}, Julien Berger^a, Amandine Piot^b, Mickael Pailha^a and Monika Woloszyn^a

^a Univ. Grenoble Alpes, Univ. Savoie Mont Blanc, CNRS, LOCIE, 73000 Chambéry, France

^b University Grenoble Alpes, CEA, LITEN, DTS, INES, F-38000, Grenoble, France

*corresponding author, e-mail address : thomas.busser@univ-smb.fr

Abstract

Prediction of moisture transfer within material using a classic diffusive model may lack of accuracy, since numerical simulations underestimate the adsorption process when a sample is submitted to variations of moisture level. Model equations are always established with assumptions. Consequently some phenomena are neglected. This paper therefore investigates the impact of improving traditional diffusive models by taking into account additional phenomena that could occur in moisture transport within hygroscopic fibrous materials such as wood-based products. Two phenomena in the porous material are investigated: 1. non-equilibrium behaviour between water vapour and bound water, and 2. transport by air convection. The equations of each model are established by starting from averaging conservation equations for the different species considered within material (water vapour, bound water, air). In addition, the validity of assumptions currently used in the models is verified. Then the three models are compared with experimental data to highlight their capacity to predict both the vapour pressure and the mass of adsorbed water. This comparison tends to show a slight improvement in predictions with the new models. To increase our understanding of these models, the influence of the main parameters characterising phenomena (sorption coefficient, intrinsic permeability, PÉCLET and FOURIER numbers) is studied using local sensitivity analysis. The shape of the sensitivity coefficients shows that the first kinetics period is only impacted a little by the non-equilibrium. In other periods, the influence of the diffusion phenomenon represented by the FOURIER number is much greater than that of the two other phenomena: advection and sorption. Nevertheless, the sensitivity study shows that these two phenomena have some influence on vapour pressure.

Keywords: diffusion, advection, non-equilibrium, model, validation, local sensitivity analysis, hygroscopic material

1 Introduction

1.1 Context

The physical phenomena occurring in heat and moisture transport in porous media have been investigated carefully since the studies reported by PHILIP and DE VRIES [31] and LUIKOV [24] and then applied to building material [21]. Based on these first studies, many hygrothermal simulation tools have been developed [25, 45], such as Delphin [3], MATCH [33], WUFI [17] and Umidus [26]. Despite a diversity of formulations, studies confirm that the results obtained with various tools are relatively close [18, 19]. These tools are used to analyse physical phenomena influencing heat and moisture transfer within materials. Their role is also to predict the hygrothermal behaviour accurately; therefore, they are increasingly important in practice, because they provide valuable indications, especially for walls made of unconventional materials, such as old materials or bio-sourced materials. Since moisture can impact building performance and the perceived indoor air quality, building envelopes are often designed using these hygrothermal tools.

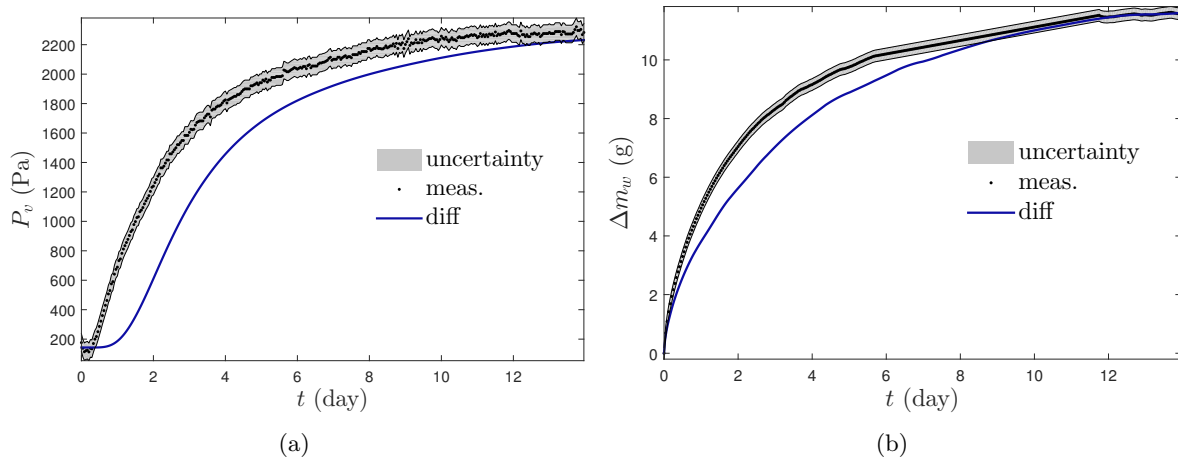


Figure 1: Experimental data used for comparison with models: (a) the vapour pressure at the bottom of sample, (b) the mass of water.

1.2 Problem statement

Given the importance of numerical models, their reliability has to be verified by comparing results with experimental data. In the literature, several studies highlight that hygrothermal models do not accurately reproduce the hygrothermal transfers at the material or wall scale under dynamic load, particularly for highly hygroscopic materials [10, 18, 22, 40]. The results of numerical simulations seem to underestimate the adsorption process and/or overestimate the desorption process when a sample is submitted to a moisture step or cycle. In other words, experimental transport is faster than simulation predicts. For example, Figure 1 obtained from [8] presents these typical deviations observed in the literature between numerical and experimental results in the case of the study of moisture sorption in a hygroscopic material. Several factors could explain these deviations such as the uncertainties of input material data and deficiencies in the model used. Interested readers may refer to [7] for a broad literature review.

Most of the widely used models are established under common assumptions. It is assumed that the variation of the vapour mass is negligible in the water balance and that liquid flow is exclusively driven by a relative humidity gradient. The impact of these two assumptions concerning vapour mass and liquid flow is investigated in [39]. Moreover, hysteresis effects on moisture storage are not always taken into account: often only the adsorption isotherm curve is used. Some studies suggested that considering the hysteresis phenomenon may improve comparison between measurements and simulations when the sample is submitted alternatively to moisture adsorption and desorption processes [18, 46]. Hysteresis cannot explain deviations which appear with single moisture step. In addition, the local equilibrium between liquid water and its vapour within the material at all times is generally assumed and most of the models consider only the moisture transport by diffusion.

Some studies try to explain the deviations observed between measurements and simulations, stating that modelling some additional phenomena, not taken into account in the purely diffusive model, could improve predictions [23, 29, 35, 41]. On the one hand, taking into account the advection phenomenon seems to have an impact on the transient state [4, 6]. The air within the porous matrix may move between fibres or within connected pores due to a total pressure gradient. This pressure gradient could be imposed by a difference of total pressure between the two sides of a material but can also be linked to a change of vapour pressure within the material. On the other hand, modelling non-local-equilibrium, mainly developed for wood-based material, was presented as a way to improve the prediction of the hygrothermal behaviour [20, 29]. This model considers the bound water and the water vapour in the material separately with an exchange between the two by sorption. This phenomenon is linked to multiscale effects in wood and is mainly studied for drying [28]. The non-equilibrium effect was highlighted by measurements and comparison with the Fickian model in [42]. Nevertheless, the impact of these two phenomena, advection and the non-local-equilibrium, in prediction is still not well established.

1.3 Objectives of the paper

Therefore, the issue is the following: can the modeling of these additional phenomena improve the prediction of hygrothermal transfers within building porous material? The importance and the impact of selected phenomena (advection and non-local-equilibrium), as compared to a purely diffusive model, are studied. The aim is to contribute new insight to this discussion. The present study focuses only on a moisture adsorption step. Consequently, the effect of hysteresis is not explored here.

This article is organised as follows. First, the experimental data used as the reference case are described. In Section 2, the three models considered are presented and equations are developed by presenting the different assumptions made. Then in Section 3, these assumptions are validated before comparing the predictions of the three models in the case of a moisture step under isothermal conditions in Section 4. Finally, Section 5 studies the influence of parameters by computing a sensitivity coefficient for each important parameter of diffusive, advective and non-local-equilibrium models.

1.4 Experimental data

1.4.1 Characterisation of sample

In the present study, data from a single moisture step experiment are considered as the reference to evaluate the reliability of the different models and used in Figures 1, 6, 7 and 9. These experimental data were obtained for a wood fibre insulation material [8]. This material was characterised by several laboratories to obtain physical (porosity, density) and hygric properties (vapour permeability) [27, 32] *i.e.* the dependence of vapour permeability with relative humidity was determined with the standard cup method in steady state. The sorption isotherm curve used in this article was obtained using a parameter identification method with the experimental data, the same as the ones used in this paper (Figure 1), carried out in transient state on the same sample tested. The identification method based on an inverse method algorithm, described in details in [8], was applied to determine vapour permeability and sorption isotherm to have the best agreement between measurements and simulations. In the literature, values of the sorption coefficient vary between $2 \cdot 10^{-6}$ s/m² and $8 \cdot 10^{-8}$ s/m²; here the mean value of $h = 5 \cdot 10^{-7}$ s/m² is chosen [20]. For the air transport, several values of intrinsic air permeability k_{mat} for wood fibre can be found in the literature [1, 2]. In the following we choose: $k_{mat} = 2 \cdot 10^{-15}$ m². The material properties are summarised in Table 1.

1.4.2 Laboratory experiment

The tested sample with a 10 cm diameter and 8 cm thickness, initially conditioned at a relative humidity $\phi_1 = 0.048$ and a temperature $T = 70^\circ\text{C}$, is submitted to an adsorption step at $\phi_2 = 0.75$ for 14 days. The temperature is considered constant during the whole test at $T = 24^\circ\text{C}$. Only the top surface of the sample is open to the ambient air, the lateral and bottom surfaces are covered with aluminium tape (Figure 2). The experimental protocol, presented in detail in [8], allows one to measure the relative humidity and the temperature at the bottom of the sample using a wireless sensor inserted with the sample. In addition, the mass of the sample as a function of time is recorded.

Properties	Values/expression	Unit
Porosity ^a	$\varepsilon = 0.9$	-
Density ^a	$w_0 = 146$	kg/m ³
Sorption isotherm curve ^b	$w_b = 29.8 \phi^3 - 31.4 \phi^2 + 26.7 \phi$	kg/m ³
Vapour permeability ^a	$k_v = 3.75 \cdot 10^{-11} + 6.8 \cdot 10^{-11} \phi$	s
Intrinsic air permeability ^c	$k_{mat} = 2 \cdot 10^{-15}$	m ²
sorption coefficient ^d	$h = 5 \cdot 10^{-7}$	s/m ²

Table 1: Material properties of wood fibre material tested. a: [27, 32], b: [8], c: [2], d: [20].



Figure 2: Picture of the sample tested.

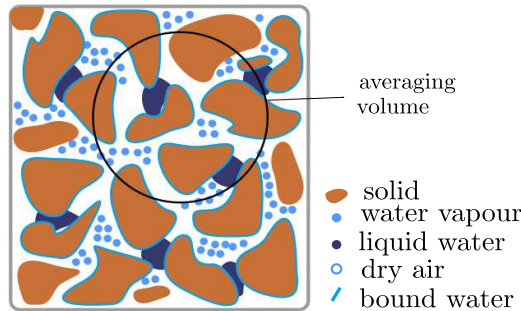


Figure 3: Representation of a porous media with different phases

2 Models for moisture transfer in hygroscopic materials

This section presents the different models of moisture transfer within hygroscopic materials such as wood-based materials. First, after a brief description of the porous media, a general model that includes all physical phenomena considered in the paper is presented. Following that, the classic diffusive model, non-equilibrium model and advective-diffusive model are presented highlighting the hypothesis made to obtain them starting from the general model.

2.1 Description of the porous medium

The porous medium is composed of a solid matrix and pores that can be filled with several fluids as water and dry air (Figure 3). Particularly in wood based material, water may exist in three different forms: as free liquid water (denoted by the index l), bound water (denoted by the index b) or water vapour (denoted by the index v). The difference between the free and bound water is that the latter is chemically bound to the solid matrix and the transfer occurs within the cell wall. Given that we assume that the temperature is higher than the freezing point, the solid phase of water is not considered. The total gaseous phase, including dry air (da) and water vapour, is denoted by index a .

The porosity of the material is defined as the ratio of the volume of void-space V_{void} to the total volume $\varepsilon \stackrel{\text{def}}{=} \frac{V_{void}}{V}$ whereas the coefficient b is the ratio of the volume of the gas phase V_g to the volume of void-space $b \stackrel{\text{def}}{=} \frac{V_g}{V_{void}}$. Contrary to the porosity considered as constant, the coefficient b depends on the quantity of liquid water located within the material and can be expressed as:

$$b = \frac{V_g}{V_{void}} = \frac{V_{void} - V_l}{V_{void}} = 1 - \sigma,$$

where $\sigma = \frac{V_l}{V_{void}}$ is saturation, which depends on time. Therefore, the quantities $b\varepsilon$ and $\sigma\varepsilon$ represent the volume fraction of gaseous phase and the volume fraction of liquid water, respectively.

The amount of water in pores can be quantified by the water mass content θ defined as the ratio of the mass of water m_l and the total mass m_t , $\theta \stackrel{\text{def}}{=} \frac{m_l}{m_t}$. Moreover, the volumetric concentration of

phase i , w_i is defined as the ratio of mass of phase i and of the total volume $w_i \stackrel{\text{def}}{=} \frac{m_i}{V_t}$. This enables to express saturation as $\sigma = \frac{w_l}{\rho_l \varepsilon}$, with ρ_l the water density.

The water vapour in the air can be characterised by the vapour pressure P_v , and by the relative humidity of air ϕ defined as the ratio of vapour pressure and saturation pressure, P_{sat} which depends on the temperature : $\phi \stackrel{\text{def}}{=} \frac{P_v}{P_{sat}}$.

In the case of wood-based material, below the fibre saturation point (corresponding approximately to $\theta = 30\%$ for wood [38]), only bound water and water vapour exist, there is no free liquid water. In the present work, according to the variation of relative humidity ($\phi < 0.8$), we assume that we stay below this point and the transfer of liquid free water is not modelled.

In the material, we note s_i the volumetric source term corresponding exclusively to the phase change of species into phase i *e.g.* s_b represents the conversion of vapour to bound water and s_v the opposite phenomenon. Therefore, we have $s_b + s_v = 0$. Moreover, s_a corresponds to the phase change term from water phase into air phase. Given that air is considered to be a perfect gas composed of dry air and water vapour, this term includes only conversion of bound water to the vapour phase. This phenomenon corresponds to the term s_v . Therefore, we have : $s_a = s_v$. Moreover, no chemical reactions are considered.

2.2 Conservation equation in porous material

The transfer of moisture in the porous media can be driven by diffusive \mathbf{g}_d and advective \mathbf{g}_{adv} fluxes. The latter occurs by air motion through the pores. An averaging procedure is applied to describe the transport of the component (i) that can be bound water (b), water vapour (v) or air (a) [44]:

$$\frac{\partial \langle w_i \rangle}{\partial t} = -\nabla \cdot \left(\langle \mathbf{g}_{d,i} + \mathbf{g}_{adv,i} \rangle \right) + \langle s_i \rangle. \quad (1)$$

The bulk phase average is defined as:

$$\langle \psi_i \rangle = \frac{1}{V_t} \int_{V_t} \psi_i dV.$$

In the following we will simplify the notation based on the bulk phase average [43]:

$$\begin{aligned} \langle w_i \rangle &\equiv w_i, \\ \langle \mathbf{g}_{d,i} \rangle &\equiv \mathbf{g}_{d,i}, \\ \langle \mathbf{g}_{adv,i} \rangle &\equiv \mathbf{g}_{adv,i}, \\ \langle s_i \rangle &\equiv s_i. \end{aligned}$$

The diffusive fluxes for a phase i can be described as Fick's law:

$$\mathbf{g}_{d,i} = -D_i \nabla w_i, \quad (2)$$

where D_i is the diffusivity of the phase i . The advective transport corresponds to the transport by motion of air through pores of material and the flux for a phase i can be expressed as:

$$\mathbf{g}_{adv,i} = \frac{w_i}{b \varepsilon} \mathbf{v}_g, \quad (3)$$

where \mathbf{v}_g is the total gas mass average velocity assumed to correspond to the air velocity within the material. In building material, the air velocity is given by the DARCY law:

$$\mathbf{v}_g = -\frac{k_{mat}}{\mu_{air}} \nabla P_a, \quad (4)$$

where k_{mat} is the intrinsic permeability of material, μ_{air} the dynamic viscosity of air and P_a the total pressure of air.

We can develop the conservations equation for each phase to obtain the differential equation of the driving potential.

Conservation of water vapour

The volumetric concentration of the water vapour w_v can be linked to the vapour pressure P_v using the perfect gas law:

$$w_v = b \cdot \varepsilon \frac{P_v}{R_v T}, \quad (5)$$

where R_v is the perfect gas constant for water vapour. The temperature is constant and

hyp 1. *We assume the gas filled fraction b of the void space to be constant*

The equations are established below the fibre saturation point, and free liquid water is not considered; consequently, the volume of vapour within the material can be considered as constant. Therefore, we assume variation of coefficient b to be negligible for the boundary conditions considered in this study: $b \simeq 1$.

Therefore, the temporal derivative of the water vapour content, w_v can be written as:

$$\frac{\partial w_v}{\partial t} = \left(\frac{b \varepsilon}{R_v T} \right) \frac{\partial P_v}{\partial t}.$$

The diffusive flux of vapour can be expressed as a function of the vapour pressure and the vapour permeability k_v measured experimentally :

$$\mathbf{g}_{d,v} = -k_v \nabla P_v. \quad (6)$$

Given the air velocity equation (4), we define the vapour advection coefficient $\mathbf{a}_v(P_a) = \frac{k_{mat}}{R_v T \mu_{air}} \nabla P_a$ to express advective flux for water vapour (equation (3)) as:

$$\mathbf{g}_{adv,v} = -\mathbf{a}_v(P_a) P_v. \quad (7)$$

We denote the water vapour capacity $c_v \stackrel{\text{def}}{=} \frac{b \varepsilon}{R_v T}$. The differential equation of water vapour conservation becomes:

$$c_v \frac{\partial P_v}{\partial t} = \nabla \cdot (k_v \nabla P_v + \mathbf{a}_v(P_a) P_v) + s_v. \quad (8)$$

Conservation of bound water

We assume that the air advection within the pores has no impact on the motion of bound water due to its chemical binding to cell walls, the transfer of bound water occurs only by diffusion, $\mathbf{g}_{adv,b} = 0$. The bound water concentration, w_b , can be linked to the bound water pressure P_b , corresponding to equilibrium vapour pressure using the sorption isotherm curve of the material, $w_b = f(\phi)$. Therefore, at constant temperature, we can write:

$$\frac{\partial w_b}{\partial t} = \frac{1}{P_{sat}} \frac{\partial w_b}{\partial \phi} \frac{\partial P_b}{\partial t},$$

where P_b corresponds to the equilibrium vapour pressure corresponding to the current bound water content. We define the bound water capacity $c_b \stackrel{\text{def}}{=} \frac{1}{P_{sat}} \frac{\partial w_b}{\partial \phi}$. Finally, the equation of bound water conservation is :

$$c_b \frac{\partial P_b}{\partial t} = \nabla \cdot (D_b \nabla w_b) + s_b. \quad (9)$$

Conservation of moist air

Air is assumed to be transported only by advection within the material, therefore by considering mass average velocity \mathbf{v}_g , the total flux of air is given by a Darcy law:

$$\mathbf{g}_{d,a} + \mathbf{g}_{adv,a} = \frac{w_a}{b\varepsilon} \mathbf{v}_g = -\frac{w_a}{b\varepsilon} \frac{k_{mat}}{\mu_{air}} \nabla P_a = k_a \nabla P_a, \quad (10)$$

with $k_a \stackrel{\text{def}}{=} \frac{k_{mat}}{\mu_{air} R_a T} P_a$ the apparent air permeability. By applying the perfect gas law to air, the air content can be expressed as:

$$w_a = \frac{b\varepsilon}{R_a T} P_a,$$

where R_a is the constant of the perfect gas for moist air that can be expressed as a function of the constant of the perfect gas of dry air, R_{da} and of water vapour R_v :

$$R_a = \frac{R_{da}}{1 - \frac{P_v}{P_a} \left(1 - \frac{R_{da}}{R_v}\right)} \simeq R_{da}.$$

As previously, we consider that b and the temperature are constant. Moreover, with the typical pressure values considered in the experiment (section 1.4), we have $\frac{P_v}{P_a} \left(1 - \frac{R_{da}}{R_v}\right) = \frac{2000}{1 \cdot 10^5} \left(1 - \frac{287}{462}\right) = 7.5 \cdot 10^{-3} \ll 1$. Then we can easily consider that $R_a \simeq R_{da}$ is independent of time. Therefore, the temporal derivative of the air content is:

$$\frac{\partial w_a}{\partial t} = \left(\frac{b\varepsilon}{R_a T}\right) \frac{\partial P_a}{\partial t}.$$

We define the air capacity, $c_a(P_v, P_a) \stackrel{\text{def}}{=} \frac{b\varepsilon}{R_a T}$. Therefore, the air conservation equation is:

$$c_a \frac{\partial P_a}{\partial t} = \nabla \cdot \left(k_a \nabla P_a\right) + s_a. \quad (11)$$

Initial and boundary conditions

Conservation of vapour flux is assumed at the interface between material and surrounding air considering the diffusion and advection flux within material:

$$\mathbf{g}_{d,v}|_{x \in \Gamma} + \mathbf{g}_{adv,v}|_{x \in \Gamma} = \beta (P_v - P_v^\infty) \cdot \mathbf{n},$$

where superscript ∞ stands for the ambient air in contact with the porous material and β for the convective mass transfer coefficients considered as constant in the present modelling exercise. At the bottom surface of the sample, we consider that the moisture flux is nil due to the presence of aluminium tape:

$$\mathbf{g}_{d,v}|_{x \in \Gamma} + \mathbf{g}_{adv,v}|_{x \in \Gamma} = \mathbf{0}.$$

For the bound water, if the diffusion is taken into account, we consider that the flux at the interface of the material is nil :

$$\mathbf{g}_{d,b}|_{x \in \Gamma} = \mathbf{0}.$$

For air transfer, when the material's surface is open to surrounding air we assume a Dirichlet condition for air pressure:

$$P_a = P^\circ,$$

where P° is the standard pressure considered as the atmospheric pressure. In other cases, when the material is not permeable to air, using aluminium tape at a surface for example, we consider that air flux is nil:

$$\mathbf{g}_{\text{adv,a}}|_{x \in \Gamma} = \mathbf{0}.$$

Initially, the tested sample is pre-conditioned under constant boundary conditions using a climatic chamber. Therefore, the material is considered to be at the equilibrium state and pressures within the material are uniform:

$$P_b = P_v = P_v^0, \quad P_a = P_a^i.$$

2.3 Classic diffusive model

2.3.1 Conservation equation

The classic diffusive model, used in most studies to simulate the behaviour of hygroscopic materials, is derived from the general conservation equations (Equations (8), (9) and (11)) considering only diffusive transport; the transport by advection is ignored. Moreover, this model assumes equilibrium between bound water and water vapour: $P_v = P_b$. It enables to link directly $w_v + w_b = f(\phi)$. Therefore by summing Equations (8) and (9), we obtain:

$$\frac{\partial w_v}{\partial t} + \frac{\partial w_b}{\partial t} = c_v \frac{\partial P_v}{\partial t} + c_b \frac{\partial P_b}{\partial t} = -\nabla \cdot \left(\underbrace{-k_v \nabla P_v}_{\mathbf{g}_{d,v}} - \underbrace{D_b \nabla w_b}_{\mathbf{g}_{d,b}} \right). \quad (12)$$

After that, the transport differential equation is obtained under the following additional assumptions:

hyp 2. *We assume that the mass of vapour is negligible compared to the mass of bound water.*

This assumption is often made in the literature [21, 24]:

$$\frac{\partial w_v}{\partial t} \ll \frac{\partial w_b}{\partial t}.$$

hyp 3. *We assume that the bound water diffusive flux is negligible compared to the one of vapour*

Some studies, inspired by the pioneering papers by PHILIP and DE VRIES [31] in soil physics, investigate the relative importance of liquid and vapor fluxes as a function of the liquid water content. It appears that bound water flux is the smallest contributor to total transport and that this flux can be ignored compared to the transport of vapour [11, 30, 36]. Therefore, the total diffusive flux of water reads:

$$\mathbf{g}_{d,b} + \mathbf{g}_{d,v} \simeq \mathbf{g}_{d,v} = -k_v \nabla P_v. \quad (13)$$

With these assumptions, the differential equation for the classic diffusive model is:

$$c_b \frac{\partial P_v}{\partial t} = \nabla \cdot \left(k_v \nabla P_v \right).$$

2.3.2 Dimensionless equations

A dimensionless representation of the governing equations is used for a more general applicability of computations and to carry out the sensitivity analysis. Moreover, this representation makes it possible to compare the different models more easily. The dimensionless vapour pressure is defined as:

$$P_v^* = \frac{P_v}{P_v^{\text{ref}}},$$

where P_v^{ref} is the reference value of vapour pressure. The reference value is taken at the initial state of the experiment ($P_v^{\text{ref}} = P_v^0$). We also define dimensionless variables for time and space as:

$$x^* = \frac{x}{L}, \quad t^* = \frac{t}{t^{\text{ref}}},$$

where L corresponds to the thickness of the material and t^{ref} to a reference time taken equal to 3600 s here.

All the properties used in the governing equation are also modified using a reference value calculated at the initial state and denoted with superscript *ref*. New parameters are:

$$c_b^* = \frac{c_b}{c_b^{\text{ref}}}, \quad k_v^* = \frac{k_v}{k_v^{\text{ref}}}.$$

When the model is modified using the new parameters and the new variables, some dimensionless numbers can be defined. The FOURIER number characterises the transient mass diffusive transport. It is a ratio of the diffusive transport rate to the storage rate:

$$\text{Fo}_m = \frac{k_v^{\text{ref}} t^{\text{ref}}}{c_b^{\text{ref}} L^2}.$$

Therefore, the dimensionless differential equation governing mass transfer is:

$$c_b^* \frac{\partial P_v^*}{\partial t^*} = \text{Fo}_m \frac{\partial}{\partial x^*} \left(k_v^* \frac{\partial P_v^*}{\partial x^*} \right). \quad (14)$$

To define the boundary conditions we introduce the BIOT number, which expresses the ratio between the convective transport in the air and the diffusive transport within the material:

$$\text{Bi}_m = \frac{\beta L}{k_v^{\text{ref}}}.$$

Therefore, the boundary condition is written as:

$$k_v^* \frac{\partial P_v^*}{\partial x^*} = \text{Bi}_m (P_v^* - P_v^*{}^\infty). \quad (15)$$

2.4 Non-local-equilibrium model

2.4.1 Conservation equations

The non-local-equilibrium (NLE) model ignores the advection phenomenon and the bound water diffusion (**hyp 3**). The phase change terms, s_b and s_v , represent the sorption mechanism linking the bound water and water vapour, and model the non-equilibrium. The vapour located in the pores of the material is not instantaneously in equilibrium with the bound water of the fibre. However, since the sorption isotherm curve defines the equilibrium conditions to reach, the water is necessarily exchanged between the cell wall and the pores. By an analogy with surface convection transfer, the coupling between the bound water and the water vapour is assumed to be proportional to the difference of the vapour pressures:

$$s_b = -s_v = h(P_v - P_b), \quad (16)$$

where h is a sorption constant. In a first approximation, h can be considered as constant according to [11, 34]. Nevertheless, this assumption is discussed in [20]. Finally, combining Equations (8), (9) and (16), we obtain the two differential equations for moisture transfer:

$$\begin{aligned} c_b \frac{\partial P_b}{\partial t} &= h(P_v - P_b), \\ c_v \frac{\partial P_v}{\partial t} &= \nabla \cdot (k_v \nabla P_v) - h(P_v - P_b). \end{aligned}$$

From the first equation, P_v can be expressed as a function of P_b and this expression can be inserted in the second equation to obtain an equation just in term of P_b [?]. Similarly, by solving the second equation for P_b and inserting this expression for P_b in the first equation one obtains an equation just in term of P_v . This equation for P_v enables to discuss the expression of P_v and the influence of the non-equilibrium (see section 4.1.2).

2.4.2 Dimensionless representation

To use a dimensionless representation of governing equations, additional dimensionless quantities are defined for the bound water pressure variable:

$$P_b^* = \frac{P_b}{P_b^{\text{ref}}},$$

where P_b^{ref} is the reference value. We assume that the reference values for vapour pressure and bound water pressure are the same, $P_v^{\text{ref}} = P_b^{\text{ref}}$, and correspond to the initial values. We introduce dimensionless parameters for water vapour capacity:

$$c_v^* = \frac{c_v}{c_v^{\text{ref}}}.$$

The parameter γ translates coupling effects between water vapour and bound water in the NLE model:

$$\gamma = \frac{c_b^{\text{ref}}}{c_b}.$$

We have to introduce the parameter B , which compares the sorption mechanism, i.e. the phase change between vapour and bound water, and the storage of bound water:

$$B = \frac{h t^{\text{ref}}}{c_b^{\text{ref}}}.$$

Therefore, the system of differential equations governing mass transfer using dimensionless variables P_v^* , P_b^* reads:

$$c_b^* \frac{\partial P_b^*}{\partial t^*} = B (P_v^* - P_b^*), \quad (17a)$$

$$c_v^* \frac{\partial P_v^*}{\partial t^*} = \text{Fo}_m \gamma \frac{\partial}{\partial x^*} \left(k_v^* \frac{\partial P_v^*}{\partial x^*} \right) - B \gamma (P_v^* - P_b^*). \quad (17b)$$

Equation (15) is used for the boundary condition.

2.5 Advective-diffusive model

2.5.1 Conservation equations

This third model considers both diffusive and advective transport with equilibrium between bound water and water vapour. By summing Equations (8) and (9), the general equation for advective-diffusive model is :

$$\frac{\partial w_v}{\partial t} + \frac{\partial w_b}{\partial t} = c_v \frac{\partial P_v}{\partial t} + c_b \frac{\partial P_b}{\partial t} = -\nabla \cdot \left(\underbrace{-k_v \nabla P_v}_{\mathbf{g}_{d,v}} - \underbrace{D_b \nabla w_b}_{\mathbf{g}_{d,b}} - \underbrace{\mathbf{a}_v(P_a) P_v}_{\mathbf{g}_{adv,v}} \right). \quad (18)$$

By considering the assumptions **hyp 2** and **3**, the equation of moisture transfer becomes :

$$c_b \frac{\partial P_v}{\partial t} = \nabla \cdot \left(k_v \nabla P_v + \mathbf{a}_v(P_a) P_v \right).$$

Moreover, using the assumption **hyp 2** and the equation (8), the conversion term between vapour and bound water is:

$$s_v = -\nabla \cdot \left(\underbrace{k_v \nabla P_v + \mathbf{a}_v(P_a) P_v}_{\mathbf{g}_{t,v}} \right) = -c_b \frac{\partial P_v}{\partial t}.$$

Given that, $s_a = s_v$, the air conservation equation (equation 11), for total pressure, becomes :

$$c_a \frac{\partial P_a}{\partial t} = \nabla \cdot \left(k_a \nabla P_a \right) - c_b \frac{\partial P_v}{\partial t}.$$

2.5.2 Dimensionless representation

To solve the air transport equation with a dimensionless representation, we define the dimensionless properties and variable as:

$$P_a^* = \frac{P_a}{P_a^{ref}}, \quad c_a^* = \frac{c_a}{c_a^{ref}}, \quad k_a^* = \frac{k_a}{k_a^{ref}}, \quad a_v^* = \frac{a_v}{a_v^{ref}}.$$

The dimensionless parameters for air transport, the air FOURIER number, Fo_a , and the parameter Θ_a , which combines moisture and air transport, are defined as:

$$Fo_a = \frac{k_a^{ref} t^{ref}}{c_a^{ref} L^2}, \quad \Theta_a = \frac{c_b^{ref} P_v^{ref}}{c_a^{ref} P_a^{ref}}.$$

The PÉCLET number quantifying the importance of advection transport compared to diffusion is defined as:

$$Pe_m = \frac{a_v^{ref} L}{k_v^{ref}}.$$

Therefore, using new variables and new parameters, differential equations governing mass and air transfer become:

$$c_b^* \frac{\partial P_v^*}{\partial t^*} = Fo_m \frac{\partial}{\partial x^*} \left(k_v^* \frac{\partial P_v^*}{\partial x^*} + Pe_m a_v^* P_v^* \right), \quad (19a)$$

$$c_a^* \frac{\partial P_a^*}{\partial t^*} = Fo_a \frac{\partial}{\partial x^*} \left(k_a^* \frac{\partial P_a^*}{\partial x^*} \right) - \Theta_a c_b^* \frac{\partial P_v^*}{\partial t^*}, \quad (19b)$$

considering the following boundary conditions:

$$k_v^* \frac{\partial P_v^*}{\partial x^*} + Pe_m a_v^* P_v^* = Bi_m (P_v^* - P_v^* \infty),$$

$$k_a^* \frac{\partial P_a^*}{\partial x^*} = 0 \quad \text{or} \quad P_a^* = P_a^* \infty.$$

2.6 Summary of the models

The phenomena taken into account in each model in terms of storage, transport and exchange between phase are summarised in the Table 2. In the present work, each physical phenomenon is characterised by a dimensionless number. Table 3 recalls the relation between physical phenomena and dimensionless parameters for each model.

Model identification	Transport			Exchange bound water/vapour	Storage		Variables
	Vapour	Bound water	Air		Vapour	Bound water	
Diffusive	Diffusion	No	No	No : equilibrium is assumed	Ignored	Included	P_v
Non-equilibrium	Diffusion	Ignored	No	Yes	Included	Included	P_v, P_b
Advective-diffusive	Diffusion, Advection	No	Darcy	No	Ignored	Included	P_v, P_a

Table 2: Physical phenomena taken into account in each model.

The models equations are summarised in Table 4 with their dimensional and dimensionless forms.

Model identification	Transport dimensionless numbers			Dimensionless numbers coupling equations	Variables
	Vapour	Bound water	Air		
Diffusive	Fo_m	-	-	-	P_v^*
Non-equilibrium	$Fo_m \cdot \gamma$	-	-	B, γ	P_v^*, P_b^*
Advective-Diffusive	Fo_m, Pe_m	-	Fo_a	Θ_a	P_v^*, P_a^*

Table 3: Dimensionless numbers in each model.

Models	Dimensional equations	Dimensionless equations
Diffusive	$c_b \frac{\partial P_v}{\partial t} = \nabla \cdot k_v \nabla P_v.$	$c_b^* \frac{\partial P_v^*}{\partial t^*} = Fo_m \frac{\partial}{\partial x^*} \left(k_v^* \frac{\partial P_v^*}{\partial x^*} \right).$
NLE	$c_b \frac{\partial P_b}{\partial t} = h(P_v - P_b),$ $c_v \frac{\partial P_v}{\partial t} = \nabla \cdot (k_v \nabla P_v) - h(P_v - P_b).$	$c_b^* \frac{\partial P_b^*}{\partial t^*} = B(P_v^* - P_b^*),$ $c_v^* \frac{\partial P_v^*}{\partial t^*} = Fo_m \gamma \frac{\partial}{\partial x^*} \left(k_v^* \frac{\partial P_v^*}{\partial x^*} \right) - B\gamma(P_v^* - P_b^*).$
Advective	$c_b \frac{\partial P_v}{\partial t} = \nabla \cdot (k_v \nabla P_v + \mathbf{a}_v(P_a) P_v),$ $c_a \frac{\partial P_a}{\partial t} = \nabla \cdot (k_a \nabla P_a) - c_b \frac{\partial P_v}{\partial t}.$	$c_b^* \frac{\partial P_v^*}{\partial t^*} = Fo_m \frac{\partial}{\partial x^*} \left(k_v^* \frac{\partial P_v^*}{\partial x^*} + Pe_m a_v^* P_v^* \right),$ $c_a^* \frac{\partial P_a^*}{\partial t^*} = Fo_a \frac{\partial}{\partial x^*} \left(k_a^* \frac{\partial P_a^*}{\partial x^*} \right) - \Theta_a c_b^* \frac{\partial P_v^*}{\partial t^*}.$

Table 4: Dimensional and dimensionless equations for each model.

2.7 Implementation of numerical models

Each of the three models is discretised spatially using the finite difference method. For the temporal discretisation, two methods are used. First the diffusive and NLE models are computed using the following spatial discretisation, $\Delta x = 0.01$, and an adaptive time step Δt using Matlab function ODE113 [37] with absolute and relative tolerance set to 10^{-2} . The advective-diffusive model is solved using the DUFORT-FRANKEL scheme. Interested readers may consult [15, 16] for further detail on this scheme. Before comparing models with each other and with experimental data, each model was validated by comparing the results with a reference solution, obtained with the Matlab package Chebfun [12].

3 Verification of physical model assumptions

Physical equations of the different models were established under certain assumptions. In this section, we consider laboratory experiment presented in the Introduction to verify each of these assumptions.

hyp 1. *We assume b as constant.*

This assumption impacts the expression of the temporal derivative of w_v :

$$\frac{\partial w_v}{\partial t} = \left(\frac{b\varepsilon}{R_v T} \right) \frac{\partial P_v}{\partial t} + \left(\frac{P_v \varepsilon}{R_v T} \right) \frac{\partial b}{\partial t} - \left(\frac{P_v b \varepsilon}{R_v T^2} \right) \frac{\partial T}{\partial t} = c_v \frac{\partial P_v}{\partial t}. \quad (20)$$

To verify this assumption, according to its definition, coefficient b can be expressed as:

$$b = 1 - \frac{w_b}{\rho_l \varepsilon},$$

where ρ_l is the density of water. By considering that the water content is given by the sorption curve, $w_b = f(\phi)$, we can compute the second term of the right-hand term of Equation (20):

$$\left(\frac{P_v \varepsilon}{R_v T}\right) \frac{\partial b}{\partial t} = \left(\frac{P_v \varepsilon}{R_v T}\right) \frac{\partial}{\partial t} \left(1 - \frac{w_b}{\rho_l \varepsilon}\right) = \left(\frac{P_v \varepsilon}{R_v T}\right) \frac{1}{\rho_l \varepsilon} f'(\phi).$$

This term is compared to the first term of the right-hand term of Equation (20): $\frac{b \varepsilon}{R_v T} \frac{\partial P_v}{\partial t}$ in Figure 4(c). This comparison confirms that the term dependent on the temporal variation of b is negligible compared to the other one. Therefore, we can consider that this assumption is reasonably validated.

hyp 2. We assume that the mass of vapour is negligible compared to the mass of bound water in the case of the advective-diffusive model and the classic diffusive model. The vapour content is computed using the perfect gas law (Equation (5)), whereas the sorption isotherm curve is used to determine the bound water content. To check this assumption, the temporal variation of w_v and w_b are computed and compared in Figure 4(a). This confirms that the time derivative of w_v is negligible relative that of w_b .

hyp 3. We assume that the bound water diffusive flux is negligible compared to the one of vapour. This assumption can be checked by calculating the diffusive fluxes and by comparing them. The diffusive flux of bound water is defined by equation (2) with the diffusivity of bound water $D_b = 3 \cdot 10^{-11} \text{ m}^2/\text{s}$ [20]. The diffusive flux of water vapour is given by Equation(6). Figure 4(b) compares the two fluxes within the sample during the experiment. These fluxes were calculated at the bottom of the sample. This result confirms that bound water diffusion can be considered as negligible. The two fluxes differ more than two orders of magnitude.

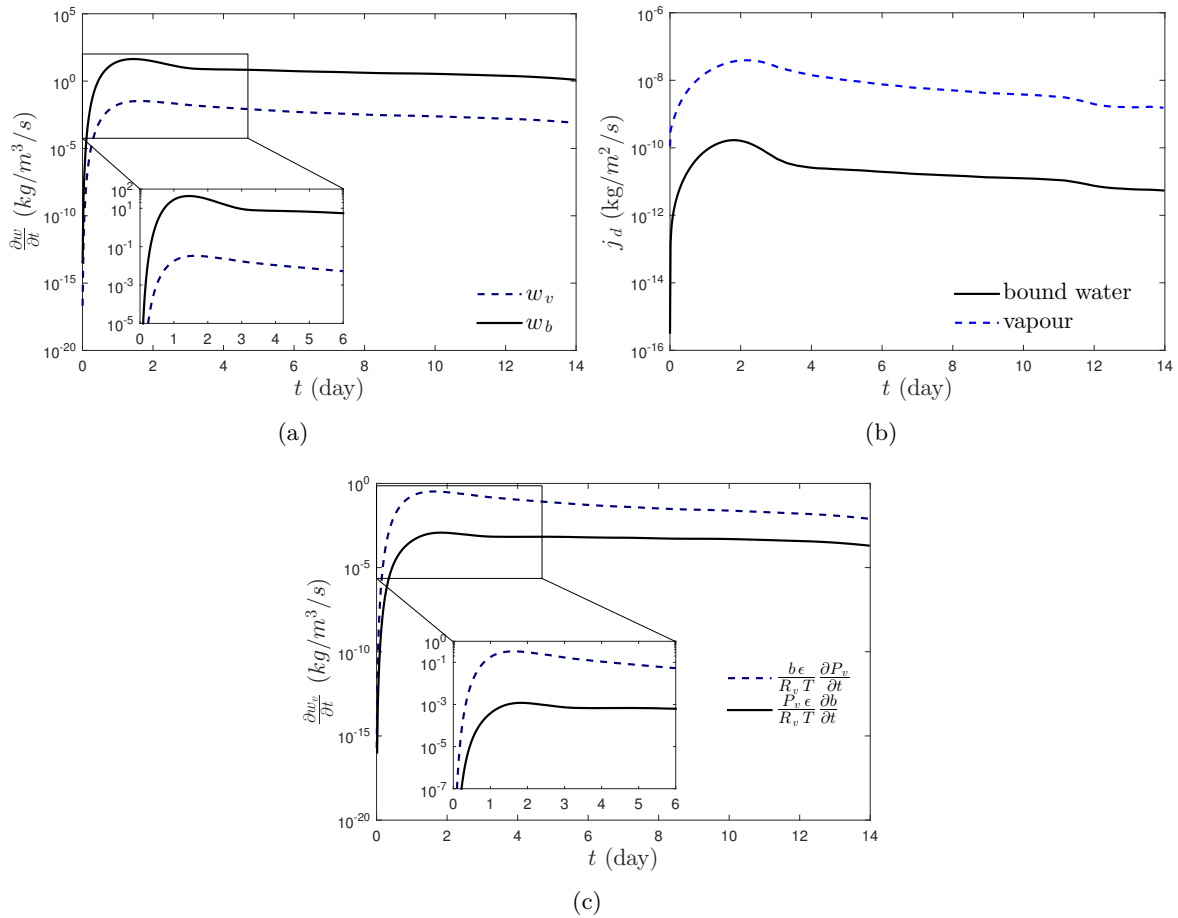


Figure 4: Validation of assumptions: (a) Temporal variation of bound water and water vapour content, (b) Diffusive flux at the bottom of the sample for bound water and water vapour, (c) Comparison of evolution of temporal derivative of b and vapour pressure.

4 Evaluating the performance of the three physical models

In this section, the fidelity of the three physical models presented above is discussed using the experimental data of the single moisture step between $\phi = 0.048$ and $\phi = 0.75$ applied to wood fibre material, described with more details in section 1.4 and in [8]. Moreover, the impact of the new phenomena considered, non-equilibrium and advection, is investigated compared to the classic diffusive model. All three models are solved with dimensionless equations. Nevertheless for greater clarity, the results will be compared in terms of vapour pressure and the mass of water. The accuracy of the prediction for a variable u can be quantified using the residual defined as:

$$r_u = \frac{1}{N_t} \sqrt{\sum_{i=0}^{N_t} \left(u^{meas}(t_i) - u^{pred}(t_i) \right)^2}.$$

To better understand the models, first the physical phenomena described in the models are discussed in relation to the experiments.

4.1 Discussion on the physical models

In this section, the dimensionless numbers of each model are commented to assess the importance of each physical phenomena. Then specific comments on the NLE model are presented.

4.1.1 Dimensionless numbers

The numerical values of the dimensionless numbers are summarized in Table 5. The reference parameters used for their calculation are computed using the initial values of the material properties, i.e. at $T = 24$ °C and $\phi = 0.048$. It should be emphasized that the discussion on the importance of the physical phenomena by analysing the dimensionless numbers is valid at the reference conditions, where the non-linear coefficients c^* , k^* and a^* equal unity.

First, we consider the diffusion phenomena. The process is equivalent for the diffusion and advection–diffusion models since the values of the FOURIER number Fo_m are equal. However, in the non-equilibrium model, the diffusion process, given by $\text{Fo}_m \cdot \gamma$, is three orders faster compared to the two other models because $\gamma = \mathcal{O}(10^3)$. For the advection–diffusion model, note that the PÉCLET number scales with unity. Thus, the diffusion and advection process has the same magnitude in the global moisture transfer. On the other hand, the FOURIER number for the air transfer equation (19b) is 10^3 higher than the FOURIER number for the moisture transfer equation. As expected, it indicates that the air transfer mechanism through the material is much faster than the moisture transport mechanism.

Secondly, we consider the storage phenomena. As for the reference conditions, $c_b^* = c_v^* = c_a^* = 1$. The parameter γ is much greater than unity, indicating that the bound water storage is greater than the water vapour.

In addition, $B \cdot \gamma \approx \mathcal{O}(10^2)$, revealing the importance of the coupling between Eqs. (17a) and (17b). Note that B is higher than Fo_m , illustrating the importance of the coupling term compared to the moisture diffusion for the non-equilibrium model. For the advection–diffusion model, since $\Theta_a = 1.07$, coupling the air transfer Eq. (19a) and the moisture transfer Eq. (19b) is less important.

In summary, this brief analysis highlights that the diffusion process is much faster for the non-local-equilibrium model than for the others. Non-equilibrium helps to maintain the high vapor pressure at the initial state that drives the diffusion process (see section 4.1.2 for a rough quantification of this effect). For this model, there is a substantial coupling between two equations. For the diffusion–advection model, it is shown that both transfer processes are on the same order of magnitude.

4.1.2 Further comments on the NLE model

For a fixed location $x = x_0$, Eq. (17a) of the NLE model can be written as:

$$c_b^* \frac{\partial P_b^*}{\partial t^*} = B \times \left(P_v^*(x_0, t) - P_b^* \right). \quad (21)$$

<i>Model</i>	Diffusive	Non-equilibrium			Advective			
<i>Dimensionless numbers</i>	Fo_m	Fo_m	γ	B	Fo_m	Pe_m	Fo_a	Θ
<i>Numerical values</i>	$2.9 \cdot 10^{-3}$	$2.9 \cdot 10^{-3}$	1222	$2.2 \cdot 10^{-1}$	$2.9 \cdot 10^{-3}$	1.8	6.33	1.07

Table 5: Values of dimensionless numbers with $k_{mat} = 5 \cdot 10^{-15} m^2$.

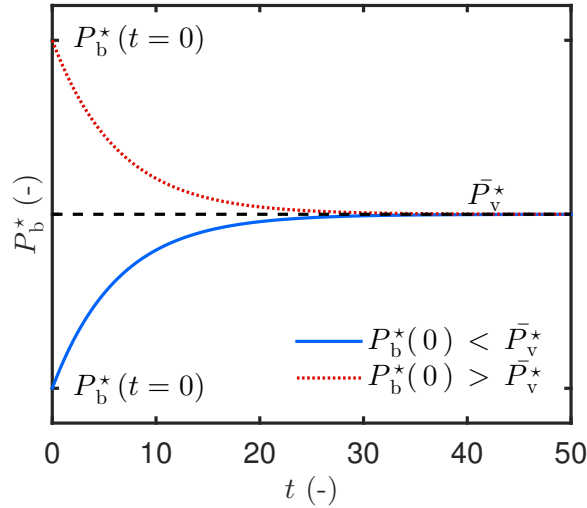


Figure 5: General solution $P_b^*(t)$ of Eq.(21).

Assuming the quantities $c_b^* = \bar{c}$ and $P_v^*(x_0, t) = \bar{P}_v^*$ as constant in time, the general solution of Eq. (21) is:

$$P_b^*(t) = \bar{P}_v^* + \left(P_b^*(0) - \bar{P}_v^* \right) \times \exp\left(-\frac{B}{\bar{c}} t \right).$$

The general solution is illustrated in Figure 5 as a function of the sign of the quantity $\left(P_b^*(0) - \bar{P}_v^* \right)$. In the present study, as will be confirmed in Section 4.2, we are in the case $P_b^*(0) < \bar{P}_v^*$. Therefore, the solution P_b^* tends to \bar{P}_v^* for $t \rightarrow \infty$ with speed depending on the $\frac{B}{\bar{c}}$ ratio.

From this short analysis, it can be noted that the non-equilibrium model only influences the vapour pressure Eq. (17b) at the beginning of the experiments. Moreover, given this general solution, Eq. (17b) can be written as:

$$c_v^* \frac{\partial P_v^*}{\partial t^*} = Fo_m \gamma \frac{\partial}{\partial x^*} \left(k_v^* \frac{\partial P_v^*}{\partial x^*} \right) - B \gamma P_v^* + B \gamma \times \left(\bar{P}_v^* + \left(P_b^*(0) - \bar{P}_v^* \right) \times \exp\left(-\frac{B}{\bar{c}} t \right) \right).$$

As mentioned above, for the configuration of the experiments, the last term of the right hand side of the last equation is positive and tends to decrease with time:

$$\left(\bar{P}_v^* + \left(P_b^*(0) - \bar{P}_v^* \right) \times \exp\left(-\frac{B}{\bar{c}} t \right) \right) > 0, \quad \lim_{t \rightarrow \infty} \left(\bar{P}_v^* + \left(P_b^*(0) - \bar{P}_v^* \right) \times \exp\left(-\frac{B}{\bar{c}} t \right) \right) = 0.$$

Therefore, the lack of equilibrium between the water vapour and the bound water expressed in Eq. (17b) accelerates the speed with which the vapour pressure increases but only at the beginning of the experiment. These observations are corroborated with the results observed in [14, 20, 30].

4.2 Confrontation with experimental data: vapour pressure

The three models are applied to simulate the case of a "single" moisture step. The numerical results are compared to the experimental data considered as the reference. The properties of the material used in the models are given in Table 1 and Table 5 for dimensionless numbers.

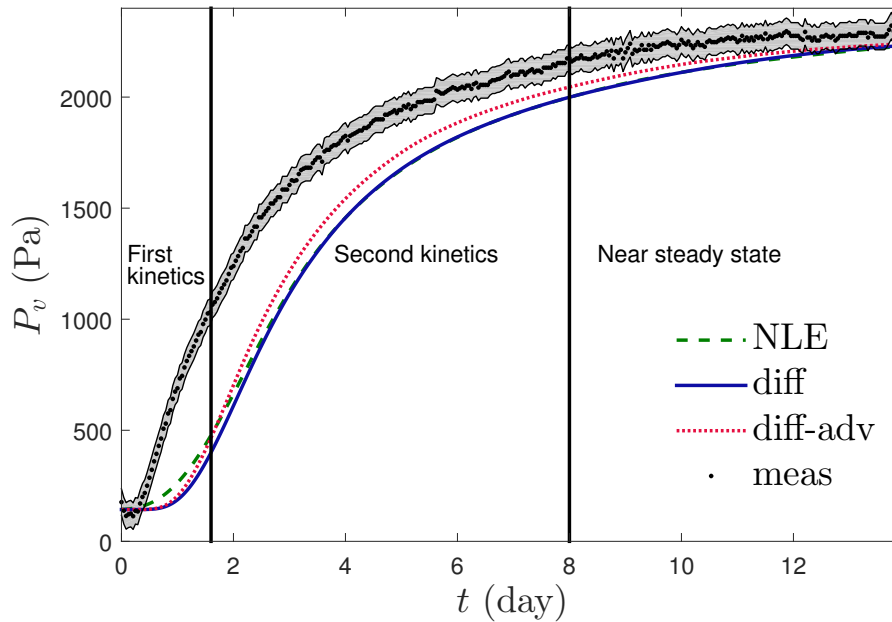


Figure 6: Comparison of vapour pressure for the three models.

First, the results are compared in terms of vapour pressure and presented in Figure 6. The black points represent the measured data, the green dashed line corresponds to the NLE model, the blue solid line is for the classic diffusion model and the advective-diffusive model is depicted with the red dashed line. The grey coloured area corresponds to the total measurement uncertainty, taking into account the sensors' uncertainty, the response time of the sensor and the uncertainty of the design protocol.

None of the three models predicts the moisture transfer in the transient state very well. The transfer seems to be faster in the measurements than in the models. Nevertheless, the non-equilibrium and the advective-diffusive model slightly improve the results compared to the classic diffusive model. This confirms that the phenomena modelled seem to play a role in the moisture kinetics. To detail their impact on the vapour transfer, three different parts of the curve are studied separately: the first kinetics period corresponding to $t \in [0; 1.8 d]$ (Figure 7(a)), the second kinetics period for $t \in [1.8; 8 d]$ (Figure 7(b)) and near the steady state for $t > 8$ days (Figure 7(c)).

The first kinetics period is presented in Figure 7(a). The three models show considerable deviations compared to the experimental results. In the experimental results, the moisture transfer impacts the vapour pressure on the back side of the sample after about 0.4 days, whereas for the diffusive and advective-diffusive models the moisture needs almost 1 day to reach the bottom of the sample. After this time, the vapour pressure increases rapidly, especially in the case of the advection model where the slope seems to be steeper. For the NLE model, the behaviour at the beginning differs from the two other models. The kinetics of vapour pressure seems to be instantaneous. Indeed, as explained in Section 4.1, the diffusion process is more important in the non-local equilibrium model. Moreover, considering Equations (17), the water vapour conservation equation (Eq. (17b)) is a diffusive equation with the source term $B \gamma (P_v^* - P_b^*)$. This source term, plotted in Figure 8(b), is non-zero in the first period of the experiment. Therefore, the vapour pressure increases with a small slope. Nevertheless, this increase is not sufficient to follow the experimental kinetics. Therefore, in the first 1.8 days the NLE model estimates the mass transfer better. Nevertheless, the deviations with the experimental results remains too great in this first kinetics period. Some phenomena not taken into account in the physical model are related to temperature variations during the experiment, e.g. thermo-diffusion, effect on the sorption isotherm.

In the second kinetics part (from 1.8 days to 8 days), the transfer described with the advective-diffusive model is faster than with the two other models. The advection of moisture has a great effect on the vapour pressure slope and the dynamics of the transfer. This makes it possible to decrease slightly the deviations with measurements. The NLE model follows the diffusion model after some

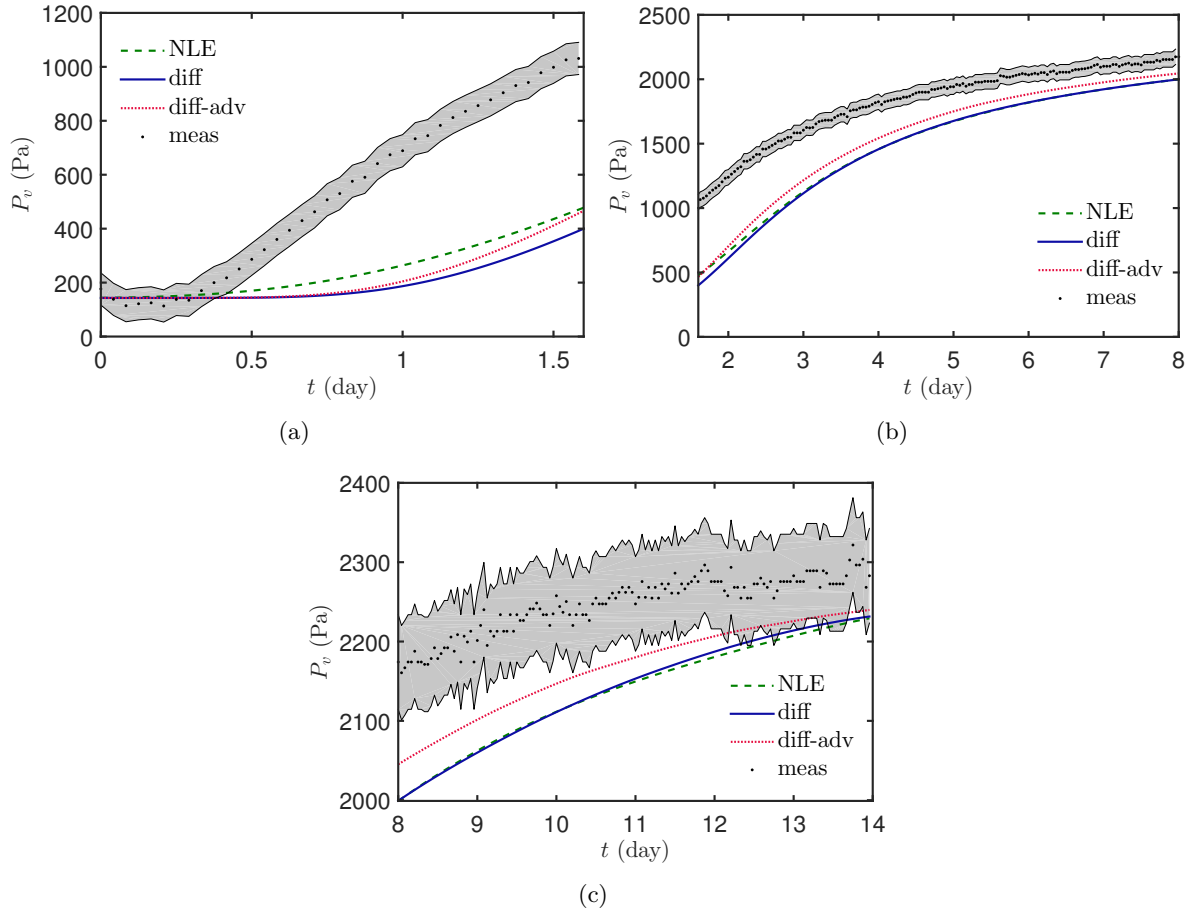


Figure 7: Comparison of vapour pressure: (a) between 0 and 1.8 days, (b) between 1.8 days and 8 days, (c) after 8 days.

days (Figure 7(b)). This reflects the fact that the equilibrium between the vapour pressure and the bound water pressure is reached. Therefore, the source term $B \gamma (P_v^* - P_b^*)$ in Eq. (17b) vanishes and we have only the diffusive mechanism. Figure 8(a), presenting these two pressures as a function of time, confirms that the difference between the two appears at the first period of the experiment only. These results show also that in the second kinetics part, the transport is faster with the diffusive model than with the NLE model to compensate for the delay accumulated in the first kinetics period.

The last part presented in Figure 7(c) is near the steady state, after 8 days. The steady state is not completely reached for the vapour pressure at the experiment's completion; several more days are necessary. Nevertheless, at the end of the experiment the agreement in terms of vapour pressure is correct: the three models are included in the measurement uncertainty.

The residuals for vapour pressure, r_{P_v} are calculated for each model and their values are reported in Table 6. These results confirm that the advective-diffusive model slightly decreases the residual for the vapour pressure. The classic model has the highest residual value. Therefore, even if the first kinetics is not well predicted by the two new models, they improve the agreement with the experimental data for vapour pressure.

Model	Diffusive	Non-local-equilibrium	Advective-diffusive
r_{P_v} (Pa)	15.5	14.7	13.03
$r_{\Delta m_w}$ (kg)	0.0729	0.0788	0.0657

Table 6: Residual values for vapour pressure and mass uptake for each model

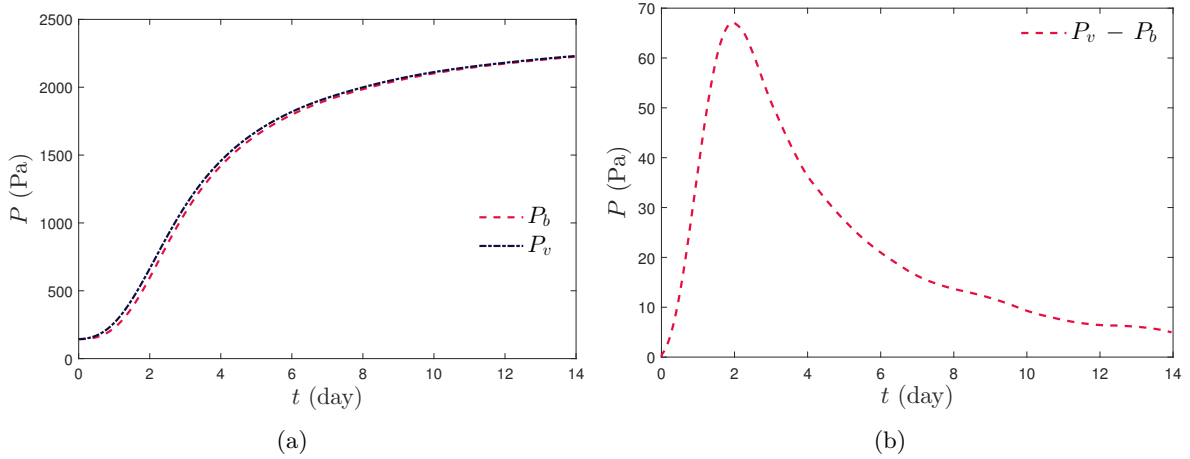


Figure 8: Non-local-equilibrium model: (a) vapour pressure and bound water pressure, (b) difference between the two pressures.

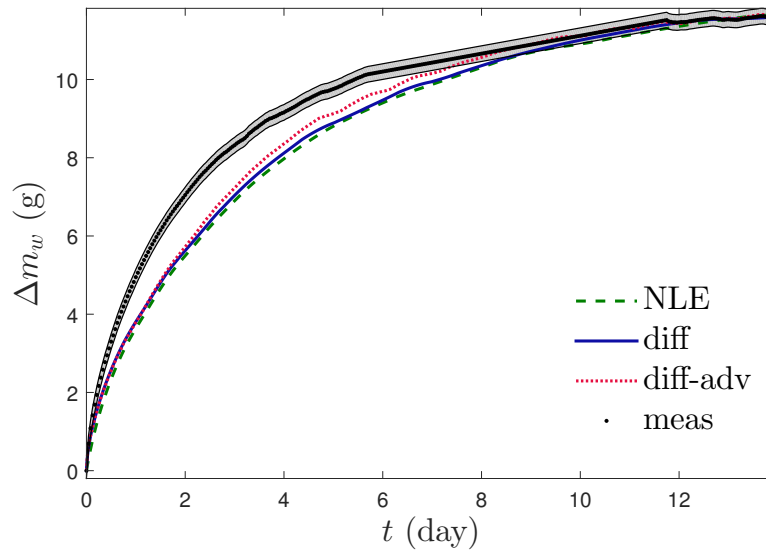


Figure 9: Comparison of water mass uptake in the sample for the three models.

4.3 Confrontation with experimental data: mass of water

The experimental protocol also makes it possible also to observe the accumulated mass of water within the sample, m_w , calculated using the mass of the sample, m , by:

$$m_w = m(t) - m_0, \quad (22)$$

where m_0 is the initial mass of the sample. We assume that the gain in mass is only due to the bound water and not to water vapour because the vapour density is too low (**hyp 2**). In the diffusive and advective models, the mass of water is calculated using the moisture content w_b determined with the sorption isotherm curve and the vapour pressure. In the NLE model, the bound water pressure P_b is used. The comparison between the numerical and experimental results is presented in Figure 9 and shows that the mass of water within the sample at the steady state is accurately predicted by the models. This steady state value is described by the sorption isotherm curve. As presented in section 1.4, the sorption isotherm curve used in the models (Table 1) was previously identified in [8] for the same material using an inverse method associated with experimental data.

This comparison also shows that the results obtained with the three models are close to each other throughout the experiment. Moreover, it can be noted that the mass uptake kinetics is not significantly improved by the advective model even if the slope of the vapour pressure curve is greater with this

model due to a slightly higher vapour pressure kinetics, as observed in Figure 7(b). Therefore, these new models have only a limited impact on mass kinetics.

The residuals for the mass change were calculated for each model (Table 6). As for the vapour pressure residual, the advective-diffusive model presents a lower residual than the two other models. Nevertheless, the kinetics of the mass is only slightly improved using the material properties measured.

The results show that the moisture transfer is not correctly predicted by the three models, mainly for the transient state in the first kinetics period. Therefore, to understand the role of each mechanism better, the influence of the main parameter has to be studied.

5 Influence of the main parameters using local sensitivity analysis

This section studies the influence of the main parameters of each model on vapour pressure evolution, which is the main variable of the three models. A local sensitivity analysis is performed by computing the sensitivity coefficients for each parameter. The periods when the influence of each phenomenon is strong during the experiment can be highlighted. The scaled dimensionless local sensitivity function for parameter p [13] is introduced:

$$X_p(x, t) = \frac{\sigma_p}{\sigma_u} \frac{\partial u}{\partial p}, \quad (23)$$

where σ_p and σ_u are scaling factors for the parameter p and for the output u . Based on the literature [13], we chose: $\sigma_p = p$ and $\sigma_u = u(0) = 1$. This sensitivity coefficient measures the sensitivity of the estimated field u with respect to a change in the parameter p , i.e. a large magnitude of X_p indicates that small changes in p induce large changes in u .

Here, we have chosen to develop an algorithm using the dimensionless problem in order to compare only the impact of the different parameters, avoiding the effects of units and scales.

The sensitivity coefficient X_p is computed by deriving the transfer equation with respect to the parameter p . Then, we obtain another differential equation for the sensitivity coefficient, thus the resulting system, composed of the direct equation of transfer and the equation for X_p , is solved using the same numerical method as already discussed in Section 2.7.

In our case, this method is applied to investigate the influence of the different mechanisms. First, the sensitivity to the diffusion transport is examined with the role of the FOURIER number. Then in the case of the non-local-equilibrium within the material, we focus on the sorption coefficient, B , and coefficient γ , which characterise coupling between the bound water and water vapour conservation equation. Last, for the advection phenomenon, the influence of intrinsic permeability, k_{mat} and the PÉCLET number are investigated.

5.1 Diffusive model

The influence of diffusive transport on vapour pressure is studied by computing the sensitivity coefficient for the FOURIER number, Fo_m . According to the shape of this coefficient (Figure 10), this parameter has no impact on results during the first day. After this period, the value of the coefficient increase with a great slope reflecting the impact of the FOURIER number. The maximum value of the sensitivity coefficient is reached after 5 days during the second kinetics period. The diffusion phenomenon influences moisture transport mainly in this period. After this peak, the influence decreases but remain high until the end of the experiment. We can assume that the influence of diffusive phenomena would tend to zero at the equilibrium state.

5.2 Parameters in the non-local-equilibrium model

In the NLE model, the transport of the liquid and gaseous phases is linked with the sorption phenomenon quantified by the sorption coefficient h embedded in the unitless number B . Moreover, the coupling between bound water and water vapour is represented by the coefficient γ . Therefore, the sensitivity coefficients, X_B and X_γ , of these two parameters are studied. Their evolution over time during the experiment is presented in Figure 11(a). These results show that the sensitivity coefficient

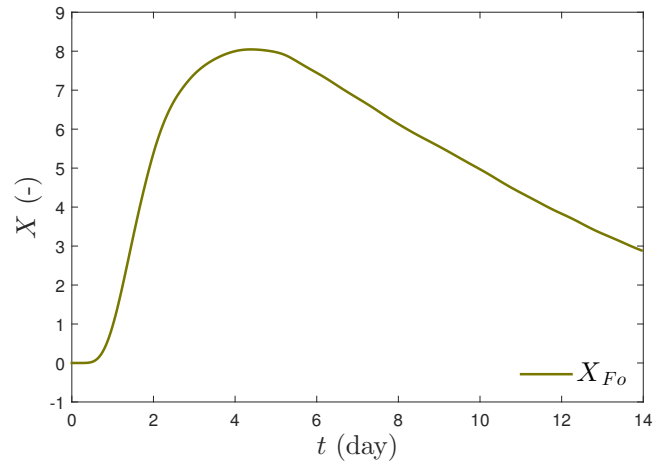


Figure 10: Sensitivity coefficient for the Fo_m number in the diffusive model over time.

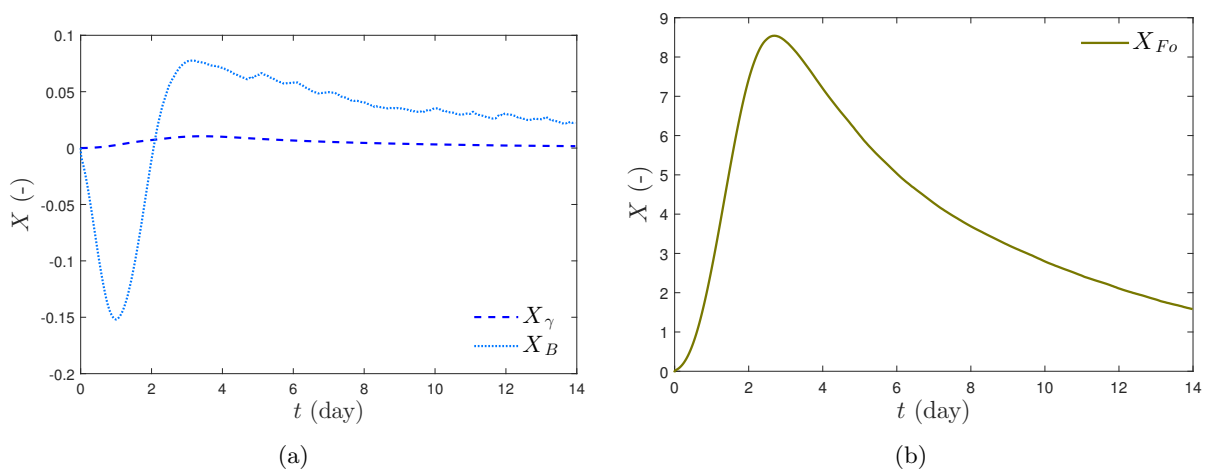


Figure 11: Sensitivity coefficients in the NLE model over time: (a) for the B and γ numbers, (b) for the FOURIER number.

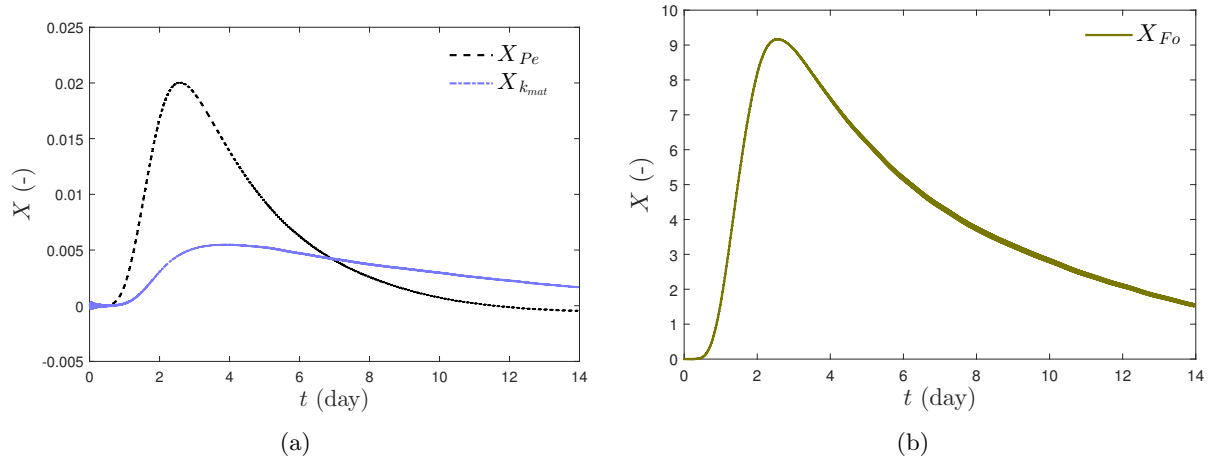


Figure 12: Sensitivity coefficients in the diffusive-advective model over time: (a) for the PÉCLET number and the intrinsic permeability, k_{mat} , (b) for the FOURIER number.

for γ is lower than that for B . Therefore, a change on the sorption coefficient B leads to a greater change in the model output.

At the beginning of the experiment (until day 2), the sensitivity coefficient of B is negative. Therefore, in order to increase the kinetics of vapour pressure at the beginning of the experiment, we have to decrease the sorption coefficient. After 2 days, the sensitivity coefficient becomes positive but its value is substantially lower. This shows that the influence of the sorption phenomenon is greater in the first kinetics part. Nevertheless, its sign change during the experiment could impact the results of vapour pressure. After, the value decreases to near zero at the end of the experiment, when the hygroscopic equilibrium is reached. The analysis of the analytical solution (Section 4.1.2) for this model confirms these observations. In contrast, the sensitivity coefficient of γ remains positive all the time. However, the value is very low compared to X_B and X_{Fo_m} .

The influence of these two parameters is compared to the influence of the FOURIER number (Figure 11(b)). For this model, the FOURIER number influences mainly the numerical results in the second kinetics period; nevertheless, the value of the coefficient is not nil in the first day and at the end of the experiment. In addition, the phenomena are significantly more impacted by a change in this parameter than in the two others : the maximum value of the sensitivity coefficient X_{Fo} is 60 times higher than this for the sorption coefficient. Nevertheless, in the first kinetics period the influence of B and Fo are opposite: an increase in the FOURIER number will cause an increase in vapour pressure, but an increase in the B coefficient results in a decrease in vapour pressure.

5.3 Role of intrinsic permeability and the Péclet number

In this section, we focus on the influence of the advection phenomena on the evolution of vapour pressure. Two coefficients are studied: the intrinsic permeability, k_{mat} and the PÉCLET number Pe . These two numbers characterise the transfer of air within the material. The local sensitivity coefficient for the intrinsic permeability and the PÉCLET number are denoted $X_{k_{mat}}$ and X_{Pe} and defined with Equation (23). These coefficients over time are presented in Figure 12(a).

The results show the vapour pressure is more impacted by the PÉCLET number than by the air permeability for the first half of the experiment. Near equilibrium the impact of both coefficients is relatively low. Therefore, in this experiment, air permeability has no great impact on the output.

The shape of sensitivity coefficients shows that during the first day of the experiment the advection phenomenon has no impact on the vapour pressure. This explains why the delay observed between the experiment and numerical results at the beginning of the experiment (Figure 7(a)) cannot be reduced by considering only the advection phenomenon.

The model output is more impacted by the PÉCLET number during the second kinetics part and particularly between 2 and 4 days, with a maximum sensitivity coefficient value at 3 days. After this,

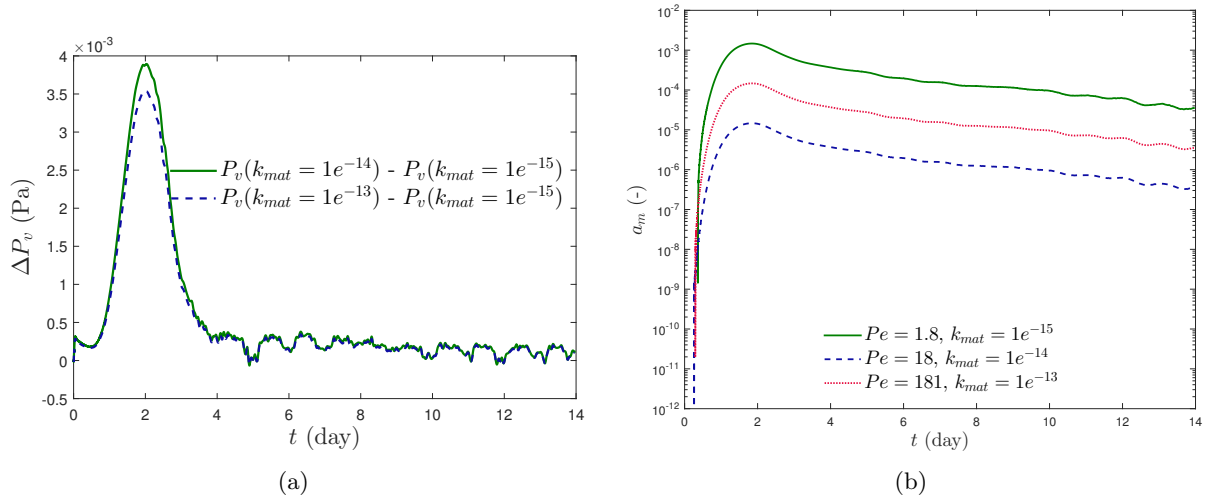


Figure 13: Influence of intrinsic permeability, k_{mat} : (a) difference of vapour pressure in different cases, (b) time evolution of $a_v^* = \frac{\partial P_b^*}{\partial x^*}$.

the value tends to zero when the hygroscopic equilibrium of the material is reached, as the air pressure gradient tends to zero at this moment.

The evolution of the sensitivity coefficient of the FOURIER number, presented in Figure 12(b), has much the same shape as in the NLE model but the behaviour in the first period of the experiment is slightly different however: the value of X_{Fo} remains nil for half a day. The magnitude of this sensitivity coefficient is significantly higher than for the advective phenomenon.

As a complement, Figure 13(a) presents the difference between the numerical results of the vapour pressure obtained for different values of intrinsic permeability. The value of this difference is negligible compared to the vapour pressure value, confirms that k_{mat} has no impact. This can be surprising because the advection phenomenon is often pointed out in the literature as an explanation for several deviations between experimental and numerical studies. However, it can be explained by analysing Eq. (19a). Indeed, the value of k_{mat} influences both the PÉCLET number and the apparent air permeability, k_a . For example, increasing the value of k_{mat} leads to two opposite consequences: the PÉCLET number increases and the gradient of total pressure, $a_v^* = \frac{\partial P_a^*}{\partial x^*}$, decreases by approximately the same order of magnitude, as illustrated in Figure 13(b). Indeed, the material is more air-permeable if k_{mat} increases and the pressure tends to become more homogenised. This point can be explained by the boundary conditions considered in this study with a total mass flux that is nil at the bottom of the sample. Then we have here $Pe_m a_v^* \simeq cst$, whatever the value of k_{mat} . Therefore, it should be noted that it would not be possible to estimate k_{mat} using the present experiment.

5.4 Complementary remarks

First, according to the additional phenomena, advection and non-equilibrium, the maximum value of the sensitivity coefficient for sorption is one order of magnitude greater than the advection phenomenon sensitivity coefficient. The maximum values of each sensitivity coefficient are not reached during the same period: during the first kinetics period for the NLE model and during the second for the advection model.

The comparison of the sensitivity studies shows that the diffusion phenomenon has the greatest influence on the vapour pressure since the magnitude of the sensitivity coefficient of the FOURIER number is significantly higher than that for the other phenomena. The maximum value of the sensitivity coefficient of the FOURIER is more than 450 times higher than that of the PÉCLET number and 100 times higher than that of the sorption coefficient in the NLE model. The evolution of the sensitivity coefficient of the PÉCLET and FOURIER number has the same shape: a greater influence after 1 day. Nevertheless, a change in the FOURIER number influences also the vapour pressure near equilibrium at the end of the experiment, whereas this is not the case for the PÉCLET number. The

shape of the sorption sensitivity coefficient differs from the other. The impact in the first kinetics part is negative and greater than the impact of the PÉCLET number but lower than the FOURIER number.

Since the order of magnitude of sensitivity coefficients for the additional phenomena are low, identification of these new parameters is not carried out. To obtain an optimal estimation of a parameter p , it is better to have a sensitivity coefficient X_p with a large magnitude for this parameter [4, 5]. In the case of a sensitivity coefficient with a small magnitude, a substantial change of this parameter induces a small change in output and the quality of the estimation will not be satisfactory. For example, this study also shows that the intrinsic permeability cannot be identified with this experiment; its sensitivity coefficient is too low.

Moreover, the results show that the sensitivity coefficients of all the parameters considered (FOURIER, PÉCLET and B) have no impact in the first kinetics part. This indicates that there is a phenomenon that impacts the first kinetics that is not taken into account in this modelling process. This phenomenon could be linked to the temperature, for example the temperature change at the initial condition or thermal diffusion or to boundary conditions (h_m).

6 Conclusion

Since simulations carried out with the classic diffusive model predict slower moisture transport than measurements [7, 23, 29, 35, 41], this article focuses on two additional phenomena to improve predictions. On the one hand, the non-local-equilibrium model, where equilibrium between water vapour and bound water is not instantaneous, is considered. On the other hand, transport by air advection within the material is taken into account. Both models are compared to the classic diffusive model and to an experiment under isothermal conditions for a wood fibre material.

In Section 2, the governing equations of each model are developed starting from averaged conservation equations. For each model, free water is not considered since we are below the fibre saturation point of wood-based material. In the non-local-equilibrium model the water vapour and the bound water phases are modelled separately. In the advective model, moisture is transported by diffusion and air advection. The air conservation equation is developed and solved simultaneously with the moisture conservation equation. The assumptions made to establish equations are checked in Section 3. The sorption coefficient h and intrinsic permeability k_{mat} are the new parameters of the models and values from the literature are used for these. The fidelity of the models is discussed by comparing their predictions with experimental data from a single moisture step experiment under isothermal conditions. The experimental behaviour observed is considered as the reference.

Comparison between numerical results and experimental data shows that the kinetics of vapour pressure and water mass are underestimated by all three models. The two new phenomena can slightly improve the predictions but not enough to be satisfactory. Then the influence of each new phenomenon on vapour pressure is studied using a local sensitivity analysis of the new model parameters: the sorption coefficient embedded in the B number for the non-local-equilibrium model and the PÉCLET number for the advective model. Nevertheless, this study highlights that the FOURIER number for the vapour diffusion plays the most influential role for all three models.

The new phenomena considered seem to have only a slight influence on the moisture transfer in this experiment. Therefore, at this point it is difficult to decide which model best represents the physical phenomena. Moreover, this study shows that the first kinetics period is not impacted by any phenomena including diffusion. The predictions of transfer during this period, with all three models, highlight that some other phenomena that may depend on the heat transfer due to temperature variations during the experiment (thermodiffusion or effect on sorption isotherm) and associated with the adsorption/desorption process have to be considered. Moreover, local measurement of relative humidity is instantaneously influenced by temperature where moisture content is supposed to be constant within the material [9].

In this study, the role of several new parameters was highlighted, but uncertainties about their values remain. The sorption coefficient h and the intrinsic permeability k_{mat} should be determined by a reliable experimental method. Models could be compared after this estimation.

Comparison of models highlights that an important phenomenon in the first kinetics period has

not yet been satisfactorily modelled. The delay of the models observed between experimental and numerical results is too long to be explained only by the additional phenomena considered in this study (advection and non-equilibrium) using the standard properties of the material.

References

- [1] Ashrae: American society of heating, refrigerating and air conditioning engineering - handbook - fundamentals, chapter 26: Heat, air, and moisture control in building assemblies - material properties, 2013. 135
- [2] Kamilia Abahri, Rachid Bennacer, and Rafik Belarbi. Sensitivity analyses of convective and diffusive driving potentials on combined heat air and mass transfer in hygroscopic materials. *Numerical Heat Transfer, Part A: Applications*, 69(10):1079–1091, May 2016. 135
- [3] BC Bauklimatik Dresden. Simulation program for the calculation of coupled heat, moisture, air, pollutant, and salt transport. <http://www.bauklimatik-dresden.de/delphin>, 2011. 133
- [4] Julien Berger, Thomas Busser, Denys Dutykh, and Nathan Mendes. On the estimation of moisture permeability and advection coefficients of a wood fibre material using the optimal experiment design approach. *Experimental Thermal and Fluid Science*, 2017. 134, 155
- [5] Julien Berger, Denys Dutykh, and Nathan Mendes. On the optimal experiment design for heat and moisture parameter estimation. *Experimental Thermal and Fluid Science*, 81:109–122, 2017. 155
- [6] Julien Berger, Suelen Gasparin, Denys Dutykh, and Nathan Mendes. On the solution of coupled heat and moisture transport in porous material. *Transport in Porous Media*, pages 1–38, 2017. 134
- [7] Thomas Busser, Julien Berger, Amandine Piot, Mickael Pailha, and Monika Woloszyn. Comparison of model numerical predictions of heat and moisture transfer in porous media with experimental observations at material and wall scales: an analysis of recent trends. *submitted*. 134, 155
- [8] Thomas Busser, Julien Berger, Amandine Piot, Mickael Pailha, and Monika Woloszyn. Dynamic experimental method for identification of hygric parameters of a hygroscopic material. *Building and Environment*, 2018. 134, 135, 146, 150
- [9] Thibaut Colinart and P Glouannec. Temperature dependence of sorption isotherm of hygroscopic building materials. part 1: Experimental evidence and modeling. *Energy and Buildings*, 139:360–370, 2017. 155
- [10] Thibaut Colinart, D. Lelievre, and P. Glouannec. Experimental and numerical analysis of the transient hygrothermal behavior of multilayered hemp concrete wall. *Energy and Buildings*, 112:1–11, January 2016. 134
- [11] M. J. Cunningham. A model to explain "anomalous" moisture sorption in wood under step function driving forces. *Wood and fiber science*, 27(3):265–277, 2007. 140, 141
- [12] Tobin A Driscoll, Nicholas Hale, and Lloyd N Trefethen. *Chebfun guide*, 2014. 144
- [13] Stefan Finsterle. Practical notes on local data-worth analysis. *Water Resources Research*, 51(12):9904–9924, December 2015. 151
- [14] Henrik Lund Frandsen, Lars Damkilde, and Staffan Svensson. A revised multi-Fickian moisture transport model to describe non-Fickian effects in wood. *Holzforschung*, 61(5), January 2007. 147
- [15] Suelen Gasparin, Julien Berger, Denys Dutykh, and Nathan Mendes. An improved explicit scheme for whole-building hygrothermal simulation. *Building Simulation*, November 2017. 144

- [16] Suelen Gasparin, Julien Berger, Denys Dutykh, and Nathan Mendes. Stable explicit schemes for simulation of nonlinear moisture transfer in porous materials. *Journal of Building Performance Simulation*, pages 1–16, March 2017. 144
- [17] Fraunhofer IBP. Wufi. <http://www.hoki.ibp.fhg.de/wufi>, 2005. 133
- [18] Chris James, Carey J. Simonson, Prabal Talukdar, and Staf Roels. Numerical and experimental data set for benchmarking hygroscopic buffering models. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 53(19-20):3638–3654, September 2010. 133, 134
- [19] Targo Kalamees and Juha Vinha. Hygrothermal calculations and laboratory tests on timber-framed wall structures. *Building and Environment*, 38(5):689–697, May 2003. 133
- [20] Kristian Krabbenhoft and Lars Damkilde. A model for non-Fickian moisture transfer in wood. *Materials and Structures*, 37(9):615–622, 2004. 134, 135, 141, 145, 147
- [21] Hartwig M. Kunzel. Simultaneous heat and moisture transport in building components. 1995. 133, 140
- [22] Matthieu Labat, Monika Woloszyn, Géraldine Garnier, and Jean Jacques Roux. Dynamic coupling between vapour and heat transfer in wall assemblies: Analysis of measurements achieved under real climate. *Building and Environment*, 87:129–141, 2015. 134
- [23] Jelle Langmans, R. Klein, and S. Roels. Numerical and experimental investigation of the hygrothermal response of timber frame walls with an exterior air barrier. *Journal of Building Physics*, 36(4):375–397, April 2013. 134, 155
- [24] AV Luikov. *Heat and mass transfer in capillary bodies*. 1966. 133, 140
- [25] N. Mendes, M. Chhay, J. Berger, and D. Dutykh. *Numerical methods for diffusion phenomena in building physics: A practical introduction*. PUCPress, 2017. 133
- [26] Nathan Mendes, Ian Ridley, Roberto Lamberts, Paulo C Philippi, and Karlos Budag. UMIDUS: a PC program for the prediction of heat and moisture transfer in porous building elements. In *Building Simulation Conference–IBPSA*, volume 99, pages 277–283, 1999. 133
- [27] Woloszyn Monika and J. Virgone. Hygro-bat : Vers une méthode de conception hygro-thermique des batiments performants. rapport final. 2015. 135
- [28] Patrick Perré. Multiscale aspects of heat and mass transfer during drying. pages 59–76, 2006. 134
- [29] Patrick Perré, Floran Pierre, Joël Casalinho, and Mehdi Ayouz. Determination of the mass diffusion coefficient based on the relative humidity measured at the back face of the sample during unsteady regimes. *Drying Technology*, 33(9):1068–1075, 2015. 134, 155
- [30] Ruut Peuhkuri. Quantifying time dependent moisture storage and transport properties. *Research in Building Physics*, pages 43–51, 2003. 140, 147
- [31] JR Philip and DA De Vries. Moisture movement in porous materials under temperature gradients. *Eos, Transactions American Geophysical Union*, 38(2):222–232, 1957. 133, 140
- [32] Helisoa Rafidiarison, Romain Rémond, and Eric Mougel. Dataset for validating 1-D heat and mass transfer models within building walls with hygroscopic materials. *Building and Environment*, 89:356–368, July 2015. 135
- [33] Carsten Rode and Karl Grau Grau. Whole building hygrothermal simulation model. In *ASHRAE Transactions*, 2003. 133

4.4 Estimation des nouveaux paramètres importants

L'étude de sensibilité menée dans la section précédente a permis de définir et mettre en évidence les paramètres qui influencent le plus la prédiction dans chaque modèle. Nous avons vu que le transport est plus sensible au nombre de FOURIER caractérisant la diffusion. L'évolution de la pression de vapeur est moins sensible aux autres paramètres comme le nombre de PÉCLET et le coefficient B . Néanmoins, certaines incertitudes demeurent sur ces propriétés car leurs valeurs, issues de la littérature, n'ont pas été mesurées pour le matériau testé. De plus, il est intéressant de voir si une estimation de ces paramètres permettrait d'améliorer la prédiction. Par conséquent, pour chaque modèle nous allons estimer les paramètres les plus influents à l'aide des données expérimentales.

Dans chacun des deux nouveaux modèles le transport de l'humidité est la conséquence de deux phénomènes physiques. Pour le modèle de non-équilibre nous avons la diffusion de vapeur d'eau et la conversion entre vapeur et eau liée. Dans le modèle diffusif-advectif, l'humidité est transportée par diffusion et advection. La première étape de cette identification est de voir si il est possible d'améliorer la prédiction en nous focalisant uniquement sur un seul paramètre : le nombre de FOURIER pour le modèle diffusif, le coefficient de sorption pour le modèle non-équilibre et le nombre de PÉCLET pour le modèle advectif en gardant la valeur *a priori* pour le nombre de FOURIER. Dans la seconde partie, étant donné que le nombre FOURIER a le plus d'influence sur la prédiction, il sera également estimé pour les nouveaux modèles.

4.4.1 Rappel de la méthodologie

Pour obtenir une estimation optimale d'un paramètre p , il est préférable que la valeur du coefficient de sensibilité X_p pour ce paramètre soit grande. Dans le cas d'un coefficient de sensibilité de faible amplitude, l'estimation du paramètre p est difficile car une grande variation de ce paramètre induit une faible variation sur les sorties.

On note p° et p^{apr} , les valeurs estimées et *a priori* du paramètre p , respectivement. Pour les valeurs *a priori* du paramètre, nous considérons les valeurs de la littérature rapportées dans le Tableau 1 de l'article présenté en section 4.3. Pour estimer le paramètre, comme dans la section 3.2, la fonction de coût suivante est définie :

$$J(p) = \|u_{exp} - u(x_1, t, p)\|_2,$$

où la quantité u_{exp} représente les résultats expérimentaux, la quantité u est la solution du problème direct de chaque modèle et $\|u\|_2$ est la norme L_2 déjà utilisée dans la section 3.2. Pour rappel, pour des quantités discrètes, la norme \mathcal{L}_2 est définie comme :

$$\|u - v\|_2 = \sqrt{\sum_{n=1}^{N_t} (u(t_n) - v(t_n))^2},$$

où N_t est le nombre de pas de temps de la mesure.

La fonction de coût J est minimisée en utilisant la fonction `fmincon` dans l'environnement Matlab, fournissant un algorithme avec une contrainte sur les paramètres inconnus [142] comme celui utilisé dans le chapitre 3. Dans ce problème, les contraintes pour chaque paramètre sont définies de manière à conserver une signification physique pour le paramètre considéré.

Cette méthode a été appliquée aux trois modèles étudiés afin de déterminer les paramètres incertains. Dans le modèle diffusif nous avons identifié le nombre de FOURIER qui caractérise le transport

par diffusion. Le transport par advection sera analysé par identification du nombre de PÉCLET car il a été montré que la perméabilité intrinsèque à l'air n'a pas d'influence sur l'évolution de la pression de vapeur dans cette expérience. Le dernier paramètre identifié est le coefficient B traduisant l'importance du mécanisme de sorption de la vapeur en eau liée.

4.4.2 Un seul phénomène physique

Dans cette partie, nous allons ajuster la pression de vapeur et la masse simultanément en identifiant uniquement un seul paramètre : soit le nombre de FOURIER, soit le nombre de PÉCLET, soit le coefficient de sorption B .

4.4.2.1 Diffusion

Dans le modèle classique adimensionnel, le transport est caractérisé par la valeur du nombre de FOURIER. Les résultats précédents, obtenus avec la valeur a priori, montrent que la simulation numérique ne permet pas de prédire correctement le comportement hygrique du matériau.

Par conséquent, pour améliorer la prédiction, nous estimons le nombre de FOURIER en utilisant la pression de vapeur mesurée au fond de l'échantillon et la masse totale d'eau. La valeur estimée est supérieure à la valeur a priori : $Fo_m^o = 1.52 \times Fo_m^{apr} = 0.0044$. Cela est en accord avec le fait que la diffusion est plus rapide dans la mesure que la simulation avec les propriétés de la littérature. La Figure 4.4 compare les simulations obtenues avec les paramètres a priori et les paramètres estimés. Pour la masse d'eau (Figure 4.4b), la dynamique est bien prédite durant les 4 premiers jours de l'expérience avec les paramètres estimés, ensuite la quantité d'eau dans le matériau est un peu surestimée. L'évolution de la pression de vapeur montre que l'estimation permet un bon accord à partir du 3^{ème} jour (Figure 4.4a). Par contre, malgré l'estimation du nombre de FOURIER, il reste quelques difficultés pour prédire la dynamique de la pression de vapeur dans les premiers instants de l'expérience.

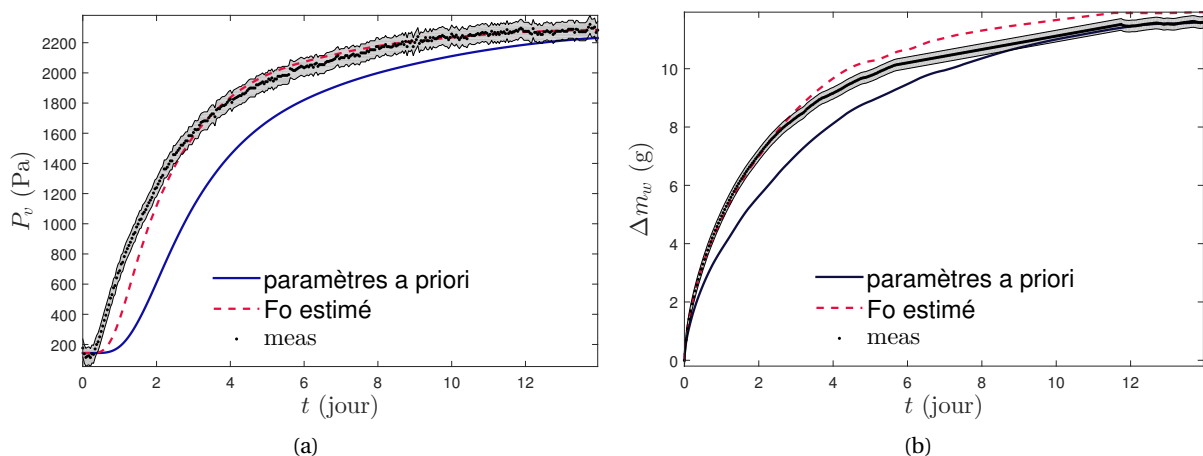


FIGURE 4.4 – Comparaison des résultats avec les paramètres a priori et ceux estimés pour le modèle diffusif : (a) pression de vapeur, (b) masse d'eau.

4.4.2.2 Modèle de non-équilibre local

Pour le modèle de non-équilibre, nous souhaitons améliorer la comparaison en conservant les propriétés a priori pour la diffusion et en identifiant uniquement le mécanisme de sorption.

Dans le modèle de non-équilibre, l'analyse de sensibilité locale a montré que le coefficient B a le plus d'impact par rapport au coefficient γ caractérisant le rapport entre la capacité hygrique de la vapeur d'eau et celle de l'eau liée. De plus, la valeur a priori utilisée provenant de la littérature [31], il existe des incertitudes sur l'utilisation de cette valeur pour la fibre de bois. Ainsi, nous allons appliquer la méthode d'identification au coefficient de sorption B .

L'estimation de ce paramètre donne une valeur inférieure à la valeur a priori : $B^\circ = 0.1560 \times B^{aPr} = 0.02038$. Cette diminution de la valeur du coefficient est en accord avec l'analyse du coefficient de sensibilité (Figure 11 dans l'article en section 4.3) : le signe du coefficient de sensibilité est négatif dans les premiers instants de l'expérience; il faut donc bien diminuer B pour augmenter la dynamique. La simulation effectuée avec le nouveau coefficient B° met en évidence que la modification du coefficient impacte les résultats principalement au début de l'expérience : sa diminution conduit à une augmentation brutale de P_v qui passe de 200 à 500 Pa pour t proche de 0 (Figure 4.5a). La cinétique du transport d'humidité n'est pas du tout correctement prédite. D'autre part, la diminution du coefficient entraîne une diminution assez importante (8% environ) et un ralentissement de la dynamique de la masse d'eau (Figure 4.5b).

Par conséquent, les prédictions en estimant seulement le coefficient B sont très loin des mesures. L'effet de la modification du coefficient B seul n'est pas en accord avec l'évolution attendue.

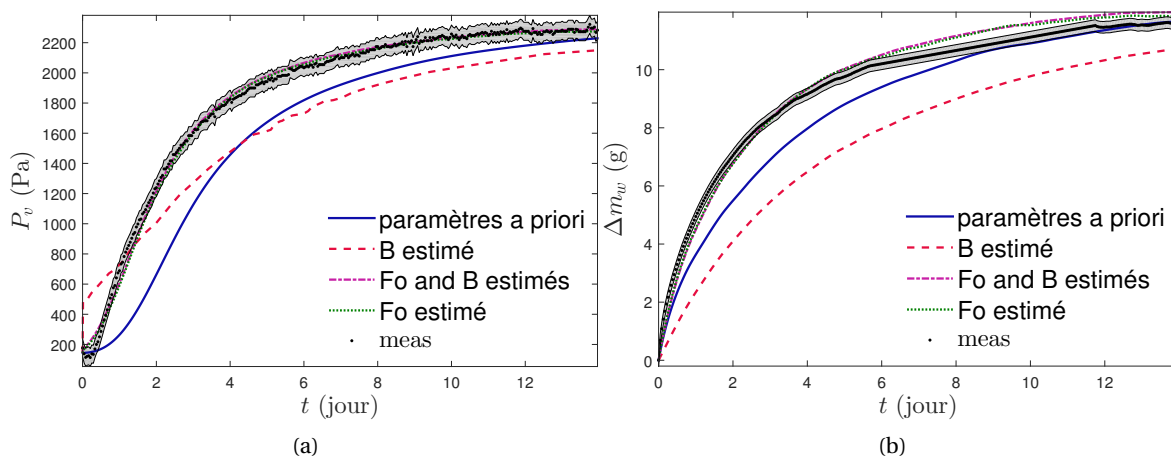


FIGURE 4.5 – Comparaison des résultats avec les paramètres a priori et estimés pour le modèle de non-équilibre local : (a) pression de vapeur, (b) masse d'eau.

4.4.2.3 Advection

Le modèle d'advection, représenté par le nombre de PÉCLET dans le modèle, peut impacter l'évolution de la pression de vapeur. De plus, il subsiste des incertitudes sur la valeur de ce paramètre car la valeur a priori de la perméabilité intrinsèque ne fait pas consensus dans la littérature pour la fibre de bois [58, 138]. Nous souhaitons voir si il est possible de déterminer une valeur de ce paramètre permettant d'améliorer la prédiction.

Les courbes en pointillée rouge de la figure 4.6 ont été obtenues avec une valeur de Pe_a considérablement plus élevée que la valeur a priori : $Pe_a^\circ = 44.7 \times Pe_a^{appr} = 80.5$. La Figure 4.6a montre que l'effet sur la pression de vapeur est relativement faible : uniquement la pente de la pression de vapeur dans la seconde partie de la courbe est un peu augmentée, ce qui ne permet pas d'améliorer significativement les résultats. La masse d'eau est peu affectée par l'identification (Figure 4.6b).

Par conséquent, les modifications induites par l'augmentation de ce paramètre ne sont pas suffisantes pour prédire correctement le transport d'humidité pour les deux variables.

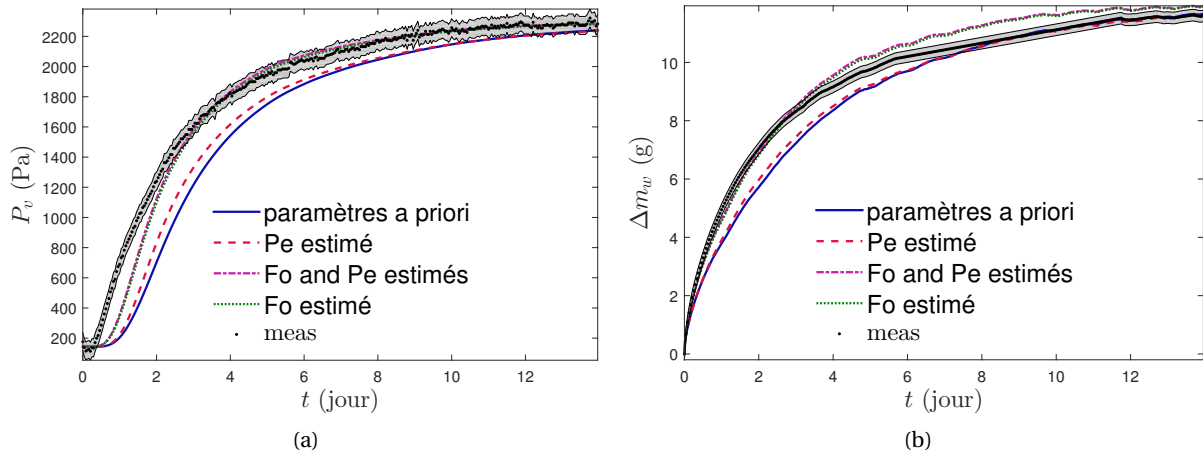


FIGURE 4.6 – Comparaison des résultats avec les paramètres a priori et estimés pour le modèle diffusif-advectif : (a) pression de vapeur, (b) masse d'eau.

4.4.3 Deux phénomènes physiques

Ainsi, l'identification d'un seul paramètre, en conservant les propriétés a priori pour la diffusion, ne permet pas d'améliorer les prédictions notamment pour le retard dans la première partie de la dynamique et pour la pente de la pression de vapeur dans la seconde partie. Pour améliorer les résultats, la méthode d'identification est appliquée aux deux paramètres qui apparaissent dans les modèles.

4.4.3.1 Modèle de non-équilibre local

Dans le modèle hors équilibre, les deux paramètres identifiés sont le nombre de FOURIER Fo_m représentant le transport par diffusion et le coefficient de sorption B . La simulation obtenue après identification de ces deux paramètres est comparée aux mesures dans la Figure 4.5a pour la pression de vapeur et la Figure 4.5b pour la masse d'eau dans le matériau.

On observe que l'accord entre les mesures et les prédictions pour la pression de vapeur et la masse est très bon et meilleur que pour le modèle diffusif (Figure 4.4). La masse semble un peu surestimée à partir de 6j mais le résultat reste proche des barres d'incertitude (Figure 4.5b). L'évolution de la pression de vapeur semble correctement prédite en estimant ces deux paramètres même dans les premiers instants de l'expérience. La dynamique du début de l'expérience semble même un peu surestimée par le modèle car la pression de vapeur augmente quasi linéairement avec une pente plus importante que les données mesurées. Néanmoins, ces différences sont quasiment contenues dans les barres d'erreur. Après 0.5 j cet écart n'apparaît plus et la pente de la pression de vapeur semble en accord avec les mesures, le niveau en régime permanent est également bien décrit.

Le processus d'estimation renvoie une valeur du coefficient de sorption inférieure à celle a priori : $B^\circ = 0.8914 \times B^{appr} = 0.1075$ et une valeur plus grande pour le nombre de FOURIER : $Fo_m^\circ = 1.66 \times Fo_m^{appr} = 0.00482$. La valeur du nombre de FOURIER est plus grande que celle estimée avec le modèle diffusif seul indiquant un écart plus important avec les propriétés a priori. Cela signifie que le modèle NLE tend à ralentir l'évolution de la pression de vapeur.

4.4.3.2 Modèle diffusif-advectif

Dans le modèle diffusif-advectif, l'humidité peut être transportée à la fois par le phénomène de diffusion et d'advection. Nous allons donc estimer les paramètres qui caractérisent ces deux phénomènes : le nombre de FOURIER et de PÉCLET, respectivement.

Les Figures 4.6a et 4.6b montrent que l'accord avec les mesures est meilleur lorsque ces deux paramètres sont estimés par rapport au cas a priori ou uniquement avec l'estimation du nombre de PÉCLET. Néanmoins, la dynamique de la pression de vapeur dans la première partie de la cinétique n'est pas correctement prédite : le délai entre mesure et simulation est toujours présent avec ce modèle (Figure 4.6a). Après le premier jour, la cinétique de la pression de vapeur est surestimée car la pente est plus grande que celle de la courbe expérimentale. Comme pour le modèle purement diffusif (Figure 4.4a), le modèle cherche à compenser le retard accumulé dans le premier jour en augmentant la pente pour diminuer l'écart avec les mesures. L'évolution de la masse est semblable aux cas précédents (Figure 4.4b et 4.5b).

Le nombre de FOURIER estimé est supérieur à la valeur a priori : $Fo_m^\circ = 1.38 \times Fo_m^{appr} = 0.004$ mais le nombre de PÉCLET est plus faible : $Pe_m^\circ = 0.1$. Une étude supplémentaire montre qu'en estimant uniquement le nombre de FOURIER dans ce modèle l'accord est le même que si l'on estime les deux paramètres (Figure 4.6). Cela confirme l'analyse de sensibilité : l'impact de l'advection semble être négligeable dans ce cas d'étude et la seconde partie du régime transitoire est uniquement influencée par le nombre FOURIER.

4.4.4 Discussion

Les résultats précédents ont montré que l'estimation de deux paramètres dans chaque modèle permet d'améliorer la prédiction notamment pour le modèle non-équilibre et dans une moindre mesure pour le modèle advectif. Les résultats après l'estimation simultanée des deux paramètres sont comparés pour les différents modèles dans la Figure 4.7. Les résultats obtenus avec les modèles advectif et diffusif sont très proches les uns des autres à la fois pour la masse et la pression de vapeur comme cela est confirmé par les valeurs des résidus données dans le Tableau 4.1. Il y a donc peu d'apport à considérer ce phénomène pour ce cas d'étude.

Par contre, le modèle de non-équilibre se différencie avec une dynamique un peu plus lente dans la première et la seconde partie de la cinétique pour la masse (Figure 4.7b). De plus, la dynamique de la pression de vapeur au début de l'expérience est mieux prédite avec le modèle de non-équilibre. De manière globale, les résidus pour la pression de vapeur et la masse (Tableau 4.1) confirme l'intérêt de modéliser ce phénomène et d'identifier les 2 paramètres.

4.5 Application des modèles au bois massif

Le deuxième matériau étudié expérimentalement dans le chapitre précédent est le bois contre-collé (CLT). Nous souhaitons appliquer les nouveaux modèles à ce matériau afin d'étudier l'impact

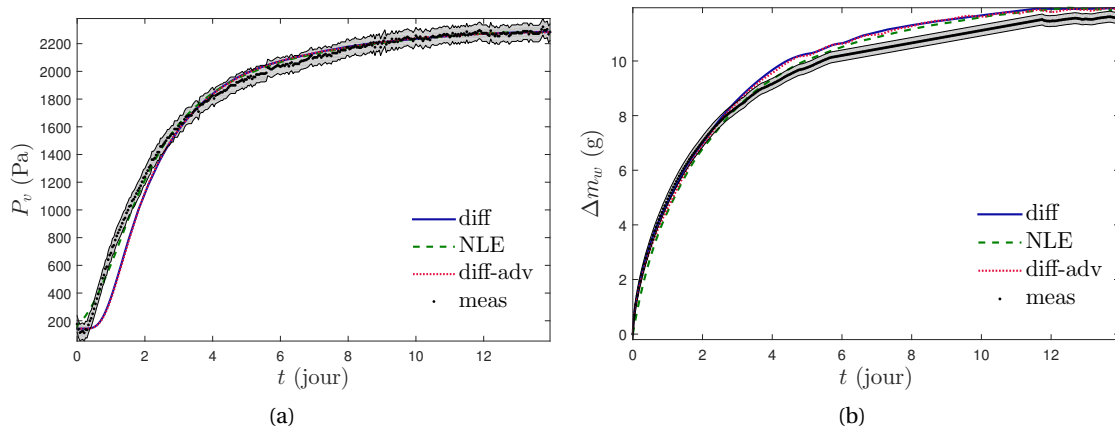


FIGURE 4.7 – Comparaison des résultats numériques obtenus avec les paramètres estimés pour les deux phénomènes : (a) pression de vapeur, (b) masse d'eau.

Model	Diffusif		Non-équilibre				Advectif			
	A priori	Estimée Fo	A priori	B	Estimée Fo	Fo and B	A priori	Pe	Estimée Fo	Fo and Pe
r_{P_v}	16.3	4.753	15.391	13.55	1.910	1.81	13.568	11.08	5.225	4.8815
$r_{\Delta m_w}$	0.0409	0.0246	0.0462	0.1109	0.0186	0.0212	0.0347	0.0295	0.0218	0.0235

Tableau 4.1 – Valeurs des résidus pour la pression de vapeur et la masse pour chaque modèle avant et après estimation des paramètres principaux.

des phénomènes considérés. Les simulations seront réalisées en utilisant les propriétés hygriques a priori provenant de la littérature (celles utilisées et présentées dans le chapitre 3) pour voir si il est possible d'améliorer les prédictions sans estimer les propriétés comme dans le chapitre précédent.

Comme pour la fibre de bois, nous ne disposons pas des valeurs exactes de la perméabilité intrinsèque, k_{mat} et du taux de sorption, h correspondant à nos échantillons. Le coefficient de sorption a été choisi en accord avec la littérature [31] : $h = 5 \cdot 10^{-7} \text{ s/m}^2$. La valeur de la perméabilité intrinsèque à l'air a été prise égale à $k_{mat} = 1 \cdot 10^{-18} \text{ m}^2$ qui est l'ordre de grandeur indiqué dans [58] pour le bois.

Nous allons étudier le cas d'un échantillon de CLT sans colle lors d'un échelon 33%-75% d'humidité relative en considérant la température constante à 25°C. Avant cela, nous pouvons tout d'abord analyser les valeurs des nombres sans dimension.

4.5.1 Nombres sans dimension

Les valeurs numériques des nombres sans dimension pour ce cas d'étude sont résumées dans le tableau 4.2. Les paramètres de référence utilisés pour calculer les nombres sans dimension sont calculés en utilisant les valeurs initiales des propriétés du matériau, c'est-à-dire à $T = 25^\circ\text{C}$ et $\phi = 0.409$. La valeur de ces nombres sans dimension permet de faire une première analyse des phénomènes qui vont influencer les transferts.

Tout d'abord, le processus de diffusion est le même dans les modèles diffusion et d'advection-diffusion puisque les valeurs du nombre de FOURIER Fo_m sont égales. Cependant, dans le cas du modèle de non-équilibre, le processus de diffusion, donné par $Fo_m \cdot \gamma$, est trois fois plus rapide que dans les autres modèles car $\gamma = \mathcal{O}(10^3)$. Pour le modèle advection-diffusion, le nombre de PÉCLET

est 10^2 fois plus faible que pour la fibre de bois (voir tableau 5 de l'article en section 4.3) : le processus d'advection devrait donc être moins important. D'autre part, le nombre de FOURIER pour l'équation de transfert d'air, Fo_a est 10^2 fois plus élevé que le nombre de FOURIER pour l'équation de transfert d'humidité. Cela indique que la diffusion de l'air à travers le matériau est beaucoup plus rapide que la diffusion d'humidité. Comparé à la fibre de bois, le transfert d'air sera beaucoup moins rapide dans le CLT compte tenu des valeurs du nombre de FOURIER.

Une deuxième analyse peut être effectuée en examinant le coefficient de stockage. A l'état initial, nous avons donc $c_b^* = c_v^* = c_a^* = 1$. Le paramètre γ est largement supérieur à 1, ce qui indique que le stockage d'eau liée sera beaucoup plus important que celui de vapeur d'eau.

De plus, $B \cdot \gamma \approx \mathcal{O}(10^2)$, ce qui montre l'importance du couplage entre l'équation de conservation d'eau liée et celle de la vapeur d'eau dans le modèle non-équilibre. Nous voyons également que B est supérieur à Fo_m , illustrant l'importance du mécanisme de sorption par rapport à la diffusion de l'humidité notamment au début de l'expérience. Pour le modèle d'advection-diffusion, $\Theta = 28.18$, ce qui traduit que le couplage du transfert d'air et du transfert d'humidité est plus important que pour la fibre de bois ($\Theta = 1.07$), ce qui pourrait impacter l'importance de l'advection dans le transfert global.

En résumé, nous avons mis en évidence que le processus de diffusion est beaucoup plus rapide pour le modèle de non-équilibre local que pour les autres. Pour ce modèle, il existe un couplage assez fort entre les deux équations de conservation (eau liée et vapeur d'eau). Pour le modèle diffusion-advection, le phénomène d'advection semble moins important que pour la fibre de bois mais le couplage entre transfert d'air et transfert d'humidité est plus important.

<i>Modèle</i>	Diffusif	Non-équilibre			Advectif			
<i>Nombres sans dimension</i>	Fo_m	Fo_m	γ	B	Fo_m	Pe_m	Fo_a	Θ
<i>Valeurs numériques</i>	$3.8 \cdot 10^{-3}$	$3.8 \cdot 10^{-3}$	3549	$9.98 \cdot 10^{-2}$	$3.8 \cdot 10^{-3}$	$3.8 \cdot 10^{-2}$	$5.2 \cdot 10^{-1}$	28.18

Tableau 4.2 – Valeurs des nombres sans dimension.

4.5.2 Échantillon de CLT sans colle

Les trois modèles ont été appliqués à un échantillon de CLT sans couche de colle lors d'un échelon 33%-75% avec un température de 25°C , correspondant à une condition initiale de l'ordre de 1200 Pa pour la pression partielle de vapeur. Les résultats numériques sont comparés aux données expérimentales. Les résultats sur un échantillon de CLT avec colle ne sont pas présentés ici car les conclusions sont similaires.

Pression de vapeur

L'évolution de la pression de vapeur est présentée sur la Figure 4.8. La prédiction par les modèles est bonne dans les premiers instants de l'expérience notamment pour les modèles de diffusion et d'advection-diffusion qui présentent un plateau pendant 1j, cela correspond au temps d'attente avant que la pression partielle de vapeur au fond du matériau ne varie. Ce phénomène n'est pas présent pour le modèle NLE : la pression de vapeur commence à augmenter dès le début de l'expérience de manière quasiment linéaire (Figure 4.8b). Ensuite, contrairement au cas de la fibre de bois, la pression de vapeur augmente avec une dynamique supérieure aux mesures, le phénomène

est davantage amplifié pour le modèle prenant en compte l'advection où les écarts sont plus importants dû au transport d'humidité par le mouvement d'air qui accélère le front global de la pression de vapeur. La surestimation de la dynamique de transfert par les modèles peut être expliquée par une valeur trop grande pour la perméabilité à la vapeur utilisée dans les simulations qui est issue de la littérature, comme on l'a vu dans le chapitre précédent. Les résultats des modèles diffusif et NLE sont très proches après 10j d'expérience où les effets du non-équilibre local sont moins importants.

Les écarts entre prédictions et mesures sont significatifs après 2 jours d'expérience et cela jusqu'à 12 jours environ. Après cette période, les résultats numériques sont contenus dans les barres d'incertitude même si la pression de vapeur mesurée continue légèrement d'augmenter. L'état stationnaire expérimental n'est pas complètement atteint alors qu'il l'est déjà dans les simulations qui prédisent le même état d'équilibre. Cela est assez important pour être souligné et pourrait être expliqué par le phénomène de double-échelle spatiale, non modélisé ici et qui peut être assez significatif dans le bois [143]. Il est lié au fait que ce matériau possède au moins deux échelles d'étude comme précisé dans le chapitre 1 [144, 145] et qu'il faut prendre en compte les transferts aux différentes échelles spatiales et le couplage permanent entre ces échelles spatiales. Ces effets peuvent notamment être modélisés par un modèle à double porosité [146].

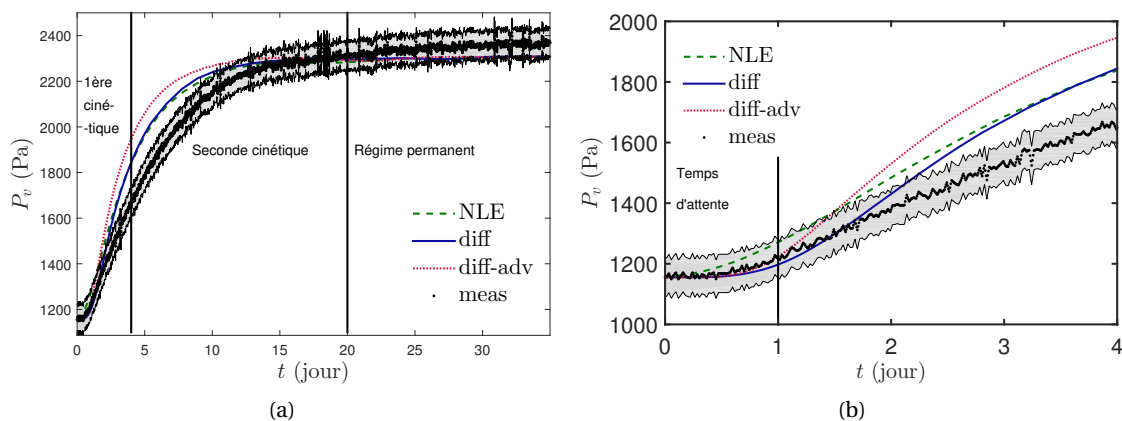


FIGURE 4.8 – Comparaison de l'évolution de la pression de vapeur pour les trois modèles dans le cas d'un échantillon de CLT sans colle : (a) expérience complète, (b) entre 0 et 4j.

Le calcul des résidus montrent que sur toute la période les écarts sont un peu moins importants avec le modèle non-équilibre même si l'apport est assez faible : 2% pour le modèle de non-équilibre (diffusif : $r_{P_v} = 1.1314$ et $r_{P_v} = 1.1063$ pour le modèle NLE).

Masse d'eau dans l'échantillon

Les résultats pour la masse d'eau dans l'échantillon de CLT sans colle, présentés sur la Figure 4.9, montre que les trois modèles sont assez proches. L'évolution de la masse d'eau au cours de l'expérience semble correctement prédite par les modèles, à la fois la dynamique et la valeur en régime permanent : les simulations sont contenues dans les barres d'erreur (Figure 4.9a). Néanmoins, la dynamique prédite par le modèle advectif est un peu plus rapide que celle des autres modèles principalement dans les 5 premiers jours (Figure 4.9b). Cela conduit à une moins bonne prédiction avec ce modèle. Au contraire, le modèle de non-équilibre prévoit une augmentation de la masse un peu plus lente avec une pente plus faible que le modèle diffusif ce qui améliore un peu la comparaison mesure-simulation. Les deux modèles modifient les valeurs des résidus de 10 à 20% par rapport au

modèle diffusif (diffusif : $r_{\Delta m_w} = 0.0018$, NLE : $r_{\Delta m_w} = 0.0016$ et advectif : $r_{\Delta m_w} = 0.0022$). Il n'y a plus d'écarts entre les modèles après 20j d'expérience : les trois modèles ont tendance à sous-estimer le niveau en régime permanent mais la différence est inférieure aux incertitudes de mesures.

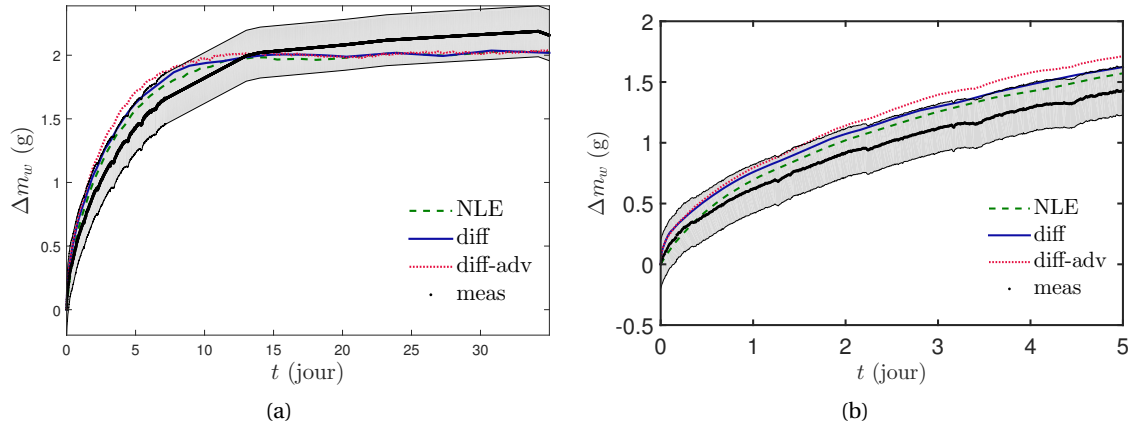


FIGURE 4.9 – Comparaison de la prédiction de la masse d'eau dans un échantillon de CLT sans colle pour les trois modèles : (a) expérience complète, (b) entre 0 et 5j.

4.5.3 Synthèse

La comparaison des trois modèles dans le cas des échantillons de CLT montre que l'apport des nouveaux phénomènes est faible principalement sur la dynamique de la pression de vapeur et de la masse.

Dans le modèle d'advection, la dynamique des transferts représentée par la pente des courbes est supérieure à celle du modèle de diffusion, cela conduit à augmenter l'écart avec les mesures. Le modèle de non-équilibre diffère principalement du modèle diffusif dans les premiers jours d'expérience : il prédit une augmentation quasiment linéaire de la pression de vapeur dès le début de l'expérience. Cette augmentation est trop rapide par rapport à celle observée. L'apport des nouveaux modèles ne permet pas d'améliorer la prédiction avec les propriétés issues de la littérature.

L'étude pourrait être critiquée sur les valeurs choisies pour les propriétés caractérisant les nouveaux phénomènes notamment le coefficient de sorption. Néanmoins, étant donné que les écarts entre mesures et simulations apparaissent principalement dans la seconde partie de la cinétique, seule une modification du nombre de FOURIER pourrait permettre d'améliorer la prédiction. Cela reviendrait à utiliser les propriétés hygriques identifiées dans le chapitre précédent. Le nombre de PÉCLET pourrait également influencer les résultats mais dans une moindre mesure compte tenu des résultats obtenus dans l'analyse de sensibilité pour la fibre de bois. Les effets des nouveaux modèles sur les résultats étant assez faibles, nous n'effectuons pas d'ajustement des propriétés dans le cas de ce matériau.

4.6 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons étudié plusieurs modèles de transferts de masse (non-équilibre, advection) dans le but de mieux comprendre les phénomènes responsables du transport d'humidité dans les matériaux et d'améliorer la prédiction. Le non-équilibre local se traduit par une modélisation

par séparation de phase avec un mécanisme de sorption permettant l'échange entre l'eau liée et la vapeur d'eau dans le matériau. Le phénomène d'advection est provoqué par un mouvement d'air dans le matériau dû à une différence de pression totale de part et d'autre du matériau.

Ces modèles ont été appliqués au cas de la fibre de bois pour la séquence expérimentale étudiée dans le chapitre précédent (échelon 10%-75%) et au CLT. Les propriétés utilisées pour la diffusion, le stockage d'humidité et pour les phénomènes d'advection et le mécanisme de sorption sont issues de la littérature. Les résultats pour la pression de vapeur et la masse d'eau montrent qu'avec ces propriétés les phénomènes supplémentaires n'améliorent pas de manière significative les prédictions.

Une étude de sensibilité réalisée sur les paramètres dans le cas de la fibre de bois permet de mieux comprendre le rôle de chaque mécanisme et leur impact sur les résultats : les transferts sont plus sensibles au transport par diffusion que celui par advection ou au phénomène de sorption. La modélisation du non-équilibre peut, tout de même, avoir une influence dans les premiers instants de l'expérience. Cela implique que pour améliorer la prédiction il est nécessaire d'estimer le nombre de FOURIER et donc remet en cause les valeurs des propriétés hygriques (Chapitre 3). De plus, l'estimation simultanée du coefficient de sorption et de nombre de FOURIER dans le modèle de non-équilibre permet d'obtenir des résultats très satisfaisants comparés aux deux autres modèles.

Il est néanmoins difficile de conclure sur l'impact du phénomène d'advection dans cette configuration expérimentale qui ne permet pas d'estimer les paramètres liés au transfert d'air dans le matériau comme la perméabilité intrinsèque. De plus, d'autres phénomènes en lien avec la température comme par exemple la diffusion thermique de l'humidité ou l'influence sur l'isotherme de sorption ne sont pas modélisés et pourraient permettre d'améliorer les prédictions. Pour finir, la comparaison pour le CLT met en évidence que des phénomènes de type double-échelle sont présents dans le bois car dans la dernière partie de l'expérience les mesures continuent d'augmenter lentement alors que le régime permanent est déjà atteint pour les modèles.

Maintenant que nous avons amélioré la compréhension des transferts à l'échelle matériau, nous allons étudier l'interaction parois-volume d'air et l'importance des transferts. Cela nous permettra de faire le lien entre les études à différentes échelles. Pour cela, compte tenu des résultats présentés dans ce chapitre (faible impact des nouveaux modèles), nous allons poursuivre nos travaux en utilisant le modèle classique avec les propriétés hygriques identifiées dans le chapitre 3.

Chapitre 5

De l'échelle matériau à l'étude de l'interaction paroi-volume d'air

Sommaire

5.1	Introduction	170
5.2	Étude expérimentale	170
5.2.1	Dispositif	170
5.2.2	Instrumentation	173
5.2.3	Scénarios	177
5.2.4	Qualification du dispositif	178
5.3	Outils numériques	181
5.3.1	Transferts dans la paroi	181
5.3.2	Bilans sur un volume d'air	181
5.4	Résultats expérimentaux	183
5.4.1	Échelon de température à l'extérieur	183
5.4.2	Échelon de température à l'intérieur	186
5.4.3	Sollicitations hygriques	189
5.4.4	Synthèse	195
5.5	Prédictions des transferts à l'échelle paroi	196
5.5.1	Étude des capteurs dans la paroi	197
5.5.2	Prise en compte des transferts convectifs	198
5.5.3	Influence des propriétés du matériau sur la prédiction	200
5.6	Comparaison mesures - simulations à l'échelle du volume d'air	203
5.6.1	Prédiction lors d'un échelon de température extérieure	203
5.6.2	Prédiction lors d'échelons d'humidité	203
5.7	Simulations complémentaires	206
5.7.1	Étude de l'influence d'un revêtement	206
5.7.2	Influence de la prise en compte des transferts couplés	208
5.8	Conclusion	210

5.1 Introduction

Dans les chapitres précédents, nous avons vu que les transferts couplés d'humidité et de chaleur dans les échantillons de CLT peuvent être décrits par un modèle purement diffusif sans advection. Les propriétés hygriques du CLT ont été déterminées en utilisant la méthode de caractérisation à partir des mesures en régime transitoire à l'échelle matériau. Nous pouvons maintenant nous intéresser à l'impact des transferts couplés à l'échelle de la paroi et à l'interaction entre la paroi et le volume d'air.

Les transferts couplés dans la paroi d'un bâtiment peuvent notamment influencer les performances énergétiques du bâtiment [3, 88, 147], le confort des occupants [5, 76, 148] et la perception de la qualité de l'air intérieur [90, 149, 150]. Néanmoins, de nombreuses interrogations subsistent sur les effets et l'importance de ces transferts à l'échelle de la pièce notamment lorsque des matériaux fortement hygroscopiques sont utilisés dans une paroi [3, 48, 151]. Le rôle exact de ces transferts sur le confort des occupants et sur l'amélioration de l'ambiance intérieure peut être questionné [152].

De plus, les matériaux hygroscopiques permettent un stockage passif de l'humidité et représentent une possible source de réduction de la consommation énergétique [153]. Néanmoins, l'impact des matériaux hygroscopiques sur la consommation de chauffage d'un bâtiment est difficile à mettre en évidence expérimentalement. De nombreux autres paramètres influencent le comportement du bâtiment : présence des occupants, ventilation [154, 155].

Cependant, les constructeurs de maisons bois revendiquent un bon confort notamment lié à une ambiance chaleureuse. De plus, les maisons bois seraient dévalorisées par la RT2012, leurs bonnes performances, liées aux propriétés spécifiques du bois, ne seraient pas reconnues et leur consommation énergétique serait mal estimée [147]. Pour l'instant le lien entre les performances affichées par les constructeurs et l'impact de la présence de bois n'a pas été démontré physiquement. Cela demande d'améliorer la compréhension des phénomènes physiques mis en jeu.

Ainsi nous allons nous intéresser à ces problématiques dans ce chapitre. L'étude à l'échelle matériau, grâce au modèle développé et aux propriétés déterminées, sera utilisée pour progresser dans l'étude des transferts couplés à l'échelle paroi et volume d'air. Afin d'étudier expérimentalement les transferts dans les parois de CLT et l'interaction paroi-volume d'air, un dispositif expérimental est mis en place. Les résultats expérimentaux obtenus sont utilisés pour mettre en évidence le couplage entre les transferts de chaleur et de masse puis pour valider les modèles aux différentes échelles ainsi que les propriétés utilisées. Pour finir, le modèle à l'échelle du volume d'air permettra de mettre en évidence le rôle des transferts couplés sur l'ambiance intérieure et la consommation énergétique.

5.2 Étude expérimentale

5.2.1 Dispositif

5.2.1.1 Description

L'objectif est d'étudier expérimentalement l'influence des transferts d'humidité dans les parois en CLT sur l'ambiance intérieure. Pour cela, un dispositif expérimental dédié a été développé afin de répondre au cahier des charges suivant :

- permettre un suivi détaillé du comportement thermo-hygrique des parois et du volume d'air,
- avoir des conditions intérieures et extérieures contrôlées en température et en humidité afin d'appliquer divers scénarios,

- pouvoir comparer dans des conditions identiques le comportement lorsque les parois de bois sont brutes ou recouvertes d'un revêtement.

Le dispositif expérimental, appelé "cube" par la suite, est composé de deux enceintes, d'un volume intérieur $0.8 \times 0.88 \times 0.88 = 0.62 \text{ m}^3$, construites à partir de panneaux CLT (fabricant KLH) d'une épaisseur de 6 cm (Figure 5.1). Les panneaux, provenant du même lot que ceux utilisés pour l'étude à l'échelle matériau, ont été collés et vissés. Ils ont été fournis par l'entreprise LIGNATEC. Afin d'accéder à l'intérieur des cubes (Figure 5.2b), une porte ($0.88 \times 0.88 \text{ m}^2$) a été construite sur le devant des cubes. Néanmoins, la porte restera fermée, grâce à un fermoir à levier, pendant toute la durée des expériences afin de ne pas perturber les conditions intérieures du cube. L'étanchéité entre la porte et le reste du cube est assurée avec un joint autocollant.

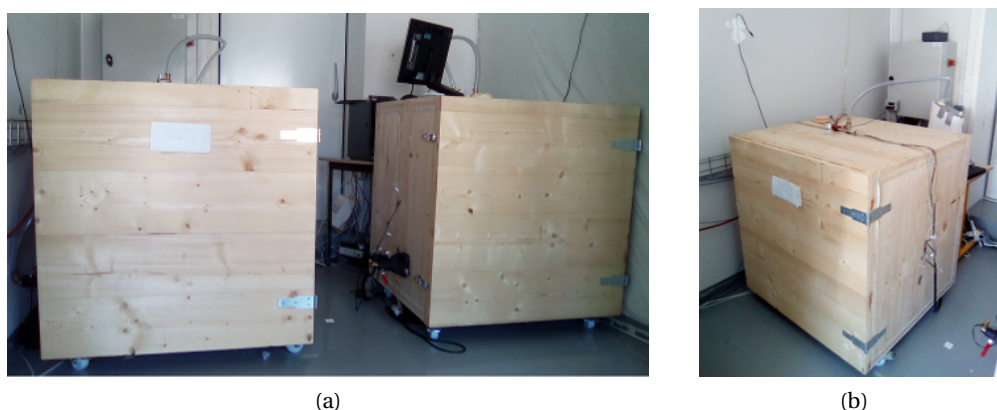


FIGURE 5.1 – Dispositif expérimental : (a) vue d'ensemble, (b) un des 2 cubes.

Afin de mettre en évidence le rôle d'un revêtement, les surfaces intérieures de l'un des cubes, appelé cube A, ont été recouvertes d'huile pour parquet, celle utilisée pour l'étude à l'échelle matériau. Les panneaux de l'autre cube, appelé cube B, sont laissés bruts, comme résumé dans le Tableau 5.1.

Cube	Revêtement en surface des panneaux
A	huile pour parquet
B	aucun (panneaux bruts)

Tableau 5.1 – Revêtement des panneaux pour les deux cubes construits.

5.2.1.2 Régulation des conditions extérieures

Les cubes sont placés dans une cellule climatique dont l'ambiance intérieure (température et humidité) est contrôlée. A noter que la taille maximale des cubes est limitée par la taille de la chambre climatique afin d'étudier les deux cubes en même temps dans la même cellule. La régulation des conditions est réalisée par une centrale de traitement d'air injectant l'air par le haut de la cellule. La plage de fonctionnement de la CTA est de 15 à 35°C pour la température et de 6 à 14 $\text{g}_{\text{eau}}/\text{kg}_{\text{airsec}}$ pour l'humidité absolue. La régulation par rapport à la consigne se fait grâce à des capteurs qui mesurent les caractéristiques de l'air repris (température et humidité). En régime permanent, la précision de la régulation est la suivante : $\pm 0.5^\circ\text{C}$ pour la température et ± 0.03 pour l'humidité relative.

La cellule possédant deux fenêtres, elle a été orientée afin d'avoir la paroi vitrée en direction du nord pour limiter les apports solaires qui pourraient perturber les expériences et engendrer une différence entre les deux cubes. Un rideau opaque a été ajouté.

5.2.1.3 Contrôle du climat intérieur

Les conditions intérieures des cubes peuvent également être contrôlées à la fois en température et en humidité relative ce qui permettra d'appliquer des scénarios.

La température est contrôlée par quatre résistances de puissance placées en série (Figure 5.2). Chaque résistance a une valeur de $47\ \Omega$ et une puissance de $100\ W$ (Figure 5.2a). La résistance totale est $R_{tot} = 188\ \Omega$, pour une puissance totale $P = \frac{U^2}{R_{tot}} = \frac{230^2}{188} = 281.4\ W$. Les résistances sont posées sur deux rangées de tiges métalliques inox fixées sur le bas de chaque cube afin qu'elles ne soient pas en contact direct avec la paroi du bas du cube. La distance entre les résistances et le bas du cube a été fixée à $10\ cm$ environ. De plus les résistances ont été placées aux quatre coins du cube pour obtenir un chauffage le plus homogène possible. Au cours d'une expérience, la puissance instantanée des résistances est mesurée. La régulation est effectuée en « tout ou rien » grâce à un régulateur de marque Jumo® contenant un relais alimentant les résistances en série. La sonde de régulation (PT100) est placée sur le haut du cube (Figure 5.2b). Le régulateur possède une hystérésis de $0.5^\circ C$ entre les phases d'arrêt et de fonctionnement.

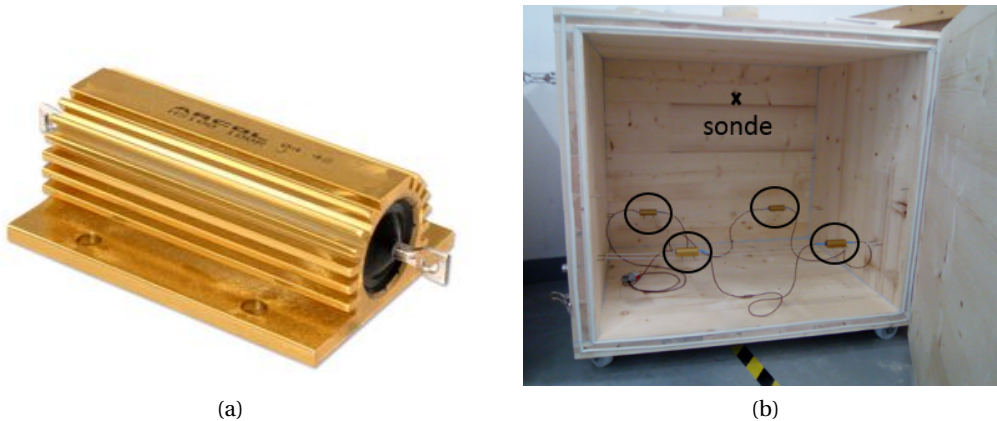


FIGURE 5.2 – Contrôle de la température : (a) résistance, (b) résistances en série dans le cube.

Le niveau d'humidité relative de l'air intérieur est régulé par injection de gouttelettes d'eau dans le cube grâce à un humidificateur à ultrason de faible consommation ($35W$) possédant un débit maximal de $333\ g/h$. L'humidificateur a été placé à l'extérieur du cube dans le but de limiter certaines perturbations comme :

- l'apport de chaleur dû à la puissance dissipée par l'humidificateur,
- l'apport d'humidité par l'évaporation de l'eau contenue dans le réservoir pendant les phases d'évolution libre sans injection,
- l'ajout d'eau dans le réservoir.

L'eau est injectée sur le haut du cube par le biais d'un tuyau souple isolé thermiquement avec une gaine isolante en caoutchouc (Figure 5.1b et 5.3). La circulation d'air est réalisée avec un ventilateur placé dans une tuyère en plastique fixée sur le bas de la paroi gauche. Afin de travailler en circuit

fermé, l'air repris retourne dans l'humidificateur par le biais d'un tuyau souple. Avant l'installation sur les cubes, le principe d'injection a tout d'abord été testé à plus petite échelle (Figure 5.3). La vanne, connectée à la tuyère et au tuyau, permet d'isoler le cube lors des phases d'évolution libre. Une autre vanne est placée au niveau de l'injection sur le haut du cube.

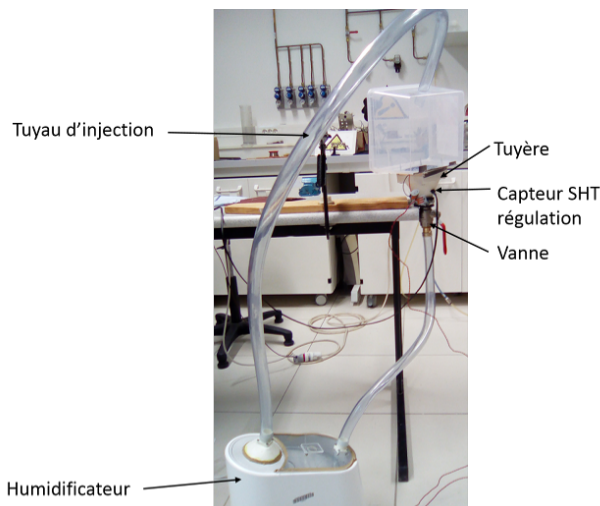


FIGURE 5.3 – Test de la méthode d'injection d'humidité.

L'humidificateur est placé sur une balance afin de mesurer le débit injectée. L'humidificateur est alimenté par un relais connecté à un micro-contrôleur qui compare la consigne et la valeur mesurée de l'humidité relative de l'air repris en sortie du ventilateur. Cela permet d'activer ou non l'humidificateur. Pour la régulation, une consigne et une hystérésis sont fixées.

De plus, il a été choisi de ne pas brasser l'air intérieur avec un ventilateur pour ne pas augmenter les transferts convectifs surfaciques. Ce choix peut néanmoins conduire à l'apparition d'une stratification thermique.

5.2.2 Instrumentation

L'instrumentation a été mise en place afin de connaître le comportement hygrothermique de l'ensemble du dispositif expérimental : parois, volume intérieur, consommation énergétique, conditions extérieures. Les principaux capteurs utilisés sont : des thermocouples, des thermo-hygromètres, des fluxmètres, des balances et des capteurs de puissance électrique. Le Tableau 5.2 récapitule les grandeurs mesurées ainsi que les principales caractéristiques des capteurs et autres appareils de mesure (gammes et précision de mesures données par le fabricant). Détaillons les capteurs utilisés dans le dispositif.

5.2.2.1 Instrumentation des parois

Des capteurs de température et d'humidité ont été installés dans les parois à différentes positions afin de comprendre le comportement hygrothermique des parois de CLT. Parmi les six parois, seule la porte n'a pas été instrumentée pour des raisons pratiques. Toutes les autres parois ont été instrumentées à la fois en surface (intérieure et extérieure) et dans l'épaisseur.

Type de mesures	Grandeurs mesurées	Type de capteurs	Référence	Nombre par cube	Précision	Gamme de mesure
Paroi	Température et Humidité relative	Thermo hygromètre	SHT 75	8	$\pm 0.3^{\circ}\text{C}$ et ± 0.018	$[-40; 123.8]^{\circ}\text{C}$ [0; 1]
	Température et humidité relative de surface	Thermo hygromètre	SHT 75	12	$\pm 0.3^{\circ}\text{C}$ et ± 0.018	$[-40; 123.8]^{\circ}\text{C}$ [0; 1]
	Température de surface	Thermocouple	Type T	30	$\pm 0.1^{\circ}\text{C}$	$[-50; 250]^{\circ}\text{C}$
	Densité de flux	Fluxmètre	Captec	3	$\pm 3\%$	-
Air Intérieur	Température et Humidité relative	Thermo hygromètre	SHT 75	4	$\pm 0.3^{\circ}\text{C}$ et ± 0.018	$[-40; 123.8]^{\circ}\text{C}$ [0; 1]
	Température	Thermocouple	Type T	4	$\pm 0.1^{\circ}\text{C}$	$[-50; 250]^{\circ}\text{C}$
	Pression	Capteur différentiel	Delta Ohm HD404T1PD-AZ(-L)	1	$[-100; 100]$ Pa	$\pm 1.5\%$
Extérieur	Température et Humidité relative	Thermo hygromètre	SHT 75	1	$\pm 0.3^{\circ}\text{C}$ et ± 0.018	$[-40; 123.8]^{\circ}\text{C}$ [0; 1]
Consommation	Consommation d'eau cube A	Balance	Ohaus Ranger 3000	1	$\pm 0.5\text{g}$	[0; 15] kg
	Consommation d'eau cube B	Balance	Sartorius IS16EDE-H	1	$\pm 0.02\text{g}$	[0; 16] kg
	Consommation électrique	Compteur énergie et de puissance	Voltcraft Energy logger 4000	1	$\pm 1\% + 1$ chiffre	[0; 3500] W

Tableau 5.2 – Récapitulatif des capteurs utilisés.

Capteurs dans l'épaisseur

Le protocole d'installation des capteurs consiste à insérer les thermo-hygromètres dans l'épaisseur en perçant des trous d'un diamètre de 5 mm avec un angle de 45° pour limiter les perturbations. La profondeur du trou dépend de la position souhaitée pour le capteur. Une fois le capteur placé dans le trou, nous avons comblé l'espace vide avec de la sciure de bois pour diminuer la discontinuité de matériau. Ensuite, nous utilisons de la pâte à bois pour reboucher les trous afin d'éviter les passages préférentiels (Figure 5.4a). Le capteur mesure la température et l'humidité relative de l'air qui l'entoure. Nous supposons que ce volume d'air est en équilibre avec la sciure de bois et le bois environnant.

Nous avons choisi d'utiliser des sondes capacitives SHT75 de la marque Sensirion[®] dont l'élément sensible est de petite dimension (4 mm × 6 mm), ce qui réduit les perturbations et l'encombrement dans la paroi. Nous les nommerons SHT par la suite.

Toutes les parois sont instrumentées avec un thermo-hygromètre au milieu de la paroi ($x = 3\text{ cm}$). Les parois du haut et du fond possèdent deux capteurs supplémentaires : un à 1 cm du bord intérieur et un à 1 cm du bord extérieur comme indiqué sur la Figure 5.4b. Les SHT ont été positionnées en décalé pour ne pas perturber les phénomènes physiques (Figure 5.4). La position a priori de chaque capteur suivant l'axe x a été estimée en mesurant la profondeur du trou nécessaire pour les mettre en place à l'aide d'un pied à coulisse numérique. Cette mesure est effectuée avec une incertitude de $7 \cdot 10^{-3}\text{ mm}$. De plus, afin de connaître la position du capteur, nous devons également prendre en compte les éventuels biais liés à la mise en place du capteur notamment dus au remplissage du

trou avec la sciure de bois et à un déplacement du capteur (voir section 5.2.4.3). Cette incertitude est largement supérieure à celle due à la mesure de la profondeur du trou avec le pied à coulisse, nous l'évaluons à 4 mm sur la longueur L (Figure 5.4b). Une incertitude liée à la taille du capteur, estimée à 1 mm, doit être prise en compte. La propagation d'incertitude sur la position L donne une incertitude totale de 4.2 mm, ce qui fait 3 mm sur le positionnement du capteur suivant l'axe x. Nous en déduisons les positions indiquées dans le Tableau 5.3.

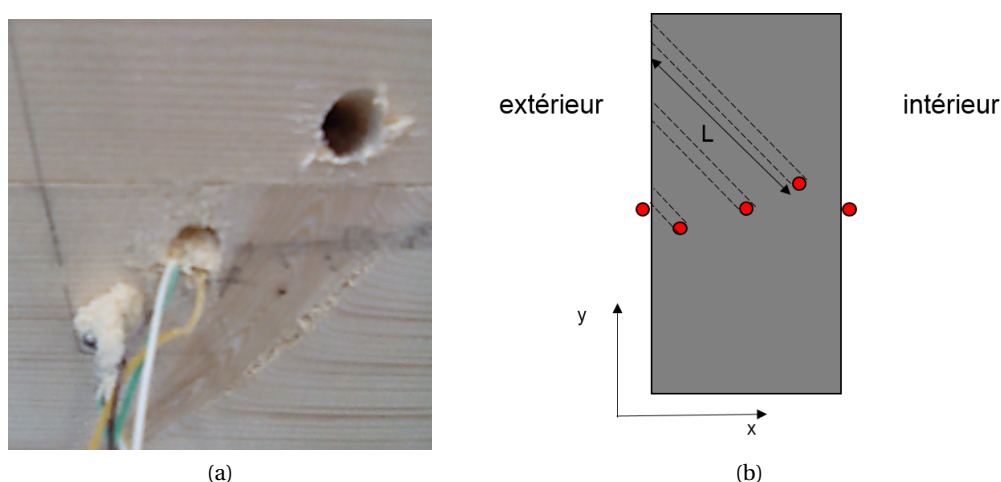


FIGURE 5.4 – Instrumentation dans l'épaisseur des parois : (a) mise en place des capteurs (droite : trou, milieu : capteur avec sciure, gauche : capteur avec sciure + pâte à bois), (b) positions des capteurs dans les parois du haut et fond.

Cubes	Parois	Positions capteur 1cm ext (cm)	Positions capteur milieu (cm)	Positions capteur 1cm int (cm)
A	haut	1.22 ± 0.30	2.88 ± 0.30	5.02 ± 0.30
	fond	0.96 ± 0.30	2.99 ± 0.30	5.23 ± 0.30
	gauche		2.99 ± 0.30	
	droite		3.04 ± 0.30	
B	haut	1.07 ± 0.30	3.44 ± 0.30	5.08 ± 0.30
	fond	1.03 ± 0.30	3.44 ± 0.30	4.88 ± 0.30
	gauche		3.11 ± 0.30	
	droite		3.13 ± 0.30	

Tableau 5.3 – Positions a priori des capteurs dans les parois.

Capteurs de surfaces intérieures et extérieures

Afin de mesurer l'humidité relative au niveau de la surface des parois, un thermo-hygromètre est placé côté intérieur et extérieur pour chaque paroi.

Nous avons également utilisé des thermocouples de type T pour avoir des mesures supplémentaires et plus précises en température (incertitude de 0.1°C). Le fonctionnement et le principe d'étalonnage des thermocouples sont donnés dans l'Annexe C. Les thermocouples ont été placés sur les surfaces intérieur et extérieur à l'aide d'un adhésif dont les propriétés radiatives sont proches de celles de la surface. Pour certaines parois, plusieurs capteurs sont disposés pour vérifier l'homogénéité de la température comme indiqué dans le Tableau 5.4. Les résultats des thermocouples et des thermo-hygromètres ont été comparés et montrent une bonne correspondance (voir Annexe C).

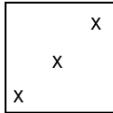
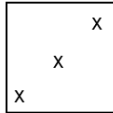
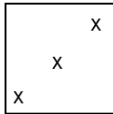
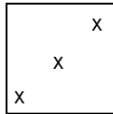
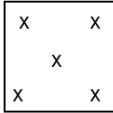
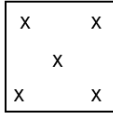




Parois	Nombre thermocouple		Positions	
	Surface intérieure	Surface extérieure	Surface intérieure	Surface extérieure
Haut	3	3		
Bas	3	3		
Devant (porte)	0	0		
Fond	5	5		
Gauche	1	3		
Droite	1	3		

Tableau 5.4 – Nombre de thermocouples par paroi (position indiquée avec une vue face à la paroi).

De plus, des fluxmètres ont été ajoutés sur les surfaces des parois de gauche et du haut afin de mesurer la densité de flux de chaleur traversant les surfaces (précision : $\pm 3\%$). Sur la paroi du haut, un seul fluxmètre a été mis en place au milieu de la paroi, appelé *Flux haut*. Sur la paroi de gauche, deux fluxmètres ont été installés, un en haut, nommée *Flux gauche, haut*, et en bas de la paroi, appelé *Flux gauche, bas*. Le flux au milieu de la paroi gauche sera donné par la moyenne entre ces deux mesures. Nous avons recouvert les fluxmètres par une feuille de papier pour avoir une émissivité proche de celle du reste de la paroi (bois) afin de garantir une mesure correcte du flux. Les fluxmètres ont été fournis et étalonnés par la société Captec pour avoir la correspondance entre la grandeur de sortie (tension) et la densité de flux de chaleur.

5.2.2.2 Suivi de l'ambiance intérieure

Dans le volume de la pièce, le suivi de la température et de l'humidité relative de l'air intérieur est assuré par 4 capteurs SHT75 et 4 thermocouples. Tous les capteurs sont placés à mi-hauteur dans le

plan horizontal ($y = 0.44 \text{ m}$), leur disposition est indiquée sur la Figure 5.5.

Nous mesurons également la différence de pression entre l'intérieur et l'extérieur du cube au niveau de la paroi du haut avec un capteur différentiel de pression.

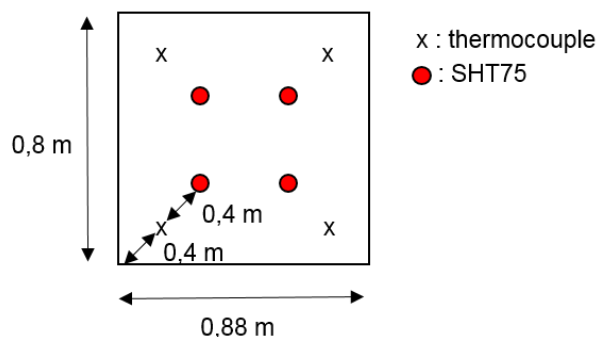


FIGURE 5.5 – Position des capteurs dans le volume d'air (vue du haut).

5.2.2.3 Suivi des conditions limites extérieures

Les conditions aux limites extérieures sont mesurées en utilisant un capteur SHT75 situé à 0.3 m au-dessus de chaque cube.

5.2.2.4 Suivi des consommations

La consommation en eau des humidificateurs est mesurée grâce à une balance reliée au système d'acquisition. À noter que les balances utilisées pour les deux cubes sont différentes (cf Tableau 5.2).

De plus, seule la puissance électrique des résistances est mesurée car il s'agit du seul équipement dissipant de la chaleur dans le cube.

5.2.2.5 Acquisition

Tous les appareils de mesure ne sont pas connectés au même système d'acquisition.

Les thermo-hygromètres SHT75 possèdent leur propre système d'acquisition développé par l'entreprise STEPAT. Un programme Python a été développé en interne au laboratoire afin de vérifier l'intégrité du fichier de données et d'automatiser l'enregistrement des fichiers.

La puissance des résistances est enregistrée sur une carte SD embarquée sur l'outil de mesure.

Tous les autres capteurs et systèmes de mesure (thermocouples, balances, capteurs de pression) sont connectés à une centrale d'acquisition Agilent[®] reliée à un ordinateur. Un programme Labview a été développé pour faire l'interface entre l'ordinateur et la centrale d'acquisition. Le programme permet également de convertir les données brutes en données d'intérêt (température, flux, masse). Le pas de d'acquisition est de 10min.

5.2.3 Scénarios

Étant donné que les conditions intérieures et extérieures des cubes peuvent être contrôlées, différents scénarios peuvent être appliqués afin de mettre en évidence les phénomènes physiques mis en jeu. Les scénarios appliqués sont résumés dans le Tableau 5.5.

Dans un premier temps, un échelon de température a été effectué à l'extérieur des cubes en augmentant la température de 20°C à 30°C. Cette expérience a pour but d'étudier le déphasage thermique induit par les panneaux de CLT. Nous pourrions également mettre en évidence le couplage entre les transferts de chaleur et de masse.

Ce couplage peut également être étudié en effectuant un échelon de température intérieure en utilisant les résistances chauffantes. Cette expérience permet de créer un gradient de température entre l'intérieur et l'extérieur du cube. Nous pourrions étudier les phénomènes physiques et le comportement des parois et du volume intérieur dans ces conditions. L'objectif de cette expérience est aussi de comparer le comportement des deux cubes et voir si la consommation de chauffage est influencée par la présence d'un revêtement qui bloquerait les transferts d'humidité.

Pour finir, l'influence de l'humidification a été étudiée en appliquant des échelons d'humidité à l'intérieur. Deux types de sollicitations hygriques ont été testés : des cycles courts (8h) et un échelon de longue durée (17 jours). Au cours de cette expérience, un gradient de température entre l'intérieur et l'extérieur est également créé. Les phénomènes mis en jeu seront donc complexes et couplés entre les transferts de chaleur et d'humidité. Nous étudierons expérimentalement l'influence des couplages sur les flux de chaleur et d'humidité ainsi que sur la consommation de chauffage.

Type d'échelon	Durée (jours)	CL extérieures		CL intérieures	
		T	ϕ	T	ϕ
Température extérieure	12	20°C → 30°C	Contrôlée à 0.40	Libre	Libre
Température intérieure	24	Libre	Libre	20°C → 30°C	Libre
Humidité relative	55	Contrôlée à 16°C	Contrôlée à 0.45	Contrôlée à 32°C	0.40 → 0.80 court (8h) puis long (17 jours)

Tableau 5.5 – Scénarios étudiés lors de la campagne expérimentale.

5.2.4 Qualification du dispositif

5.2.4.1 Quantification des fuites

Afin de caractériser le dispositif expérimental, il est important de quantifier le débit de fuite [156]. Pour cela la méthode du gaz traceur avec du CO₂ a été utilisée. Il s'agit d'injecter une grande quantité de CO₂ dans les cubes (5000 ppm environ ici) et d'étudier la décroissance du niveau de gaz due uniquement aux fuites. Le débit de fuite globale est ainsi obtenu [157]. Pour cette méthode, l'interaction entre les parois en bois et le gaz est négligée. L'expérience a été réalisée sans chauffage ni humidification. Les fuites sont dues uniquement à la pression du gaz injecté dans le cube et éventuellement à une différence de température entre l'intérieur et l'extérieur du cube.

Les capteurs de CO₂ utilisés (marque Kimo, ±100 ppm) ont d'abord été comparés à un capteur de CO₂ plus précis (Vaisala GM70, précision : ± (2% de la valeur + 1.5% de la plage)) en les plaçant dans une enceinte en Plexiglas (Figure 5.6a). Plusieurs valeurs ont été testées entre 650ppm et 2000ppm.

Pour réaliser l'expérience, un capteur de CO₂ a été placé à l'intérieur de chaque cube et à l'extérieur des cubes dans la cellule PASSYS. Après avoir injectée la quantité de CO₂ dans les cubes, nous

mesurons la décroissance du taux de CO_2 à l'intérieur pendant 7 jours.

Les courbes de la Figure 5.6b présentent la décroissance du niveau de CO_2 ($\ln(C_{\text{CO}_2} - C_{\text{ext}})$) en fonction du temps dans les 2 cubes. La pente de cette droite nous donne les débits de fuite : $n_{\text{fuite}} = 3.96\text{L/h}$ pour le cube A et $n_{\text{fuite}} = 9.36\text{L/h}$ pour le cube B. Les niveaux de fuite mesurés dans ces conditions sont faibles car ils sont de l'ordre de 0.5 à $1.2 \cdot 10^{-2}\text{vol/h}$. Néanmoins, la différence de débit de fuite entre les 2 cubes va complexifier la comparaison expérimentale directe des résultats obtenus pour les 2 cubes.

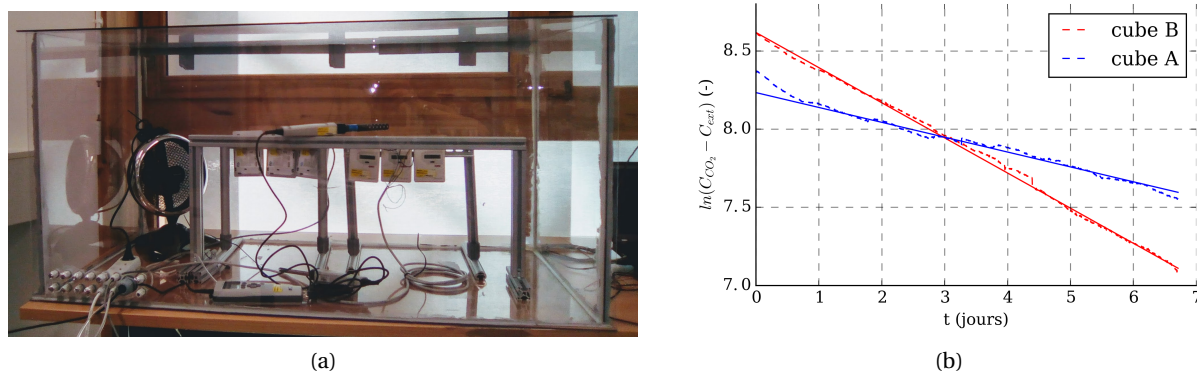


FIGURE 5.6 – Méthode du gaz traceur au CO_2 : (a) étalonnage des capteurs de CO_2 (b) Données expérimentales pour la décroissance du niveau de CO_2 et régression linéaire.

5.2.4.2 Stratification thermique

Comme précisé dans la description du dispositif, nous avons choisi de ne pas utiliser de ventilateur dans le volume intérieur. L'air n'étant pas brassé il peut apparaître de la stratification thermique dans le volume intérieur. Pour vérifier cela, nous pouvons comparer les mesures de température de surface à différentes hauteurs (TC haut, milieu et bas) en supposant que cela est représentatif du comportement dans le volume. Nous allons étudier les cas sans chauffage et avec chauffage intérieur. Les résultats sont présentés pour le cube sans revêtement (cube B) mais les conclusions sont similaires pour l'autre.

Dans le cas sans chauffage intérieur, la différence entre les trois mesures de température est faible, la valeur maximale est 0.06°C ce qui est inférieure à l'incertitude des capteurs (0.1°C) (Figure 5.7a).

Dans le cas où les résistances sont utilisées pour chauffer le volume intérieur, l'écart entre les capteurs est plus grand (Figure 5.7b), notamment entre le capteur du milieu et celui du bas (1.5°C). La température est plus grande au milieu du cube car ce capteur est situé proche des résistances chauffantes, il est directement impacté par une augmentation de température. La différence entre un capteur en bas et un autre en haut de la paroi est moins importante (0.25°C) mais témoigne de l'inhomogénéité de la température dans le dispositif.

La température intérieure n'est donc pas homogène lorsque le chauffage fonctionne dans le cube. Cet effet sera difficile à prendre en compte dans les simulations car nous considérons le problème unidimensionnel. Ainsi cela constitue une source d'erreur supplémentaire.

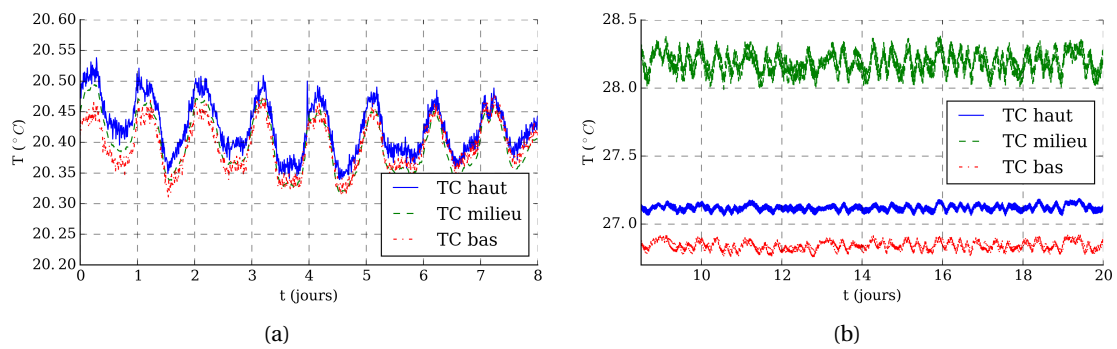


FIGURE 5.7 – Étude de la stratification thermique à l'intérieur du cube : (a) sans chauffage, (b) avec chauffage.

5.2.4.3 Vérification de la position des capteurs

La vérification de la position des capteurs dans la paroi peut être effectuée en traçant le profil de température dans la paroi en régime permanent en présence d'un gradient de température. La théorie des transferts conductifs nous indique que, dans ce cas, le profil de température est linéaire.

Dans l'expérience avec chauffage intérieur, la température n'est pas la même de part et d'autre de la paroi. Nous pouvons donc tracer le profil de température dans les parois du haut et du fond où 3 capteurs sont présents (positions théoriques : 1cm ext, milieu, 1cm int).

La Figure 5.8 présente les résultats pour les cubes A et B. Les résultats pour le cube A montrent que le profil de température avec les positions mesurées, indiquées dans le Tableau 5.3, n'est pas parfaitement linéaire à la fois pour la paroi du haut et du fond. Cela signifie que la position exacte des capteurs n'est pas celle donnée dans le Tableau 5.3. Cette différence de position est due à la mise en place des capteurs lors du remplissage du trou avec la sciure de bois, ceux-ci peuvent être déplacés vers l'extérieur de la paroi. Les positions réelles des capteurs sont obtenues lorsque le profil est linéaire. Pour cela, il est nécessaire de modifier la position des capteurs comme indiqué sur la Figure 5.8a.

Pour le cube B, le profil de température dans la paroi du fond est linéaire (Figure 5.8b) : la position des capteurs correspond à celle du Tableau 5.3. En revanche, dans la paroi du haut, la différence de position est importante pour le capteur côté intérieur. Il est nécessaire de la corriger, notamment pour l'étude numérique et la comparaison avec les mesures. Les nouvelles positions des capteurs, utilisées dans la suite, sont données dans le Tableau 5.6.

Cubes	Parois	Positions capteur 1cm ext (cm)	Positions capteur milieu (cm)	Positions capteur 1cm int (cm)
A	haut	1.02 ± 0.30	2.88 ± 0.30	4.82 ± 0.30
	fond	0.76 ± 0.30	2.99 ± 0.30	4.83 ± 0.30
B	haut	1.0 ± 0.30	3.44 ± 0.30	4.08 ± 0.30
	fond	1.03 ± 0.30	3.44 ± 0.30	4.88 ± 0.30

Tableau 5.6 – Positions corrigées des capteurs dans les parois.

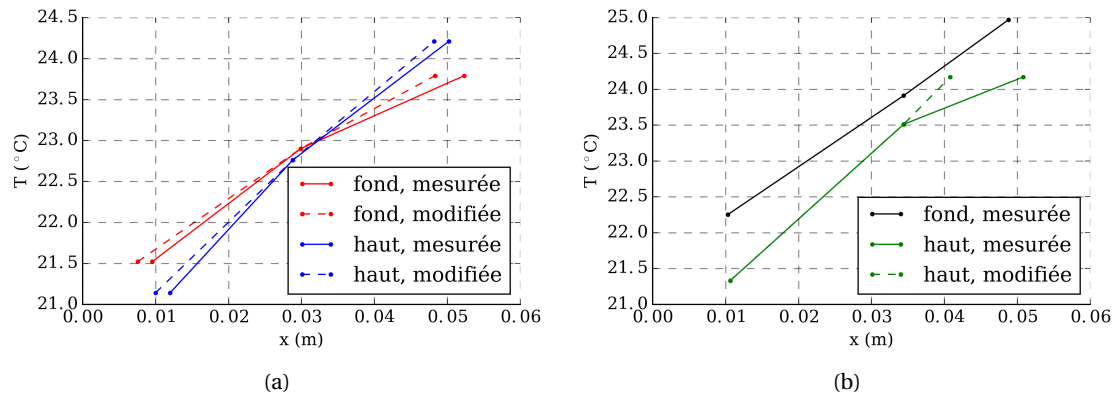


FIGURE 5.8 – Profil de température dans les parois : (a) cube A, (b) cube B.

5.3 Outils numériques

5.3.1 Transferts dans la paroi

Dans ce chapitre, les équations de transport de chaleur et de masse dans les parois sont décrites par un modèle diffusif classique, validé dans le Chapitre 1, en considérant uniquement les transferts par diffusion de la phase vapeur car nous nous plaçons à des niveaux d'humidité relative suffisamment bas ($\phi < 0.8$). L'advection par le mouvement d'air est également négligée comme indiqué dans le Chapitre 1. Les équations de transfert de chaleur et de masse sont données par :

$$c_q \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\underbrace{\lambda \frac{\partial T}{\partial x}}_{q_c} \right) + (h_v - h_\ell) \frac{\partial}{\partial x} \left(\underbrace{\delta_v \frac{\partial P_v}{\partial x}}_{g_{d,v}} \right)$$

$$c_m \frac{\partial P_v}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\underbrace{\delta_v \frac{\partial P_v}{\partial x}}_{g_{d,v}} \right).$$

Le comportement du CLT sera décrit en utilisant les propriétés hygriques moyennes du CLT, dépendante de l'humidité relative ϕ (%) déterminées à l'échelle matériau dans le Chapitre 3 et rappelées dans le Tableau 5.7. L'isotherme a été identifiée pour un échelon en adsorption (33%-75%) et en désorption (75%-33%). De plus, dans le Chapitre 3, la dispersion des propriétés de différents échantillons a été mise en évidence et le calcul de l'écart-type, $\Delta\delta_v$ permet d'obtenir les valeurs haute et basse pour la perméabilité à la vapeur : $\delta_{v,+} = \bar{\delta}_v + \Delta\delta_v$ et $\delta_{v,-} = \bar{\delta}_v - \Delta\delta_v$ (Tableau 5.7)

5.3.2 Bilans sur un volume d'air

Pour un volume d'air de volume V , la masse de vapeur contenue m_v peut être exprimée en fonction de l'humidité absolue $w_{v,a}$ ($\text{kg}_{\text{eau}}/\text{kg}_{\text{airsec}}$) comme :

$$m_v = \rho_a V w_{v,a}$$

L'évolution de la température d'air T_a et de l'humidité absolue de l'air $w_{v,a}$, considérées homo-

Propriétés	Expressions
Isotherme d'adsorption moyenne	$\theta = 5.84 \cdot 10^{-5} \phi^3 - 5.98 \cdot 10^{-3} \phi^2 + 3.14 \cdot 10^{-1} \phi^2$
Isotherme de désorption moyenne	$\theta_{desor} = 3.302 \cdot 10^{-5} \phi^3 - 7.448 \cdot 10^{-3} \phi^2 + 6.726 \cdot 10^{-1} \phi$
Perméabilité à la vapeur moyenne	$\bar{\delta}_v = 2.67 \cdot 10^{-13} + 4.14 \cdot 10^{-14} \phi$
Valeur haute de la perméabilité à la vapeur	$\delta_{v,+} = \bar{\delta}_v + \Delta\delta_v = 4 \cdot 10^{-13} + 5.63 \cdot 10^{-14} \phi$
Valeur basse de la perméabilité à la vapeur	$\delta_{v,-} = \bar{\delta}_v - \Delta\delta_v = 1.5 \cdot 10^{-13} + 2.65 \cdot 10^{-14} \phi$

Tableau 5.7 – Propriétés hygriques du CLT utilisées pour décrire les parois.

gènes, sont données par les équations :

$$(\rho_a c_a + \rho_a c_v w_{v,a}) V \frac{dT_a}{dt} + L_v \rho_a V \frac{dw_{v,a}}{dt} = \sum_{i=1}^6 Q_{paroi,i} + Q_{fuites} + Q_{charges}, \quad (5.2a)$$

$$\rho_a V \frac{dw_{v,a}}{dt} = \sum_{i=1}^6 G_{paroi,i} + G_{fuites} + G_{charges}. \quad (5.2b)$$

En considérant que la pression d'air est constante à l'intérieure de l'enceinte (ce qui peut être vérifié expérimentalement à posteriori grâce au capteur différentielle de pression), l'humidité absolue peut être exprimée avec la pression de vapeur de l'air $P_{v,a}$ en utilisant la relation suivante :

$$w_{v,a} = \frac{M_v}{M_a} \frac{P_{v,a}}{P_a - P_{v,a}} \simeq 6.21 \cdot 10^{-6} P_{v,a}$$

De plus, les flux dus aux fuites dans le cube sont écrits :

$$Q_{fuites} = \rho_a n_{fuites} \left(c_a (T^\infty - T_a) + L_v (w_{v,a}^\infty - w_{v,a}) \right),$$

$$G_{fuites} = \rho_a n_{fuites} (w_{v,a}^\infty - w_{v,a}).$$

avec n_{fuites} le débit de fuite estimé dans la section 5.2.4.1, T^∞ et $w_{v,a}^\infty$ sont la température et l'humidité absolue à l'extérieur, c_a la chaleur spécifique de l'air et L_v la chaleur latente d'évaporation.

Nous supposons que l'eau liquide injectée par l'humidificateur (avec un flux g_{source}) est isolée avant d'entrer dans le cube grâce à la gaine isolante placée sur le tuyau souple. Ainsi en considérant que l'eau injectée dans le cube sous forme liquide est évaporée à son entrée dans le volume d'air, le terme de flux de charge thermique est composé d'un terme sensible dû au chauffage par les résistances, P , et d'un terme latent lié à la vaporisation de l'eau liquide, $L_v g_{source}$ tel que :

$$Q_{charges} = P - L_v g_{source}, \quad (5.3a)$$

$$G_{charges} = g_{source}. \quad (5.3b)$$

On peut noter que les échanges radiatifs sont pris en compte dans le modèle par un coefficient d'échange convectif équivalent déterminé avec une méthode d'identification à partir des mesures (voir partie 5.5.2).

De plus, le flux à travers une paroi de surface A fait intervenir les coefficients d'échange entre la paroi et le volume d'air, α et β et la température et la pression de vapeur à la surface, T_s et $P_{v,s}$ tel que :

$$Q_{paroi,i} = \alpha A (T_s - T_a) + L_v \beta A (P_{v,s} - P_{v,a}), \quad (5.4a)$$

$$G_{paroi,i} = \beta A (P_{v,s} - P_{v,a}). \quad (5.4b)$$

Ce modèle de volume d'air a été implémenté dans Dymola® (Figure 5.9) en prenant en compte les 6 murs, les fuites et les sources afin de déterminer l'évolution de la température et de la pression de vapeur dans le volume d'air. La résolution numérique est effectuée avec une approche par différences finies en espace et un solveur temporel Runge-Kutta à pas de temps adaptatif.

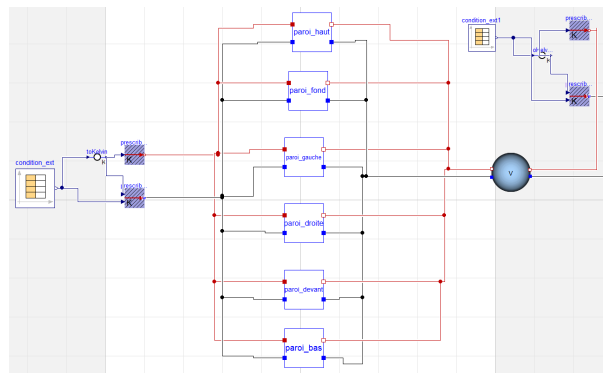


FIGURE 5.9 – Copie d'écran du modèle du cube dans le logiciel Dymola.

5.4 Résultats expérimentaux

Dans cette partie, les résultats expérimentaux obtenus avec le dispositif présenté précédemment sont décrits et analysés lors de différentes expériences (échelon de température et d'humidité relative). Dans chaque cas, nous présenterons en détail le comportement des parois et du volume d'air pour un seul cube : température, humidité relative et pression de vapeur. Nous comparons ensuite les résultats sur les deux cubes. Pour plus de clarté et ne pas surcharger les figures, les incertitudes ne sont pas affichées sur les graphiques. Toutefois nous y ferons référence dans leur description.

5.4.1 Échelon de température à l'extérieur

Lors de ce scénario, la température initiale dans la cellule PASSYS et dans le cube est de 20°C. La température extérieure est ensuite modifiée de 20°C à 30°C pendant 12 jours. Un dépassement de la consigne lié à la régulation est observé au début de l'expérience (Figure 5.10). Nous allons étudier l'effet de cet échelon sur le comportement hygrothermique de la paroi et de l'air intérieur.

5.4.1.1 Comportement du cube sans revêtement (cube B)

La Figure 5.10 présente l'évolution de la température T , dans la paroi ainsi qu'à l'intérieur et à l'extérieur du cube B lors de l'échelon de température. La Figure 5.10a montre qu'à la fin de l'expérience l'équilibre thermique est atteint : toute la paroi et l'intérieur du cube sont à la même température que l'extérieur. Sur les premiers jours de l'expérience (Figure 5.10b), le déphasage thermique entre

les deux côtés de la paroi peut être observé. Par exemple, après l'échelon de température, il faut 4.8h pour que la température intérieure atteigne 24°C et 8.16h pour qu'elle soit égale à 26°C. Le régime permanent est quasiment atteint après 3 jours d'expérience.

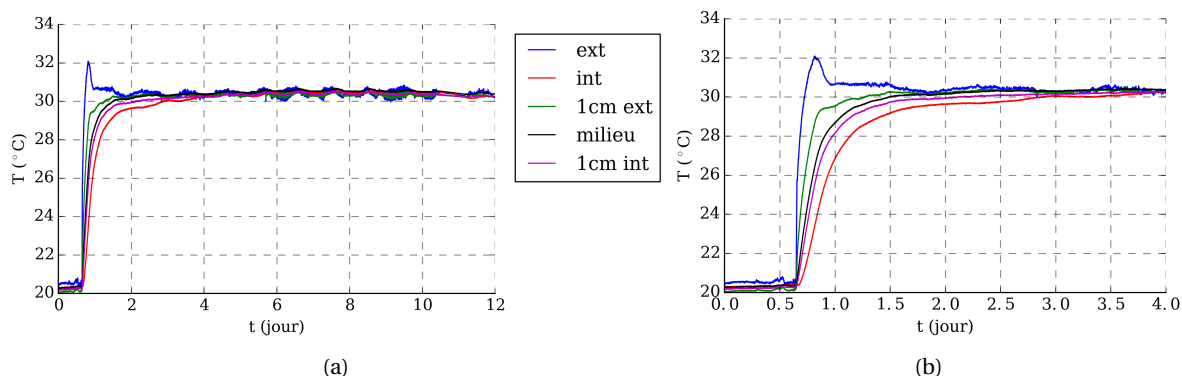


FIGURE 5.10 – Température dans une paroi lors d'un échelon de température à l'extérieur du cube : (a) expérience complète, (b) premiers instants de l'échelon.

L'analyse des données issues des fluxmètres installés sur les différentes parois (haut et gauche) nous indique que le flux n'est pas nul avant l'échelon malgré des conditions isothermes (Figure 5.10) et qu'il devient négatif au moment de l'échelon de température (Figure 5.11). Les flux étant comptés positivement de l'intérieur vers l'extérieur du cube, ceci confirme que le flux de chaleur entre dans le volume. De plus, au niveau de la paroi gauche, le flux est plus important de 200% sur le haut de la paroi que sur le bas. Le flux n'est donc pas homogène et la chaleur a tendance à migrer dans le cube par le haut des surfaces, cela peut être lié à l'inhomogénéité de la température dans le volume et/ou à une différence du coefficient d'échange au niveau des surfaces [158].

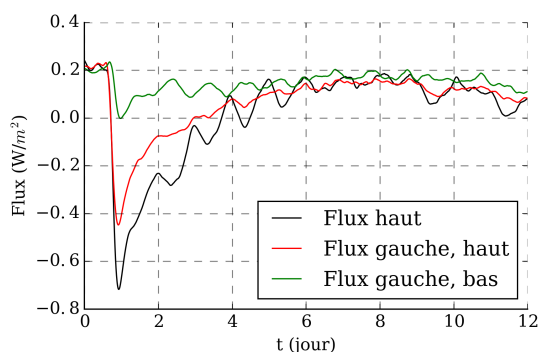


FIGURE 5.11 – Flux au niveau des parois lors d'un échelon de température à l'extérieur du cube B.

Nous pouvons également observer le comportement hygrique de la paroi au cours de l'expérience sur la figure 5.12. Nous avons été confrontés à des problèmes de régulation, le niveau d'humidité extérieure n'est pas maintenu constant et subit de grosses variations au cours de cette expérience. Ces variations se répercutent sur l'humidité dans la paroi à 1cm côté extérieur. Les autres capteurs ne semblent pas être impactés ce qui met en évidence l'atténuation des fluctuations d'humidité dans la paroi et dans le volume intérieur. Ce résultat peut également être confirmé en observant l'évolution de la pression de vapeur (Figure 5.13). Néanmoins, l'humidité relative à partir du milieu de la paroi et dans le cube augmente d'environ 0.03 après l'échelon de température ce qui est un peu supérieur à

l'incertitude des capteurs (Figure 5.12b). Cette observation, confirmée sur d'autres parois, peut être expliquée par un effet de la température sur l'isotherme de sorption [37, 38, 127, 128]. Lorsque la température augmente, la capacité hygrique, représentée par la pente de l'isotherme, diminue. De plus, étant donné que la pression de saturation P_{sat} augmente avec la température, la pression de vapeur, calculée à partir de la mesure de ϕ et du calcul de $P_{sat}(T)$, subit une importante augmentation au moment de l'échelon de température (Figure 5.13).

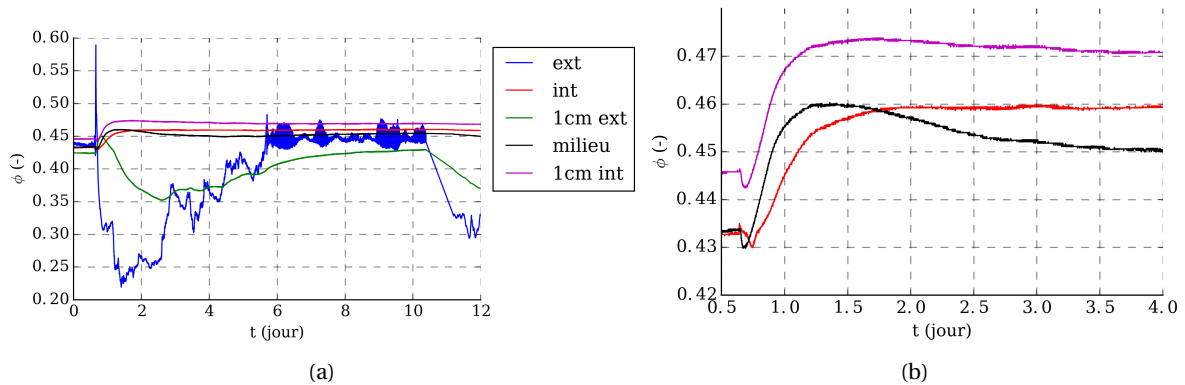


FIGURE 5.12 – Humidité relative pendant l'échelon de température à l'extérieur : (a) expérience complète, (b) premiers instants.

5.4.1.2 Comparaison des deux cubes

La Figure 5.14a compare les résultats en température pour les cubes A et B. Les résultats sont très proches entre les deux cubes notamment dans la paroi. La couche d'huile ne semble pas avoir d'impact sur les transferts de chaleur.

Pour comparer le comportement hygrique entre les deux cubes, nous étudions la variation d'humidité par rapport à la valeur initiale :

$$\Delta\phi = \phi(t) - \phi^0$$

La différence entre les deux cubes est plus importante pour les capteurs proches de l'extérieur (1cm ext, milieu). Le cube A semble davantage être impacté par les fluctuations d'humidité extérieure que le cube B (Figure 5.14b) bien que la différence reste faible. Par contre, les résultats côté intérieur

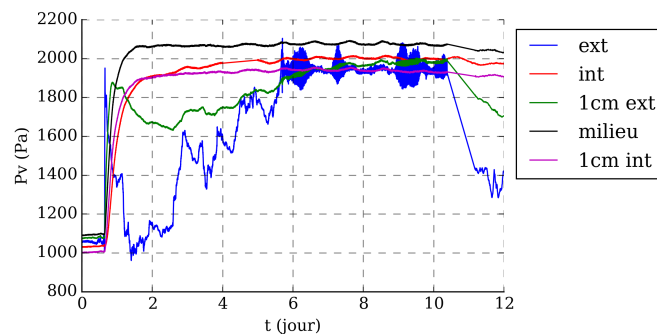


FIGURE 5.13 – Évolution de P_v lors d'un échelon de température à l'extérieur du cube.

sont proches entre les deux cubes : les différences sont inférieures à l'incertitude expérimentale ($\sigma_\phi = 0.02$). L'influence du revêtement est donc difficile à mettre en évidence expérimentalement.

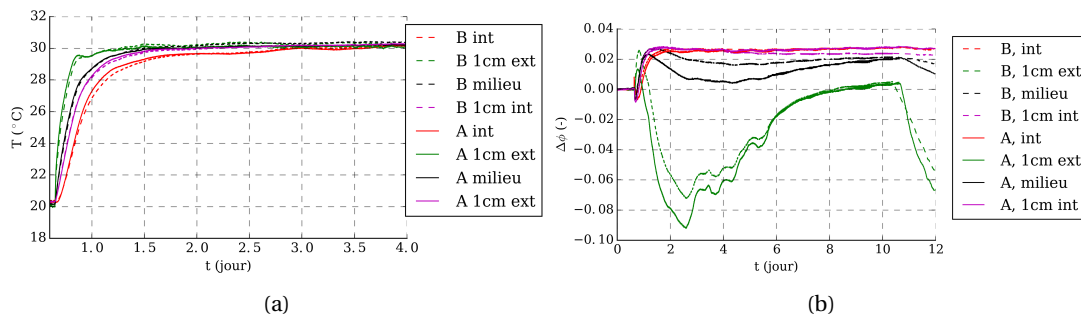


FIGURE 5.14 – Comparaison de la variation de l'humidité relative des cubes A et B : (a) expérience complète, (b) côté int dans les premiers instants.

5.4.2 Échelon de température à l'intérieur

Au cours de cette expérience, nous avons appliqué une consigne de 30°C alors que la température est initialement de 20°C dans le cube. La température extérieure (environ 20°C), l'humidité à l'intérieur et à l'extérieur sont laissées libres.

5.4.2.1 Comportement du cube B sans revêtement

La Figure 5.15a présente l'évolution de la température dans la paroi du haut et à l'intérieur du cube à la suite de l'échelon de température : un gradient de température dans la paroi est créé. Le régime permanent est atteint après 15h dans toute la paroi en accord avec le cas précédent.

L'échelon de température intérieure a aussi un effet sur la pression de vapeur (Figure 5.15b). Comme dans l'étude précédente, l'augmentation de température induit une augmentation brutale de la pression de vapeur dans les premiers instants. Ensuite, P_v décroît lentement, ce qui traduit une redistribution de l'humidité dans la paroi et le volume d'air. Lors de cette expérience, l'équilibre thermique est plus rapidement atteint que l'équilibre hygrique : après plus de 20 jours d'expérience, la pression de vapeur dans la paroi n'est pas encore stable et continue à diminuer. Ce phénomène est également visible sur l'humidité relative (Figure 5.16). La dynamique est différente entre la température et la pression de vapeur.

Au cours de l'expérience la variation de l'humidité relative est assez faible (Figure 5.16). A l'intérieur du cube, l'humidité relative diminue brutalement de plus de 0.04 après l'échelon de température. D'autre part, une petite augmentation de l'humidité relative est observée au moment de l'échelon pour les capteurs dans la paroi (Figure 5.16b). Cet effet, de l'ordre de l'incertitude expérimentale, est plus important pour les capteurs proches de l'intérieur de la paroi. Sous l'effet de la température sur l'isotherme de sorption, les parois ont tendance à relâcher de l'humidité ce qui se traduit par une petite augmentation de l'humidité relative de l'air intérieur de l'ordre de 0.02. A la suite de cette augmentation, l'humidité relative décroît dans la paroi. L'humidité relative de l'air intérieur diminue également lentement pour se mettre à l'équilibre avec les parois.

Les résultats sur la paroi du haut, présentés dans l'Annexe C, sont proches malgré quelques écarts probablement dues à une différence de position des capteurs.

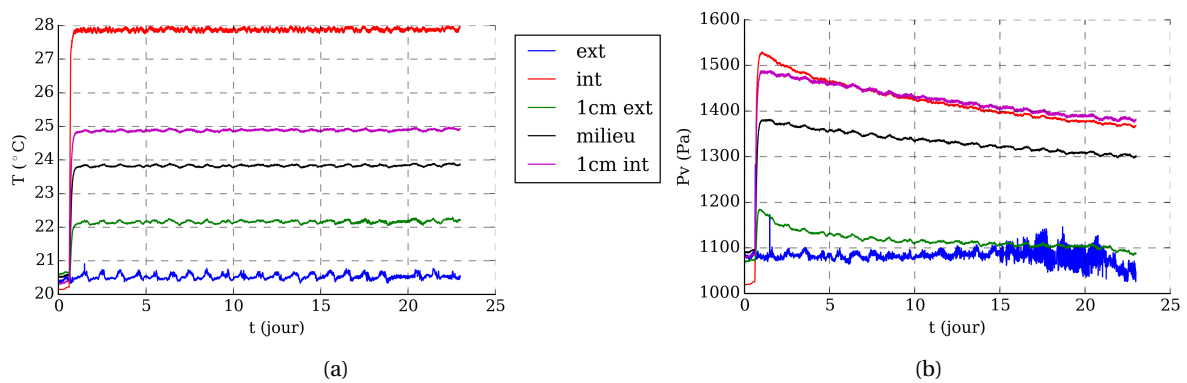


FIGURE 5.15 – Résultats expérimentaux dans une paroi lors d'un échelon de température intérieure : (a) température, (b) pression de vapeur.

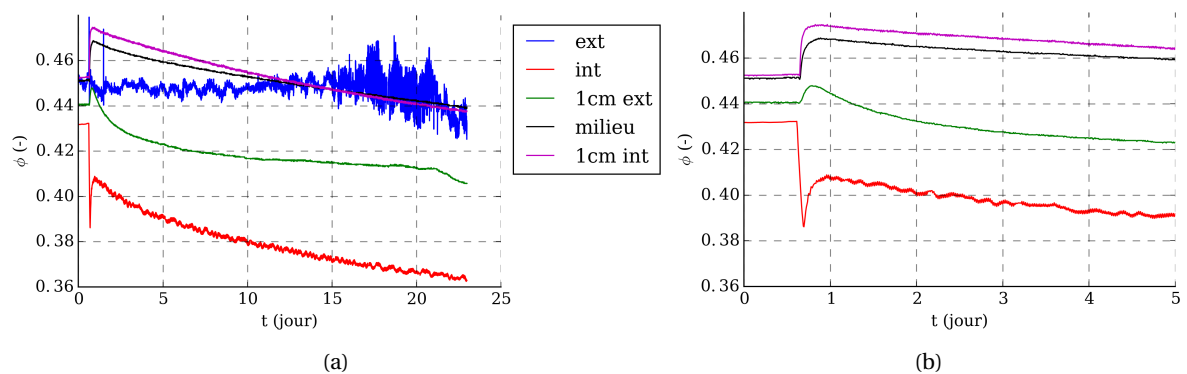


FIGURE 5.16 – Évolution de l'humidité relative dans une paroi lors d'un échelon de température intérieure : (a) période complète, (b) premiers jours.

5.4.2.2 Comparaison des deux cubes

Champs thermohygriques

Les cubes A et B ont été soumis au même échelon de température intérieure. La comparaison des résultats sur les deux dispositifs montre que les tendances sont similaires (Figure 5.17). Néanmoins, malgré que la consigne de température soit la même, la température intérieure n'est pas identique dans les deux cubes : la température du cube B est plus grande de 0.8°C environ (Figure 5.17a). Cet écart est aussi visible dans la paroi ce qui rend délicate la comparaison directe entre les deux cubes. Cette différence de température se répercute sur le niveau de la pression de vapeur atteint après l'échelon (Figure 5.17b). La différence dans la décroissance de la pression de vapeur indique une différence dans la redistribution de l'eau. Pour l'humidité relative, même si la décroissance semble plus importante pour le cube A, la différence n'est pas significative car elle est de l'ordre de l'incertitude expérimentale (Figure 5.17c). Cela confirme que les différences entre les deux cubes sont principalement dues à celles de la température.

Tentative de bilan énergétique

La puissance des résistances dans les cubes et leur consommation d'énergie (C_E), mesurées au cours de l'expérience, sont indiquées dans le tableau 5.8. La puissance moyenne P_{moy} est calculée sur

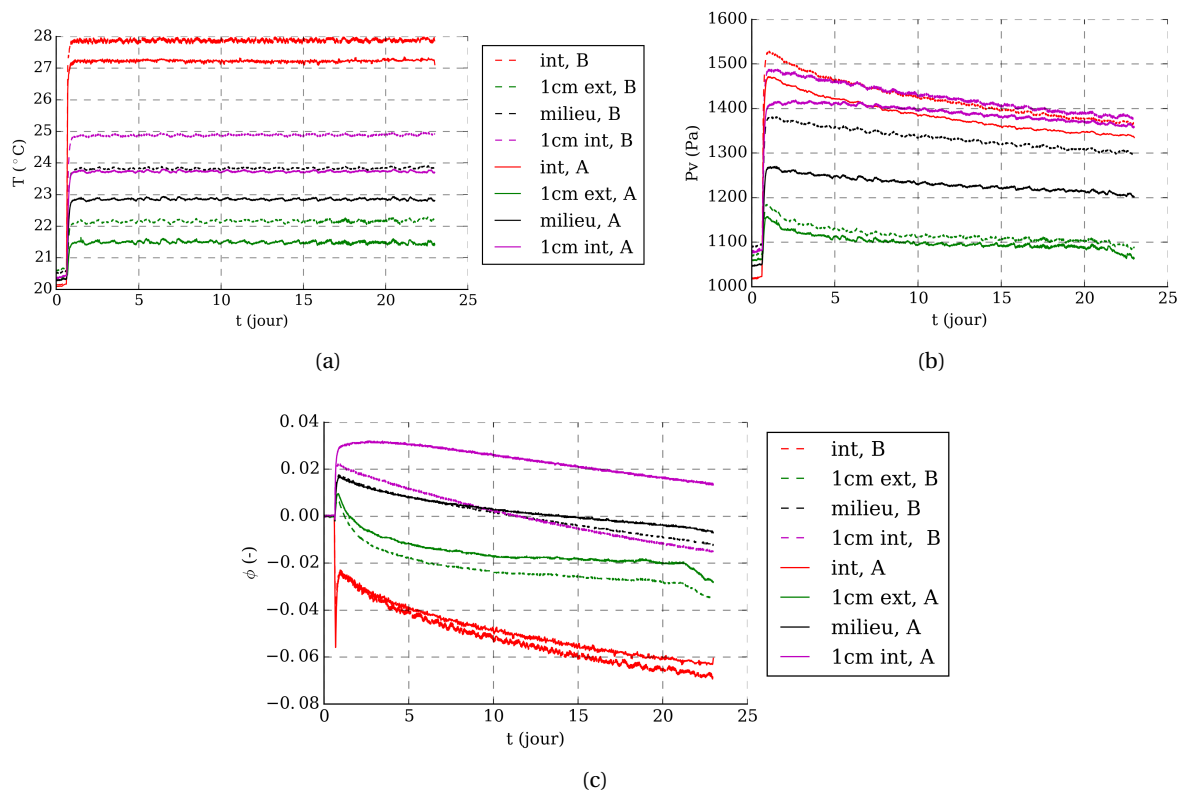


FIGURE 5.17 – Comparaison des résultats dans la paroi du fond entre les deux cubes lors d'un échelon de température intérieure : (a) température, (b) pression de vapeur, (c) humidité relative.

la durée totale de l'expérience (24 jours). Comme nous l'avons noté, la température intérieure n'est pas identique pour les deux cubes. Afin de comparer les résultats nous avons ramené la consommation et la puissance moyenne à la différence de température entre l'intérieur et l'extérieur, ΔT .

Cube	P_{moy} (W)	C_E (Wh)	ΔT (°C)	$\frac{P_{moy}}{\Delta T}$ (W/°C)	$\frac{C_E}{\Delta T}$ (Wh/°C)
A	41.38	22795.8	6.75	6.13	3377.2
B	44.23	24364.2	7.12	6.2	3421.9

Tableau 5.8 – Consommation d'énergie des résistances : comparaison des cubes.

La consommation pour les deux cubes est très proche, la différence est de 1.3%. Cela ne semble pas significatif comparé à l'incertitude de mesure de 1%. Le revêtement ne semble pas avoir d'effet sur la consommation de chauffage au cours de l'expérience.

Les valeurs moyennes sur 5 jours des différents flux énergétiques en régime permanent pour les cubes A et B (Tableau 5.9) confirment que la puissance consommée est plus importante pour le cube B et montrent que les fuites sont du même ordre de grandeur dans les deux cas.

Le rôle du revêtement est difficile à montrer en comparant directement les résultats expérimentaux car d'autres phénomènes interviennent : positions des capteurs, étanchéité à l'air.

Cube	Q_{source} (W)	Q_{parois} (W)	Q_{fuites} (W)
A	41.170	-41.137	-0.0332
B	44.166	-44.131	-0.0355

Tableau 5.9 – Valeurs des différents flux thermiques en régime permanent.

5.4.3 Sollicitations hygriques

Les cubes ont été soumis à différents échelons d'humidité après avoir été conditionnés pendant 14 jours à une humidité relative de 0.4. La température intérieure est maintenue constante à 31°C alors que les conditions extérieures sont fixées à $T = 16^\circ\text{C}$ et $\phi = 0.35$.

5.4.3.1 Comportement d'un seul cube

Contrairement aux expériences précédentes, ici nous allons détailler le comportement hygrothermique du cube A (avec revêtement) car pour le cube B les données sont incomplètes dans les premiers instants de l'expérience suite à un problème d'acquisition.

Expérience complète

La Figure 5.18 représente la température et l'humidité relative dans le volume d'air au cours de l'expérience complète. La température intérieure est maintenue constante à $31 \pm 0.5^\circ\text{C}$ pendant l'expérience grâce aux résistances chauffantes. Concernant l'évolution de l'humidité relative, initialement elle est maintenue constante à $\phi \approx 0.35$ (étape 1). Ensuite, 4 cycles courts sont appliqués en injectant des fines gouttelettes d'eau pendant 8h toutes les 24h, le niveau d'humidité relative atteint est $\phi \approx 0.70$ (étape 2). Après le dernier cycle d'humidification, un échelon de longue durée est effectué en humidifiant pendant 17j (étape 3) puis l'évolution libre est étudiée (étape 4). Initialement, nous aurions souhaité que cet échelon dure plus longtemps pour étudier les transferts sur une plus longue durée mais face à la difficulté de maintenir des conditions aux limites constantes sur une grande période nous avons écourté cette étape.

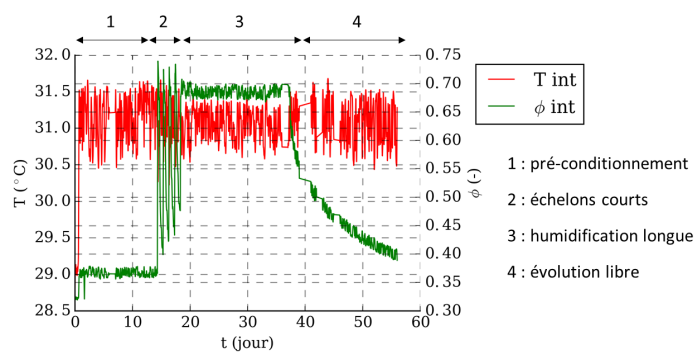


FIGURE 5.18 – Évolution de la température et de l'humidité relative au cours de l'expérience complète.

Nous allons maintenant étudier en détail le comportement hygrothermique des parois et du volume intérieur pendant les cycles courts et l'échelon de longue durée. Les résultats sont présentés pour la paroi du fond car le comportement est sensiblement le même pour celle du haut.

Cycles courts

L'effet des cycles d'humidité sur la température est présenté dans la Figure 5.19. La température intérieure diminue d'un peu plus de 1°C au moment d'un échelon d'humidité relative (Figure 5.19a). Cela est dû à l'injection des gouttelettes dans le cube. En revanche, l'effet sur la température dans la paroi est plus faible et inversée. La température à partir du milieu de la paroi augmente au moment de l'injection malgré la diminution de la température intérieure (Figure 5.19b) : augmentation de 0.25°C à 1cm int et 0.15°C au milieu. Au moment de l'arrêt de l'humidification, le phénomène inverse se produit. Ces phénomènes ne sont pas observés pour le capteur côté extérieur. Le même comportement est obtenu sur la paroi du haut (Figure 5.19c). Cela met en évidence les effets de l'humidité sur la température dus à la chaleur latente d'adsorption/désorption lors de la sorption de l'humidité dans le matériau. Les transferts couplés apparaissent uniquement sur la première moitié de la paroi, leurs effets sont considérablement réduits voire négligeables côté extérieur.

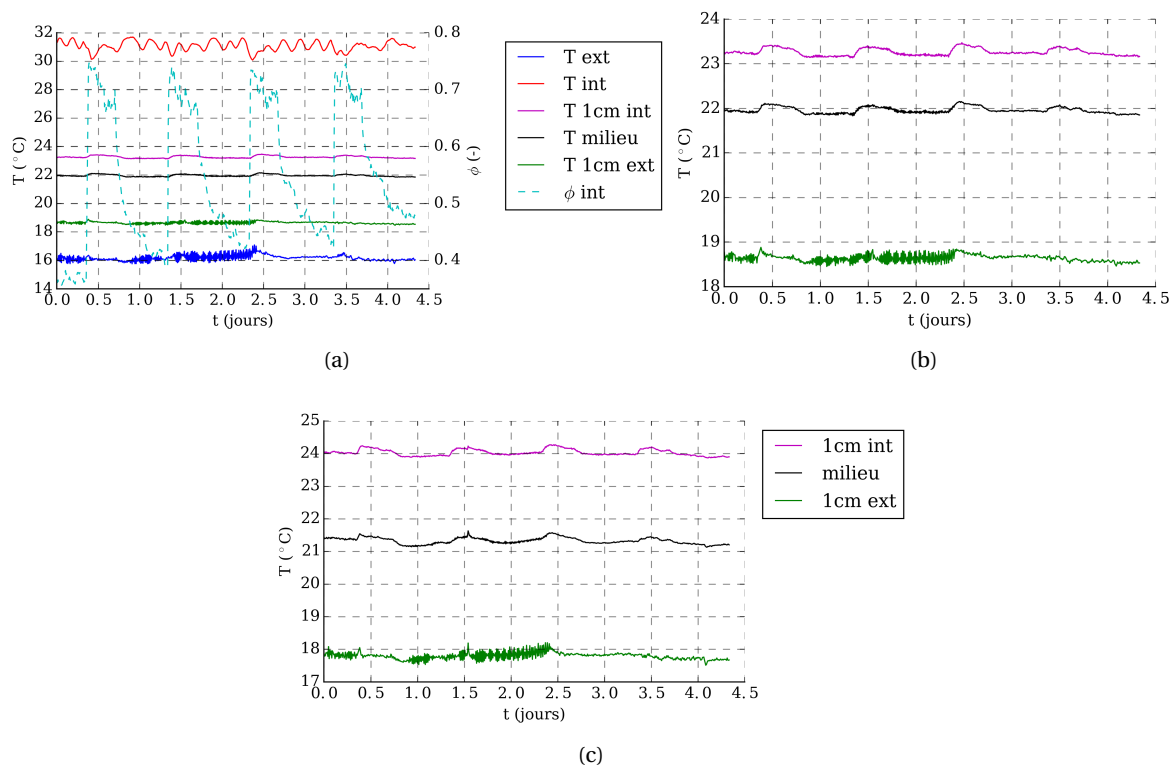


FIGURE 5.19 – Évolution de la température lors de cycles courts d'humidité relative : (a) dans la paroi fond et conditions aux limites, (b) dans la paroi fond, (c) dans la paroi haut.

L'effet des échelons d'humidité de courtes durées sur la pression de vapeur dans la paroi est très faible, ceci est en accord avec les résultats obtenus dans [159]. L'évolution de P_v pour le capteur situé à 1cm côté extérieur semble gouvernée uniquement par les conditions d'humidité extérieures (Figures 5.20a). Le comportement dans la paroi (Figure 5.20b) montre que le motif du cycle se répète à 1cm côté intérieur et au milieu de la paroi mais pas à 1cm côté extérieur. En plus de cela, la pression de vapeur à 1cm int a tendance à augmenter de manière globale entre le début de l'expérience et la fin, ce qui n'est pas le cas pour les autres capteurs. Le comportement est sensiblement le même pour l'évolution de l'humidité relative. Ceci confirme donc que les transferts d'humidité sont atténués rapidement dans la paroi.

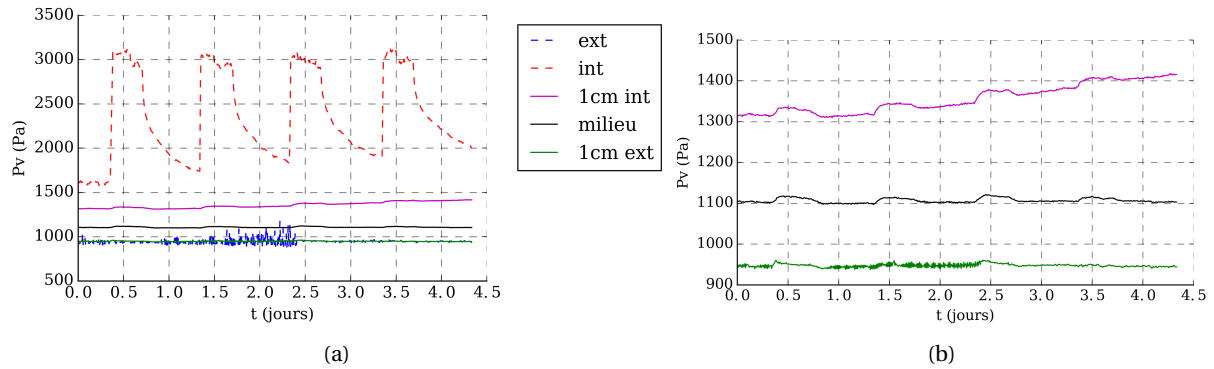


FIGURE 5.20 – Évolution de la pression de vapeur lors de cycles courts d’humidité relative : (a) dans la paroi et conditions aux limites, (b) dans la paroi.

Echelon de longue durée

L’évolution de la pression de vapeur dans le cas de l’échelon longue durée (Figure 5.21a) confirme que l’effet de l’humidification est ressenti jusqu’au milieu de la paroi uniquement. La pression de vapeur et l’humidité relative côté extérieur restent constantes au cours de l’expérience et sont guidées par les conditions aux limites extérieures.

L’évolution de la pression de vapeur et de l’humidité relative (Figure 5.21b) montrent que la dynamique, en adsorption et en désorption, est plus importante pour le capteur situé à 1cm int que celui au milieu. Après l’arrêt de l’humidification, le niveau d’humidité du capteur à 1cm int a tendance à décroître rapidement. Pour le capteur du milieu, la décroissance ne commence que 10j après, ce qui met en évidence l’inertie hygrique de la paroi.

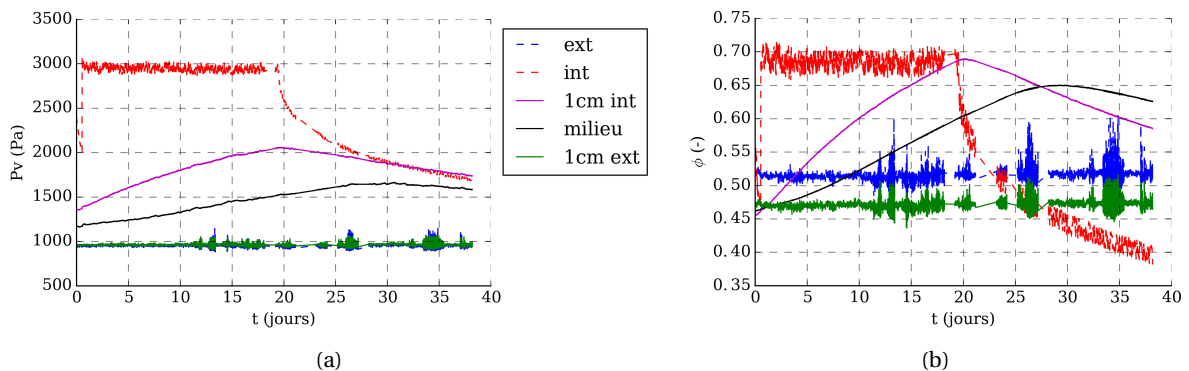


FIGURE 5.21 – Comportement hygrique lors d’échelon d’humidité relative de longue durée : (a) pression de vapeur, (b) humidité relative.

5.4.3.2 Comparaison des deux cubes

Champs thermohygriques

Les comportements des deux cubes au cours de l’échelon de longue durée sont comparés dans la Figure 5.22. La température intérieure et dans la paroi sont décalées entre les deux cubes (Figure 5.22a) : la différence est plus importante à l’intérieur avec 2°C d’écart, lié à la régulation du chauffage intérieur, alors que la différence est de 0.5°C entre les capteurs dans la paroi. Ce décalage

n'est pas toujours dans le même sens et peut être expliqué par une différence de positionnement des capteurs dans la paroi.

La comparaison de l'évolution de l'humidité relative, présentée en Figure 5.22b, met en évidence que malgré une consigne identique entre les deux cubes, la valeur réellement mesurée semble différente : elle est plus importante de 0.03 environ pour le cube B . De plus, la période d'injection d'humidité est plus courte pour le cube B à cause de problèmes expérimentaux pendant une période d'absence. Cela complique davantage la comparaison expérimentale directe. Néanmoins, la décroissance de l'humidité relative intérieure est plus rapide dans le cas du cube B. Ce comportement est également visible sur l'évolution de la pression de vapeur (Figure 5.22c). Cette différence peut être attribuée à la différence d'étanchéité entre les deux cubes. La dynamique du comportement hygrique dans la paroi est également différente : la pente de P_v pendant les phases de sorption et de désorption est légèrement plus importante pour le cube B. De plus, le capteur situé à 1cm ext ne réagit pas aux sollicitations intérieures dans le cas du cube A alors qu'une augmentation de l'humidité relative est observée pour la paroi brute. Il est néanmoins difficile de dire si ces différences sont dues à la présence de l'huile sur les parois ou au protocole expérimental.

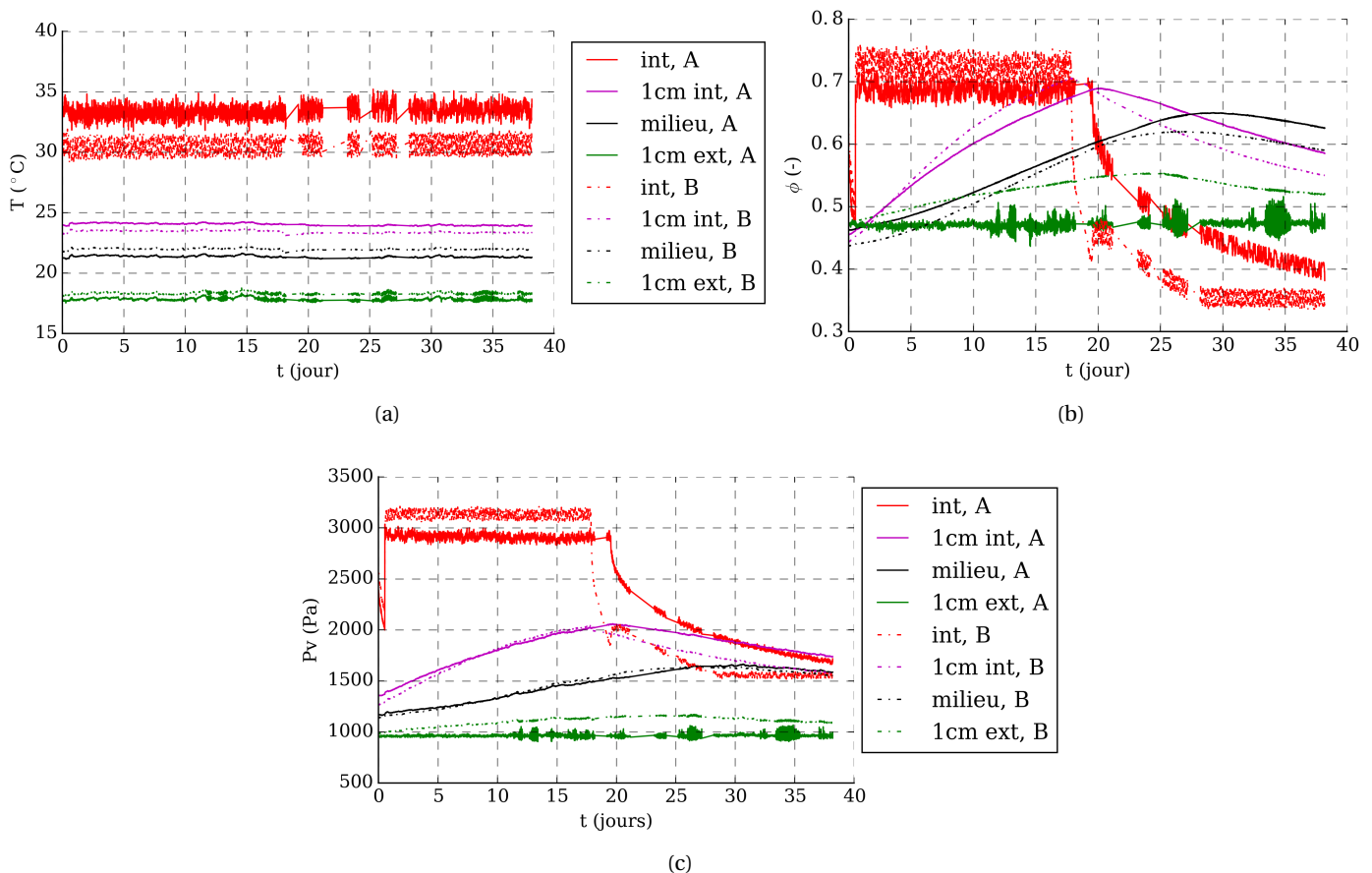


FIGURE 5.22 – Comparaison des cubes A et B lors d'un échelon long d'humidité relative : (a) température, (b) humidité relative, (c) pression de vapeur.

Bilans thermique et hygrique - contribution des différents flux

Maintenant que nous avons analysé le comportement hygrothermique local dans la paroi, nous pouvons effectuer les bilans thermique et hygrique (Équation 5.2) à partir des mesures pour mettre en évidence la contribution des différents flux. Cela permet de mieux comprendre la physique des transferts régissant le comportement global. Nous nous intéressons ici à l'ensemble de la séquence expérimentale (55 jours, cf figure 5.18) de la phase de pré-conditionnement jusqu'à l'évolution libre.

Expérimentalement, grâce aux mesures de température et de pression de vapeur intérieures et extérieures en fonction du temps nous pouvons calculer les termes de stockage de chaleur, $(\rho_a c_a + \rho_a c_v w_{v,a}) V \frac{dT_a}{dt}$ et de vapeur, $\rho_a V \frac{\partial w_{v,a}}{\partial t}$. L'estimation des débits de fuite (section 5.2.4.1) nous permet de calculer les flux associés : Q_{fuites} et G_{fuites} . Grâce à la mesure de la puissance des résistances et de la masse de l'humidificateur, nous avons accès aux termes sources, $Q_{charges}$ et $G_{charges}$. La modélisation précise du terme source est nécessaire [151]. Les seules inconnues dans ces bilans sont donc les flux thermique et hygrique à travers les parois : Q_{parois} et G_{parois} . Nous pouvons les estimer en utilisant les équations (5.2a) et (5.2b) et les données expérimentales.

Ces deux bilans permettent de comparer graphiquement les différents flux thermiques et hygriques pour l'expérience complète. Les résultats pour le cube B (Figure 5.23) montrent que les fuites, thermiques ou hygriques, sont négligeables par rapport aux flux à travers les parois et aux charges. Ces deux flux se compensent comme cela est confirmé par les valeurs des flux au 25^{ème} jour d'expérience données dans le tableau 5.10. Cela s'explique car le stockage de chaleur et d'humidité dans le volume d'air est très faible, environ 100 fois moins que les charges [160] comme l'indique la Figure 5.24 et car le renouvellement d'air est faible [151]. De plus, les échelons d'humidité ont une influence sur les flux de chaleur (Figure 5.23a) comme dans [161], notamment sur les charges, composés d'un terme sensible et d'un terme latent dépendant de la source d'humidité (Équation (5.3a)).

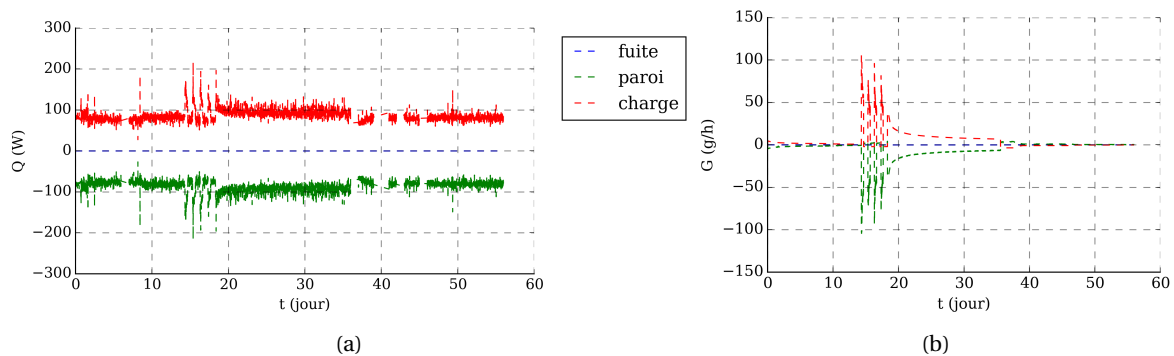


FIGURE 5.23 – Comparaison des flux dus aux charges, parois et fuites : (a) thermique, (b) hygrique.

Cube	Thermique			Hygrique		
	Q_{source} (W)	Q_{parois} (W)	Q_{fuites} (W)	g_{source} (g/h)	g_{parois} (g/h)	g_{fuites} (g/h)
A	87.53	-87.44	-0.087	7.87	-7.83	-0.036
B	94.27	-93.99	-0.28	9.50	-9.36	-0.14

Tableau 5.10 – Valeurs des différents flux thermiques et hygriques au 25^{ème} jour d'expérience.

La comparaison des flux à travers les parois pour les cubes avec et sans revêtement (Figure 5.25) montre que les échelons d'humidité ont plus d'influence sur le flux dans le cas sans revêtement (B)

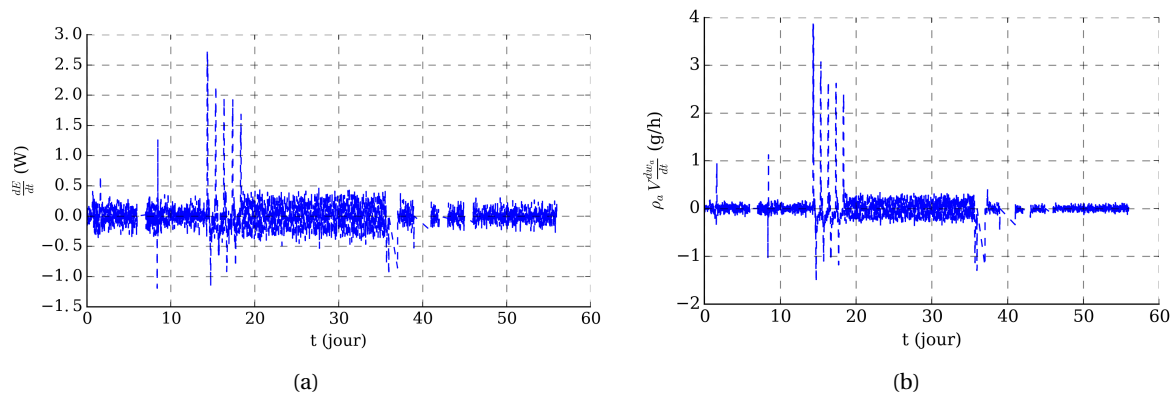


FIGURE 5.24 – Stockage dans le volume intérieur : (a) chaleur, (b) masse.

que pour le cube A. La présence de panneaux de bois bruts peut expliquer en partie cette différence de comportement : l'adsorption par les parois y est plus importante. Cela est confirmé par la Figure 5.26 qui compare la quantité d'eau adsorbée par les parois dans les deux cas au cours de l'expérience. Cette différence peut également être expliquée par un niveau d'humidité et une source d'humidité plus importants dans le cas B (Figure 5.22b et Tableau 5.10).

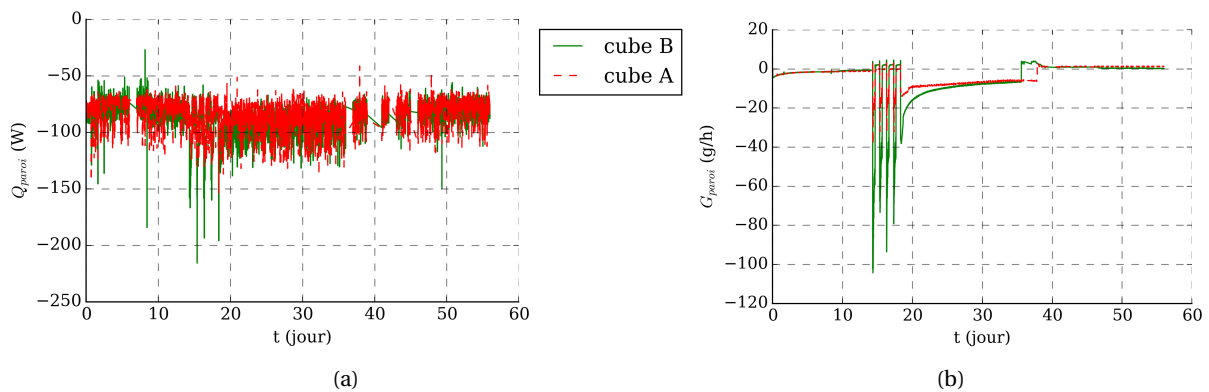


FIGURE 5.25 – Flux dus aux parois dans les cubes A et B : (a) flux thermique, (b) flux hygrique.

A partir du bilan hygrique, nous pouvons calculer la quantité d'eau présente dans le volume d'air pour les 2 cubes (Figure 5.27). La quantité d'eau est plus grande dans le cube B confirmant que l'humidificateur y injecte plus d'eau. De plus, il est intéressant de voir la quantité qui serait présente dans le cube si la capacité de sorption des parois était négligée. Les quantités d'eau obtenues seraient très grandes et supérieures à la quantité d'eau maximale admissible dans l'air ($\phi = 1$) dans le cas du cube B qui serait de 22 g en utilisant un diagramme de l'air humide.

De plus, pour les flux thermiques de charges et de fuites, nous pouvons comparer la contribution sensible, due à une différence de température, et la contribution latente due à l'humidification. Pour le cube B, la figure 5.28a montre que les fuites sensibles sont quasiment constantes alors que les fuites latentes dépendent du niveau d'humidité dans le cube. Néanmoins, en valeur absolue, les fuites sensibles sont plus importantes que celles latentes même si ces dernières sont loin d'être négligeables car le profil caractéristique de l'humidification se retrouve dans les fuites totales. Pour les charges, la figure 5.28b montre que l'humidification influence aussi la puissance sensible dans le cube B; celle-ci

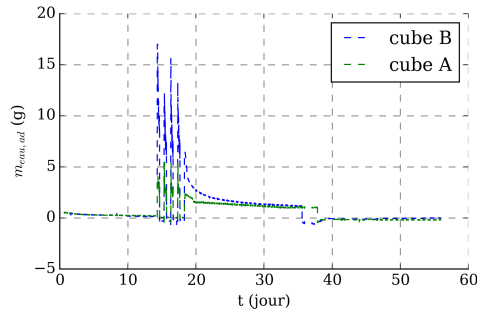


FIGURE 5.26 – Masse d'eau absorbée par les parois : comparaison cube A et B.

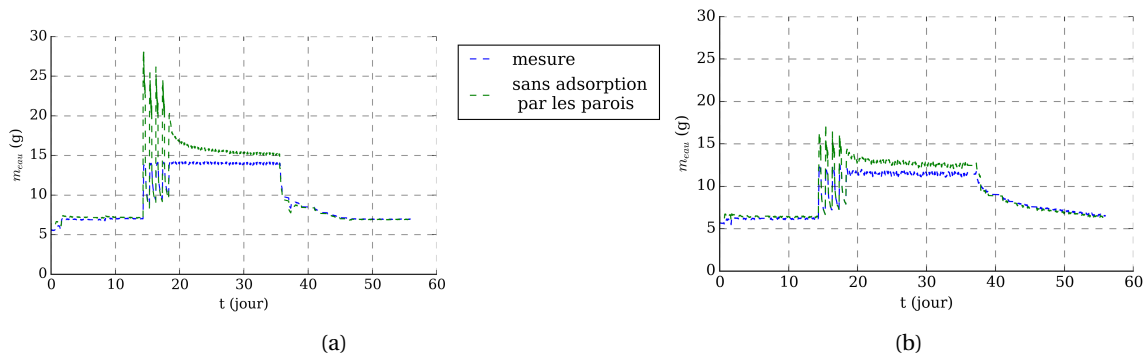


FIGURE 5.27 – Masse d'eau dans l'air avec et sans adsorption par les parois : (a) cube B, (b) cube A.

est plus importante pendant les phases d'injection d'eau traduisant l'énergie supplémentaire apportée à l'air afin d'évaporer les micro-gouttelettes d'eau notamment au début des échelons. De plus, pendant l'évolution libre, les charges latentes semblent négligeables par rapport aux charges thermiques. Dans le cas du cube A, les effets de l'humidification sur les charges totales sont beaucoup moins importants car la quantité d'eau injectée est plus faible (Figure 5.29).

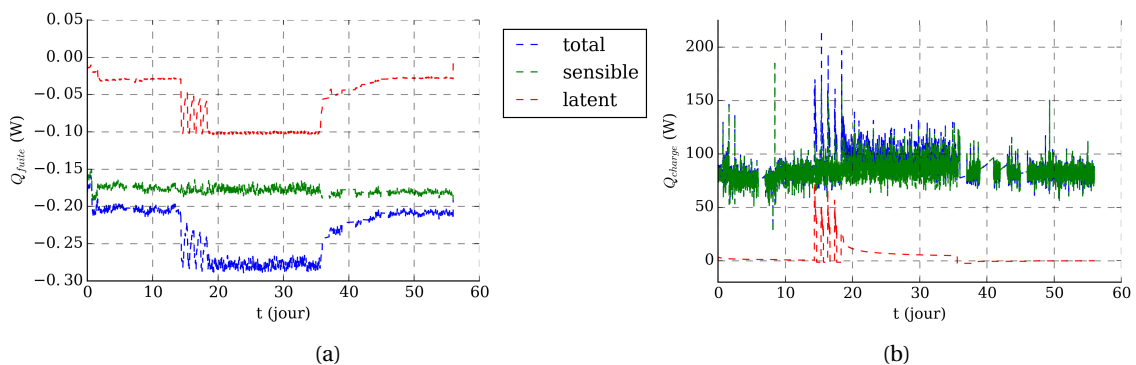


FIGURE 5.28 – Contribution des flux sensible et latent au flux de (a) fuites, (b) charges pour le cube B.

5.4.4 Synthèse

Dans cette partie, nous avons analysé les résultats expérimentaux obtenus avec les deux cubes soumis à différents scénarios. Les cubes ont été construits et instrumentés de manière identique.

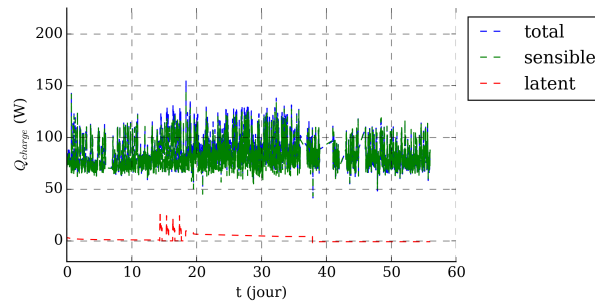


FIGURE 5.29 – Contribution des flux sensible et latent au flux de charges pour le cube A.

Néanmoins plusieurs causes rendent difficiles la comparaison expérimentale directe :

- la mise en place des capteurs qui induit une différence de positionnement entre les capteurs des différentes parois (Tableau 5.3),
- la différence du débit de fuite : le cube A (avec huile) est plus étanche que le cube B (brut),
- la présence de stratification thermique notamment lors d'échelon de température intérieure,
- la différence de conditions intérieures liée aux systèmes de régulation.

Les résultats expérimentaux mettent en évidence une insuffisance des systèmes de régulation des conditions intérieures et extérieures à la fois pour la température et l'humidité relative.

L'analyse détaillée des résultats pour l'échelon de température extérieure a mis en évidence le déphasage thermique de quelques heures entre l'intérieur et l'extérieur de la paroi. De plus, une augmentation de l'humidité relative apparaissait à la fois à l'intérieur du cube et dans les parois.

Les données de l'échelon de température intérieure ont montré la différence de dynamique entre pression de vapeur et température : l'équilibre hygrique n'est pas atteint après 20j d'expérience.

Au cours de l'expérience avec sollicitations hygriques, même si les effets des cycles de courtes durées sont assez faibles, le couplage entre transferts de chaleur et transferts de masse a été mis en évidence : l'adsorption d'humidité provoque une petite augmentation de température dans la paroi. Ces résultats ont également montré que les transferts d'humidité sont rapidement atténués dans la paroi et que le déphasage hygrique est plus important que le déphasage thermique.

Les bilans thermique et hygrique réalisés au cours de cette expérience ont montré que seuls les transferts dans les parois permettent de compenser les charges. Au cours des échelons d'humidité, la quantité d'eau injectée dans le cube B est supérieure à celle du cube A, liée à l'adsorption plus importante des parois. Cela peut être expliqué par la présence du revêtement dans le cube A.

L'analyse des résultats expérimentaux a permis de mieux comprendre certains phénomènes mis en jeu au cours des différents scénarios mais la comparaison des résultats entre les deux cubes reste difficile à interpréter. Afin d'améliorer la compréhension de l'influence des transferts couplés et du revêtement, il est nécessaire de développer une étude numérique dans la paroi et le volume d'air.

5.5 Prédictions des transferts à l'échelle paroi

Dans un premier temps, nous allons étudier les transferts à l'échelle de la paroi seuls. Ils sont modélisés avec le modèle diffusif utilisé pour l'identification des propriétés dans le chapitre 3. Celles-ci sont rappelées dans la section 5.3.1. Cette étude sera basée sur l'expérience avec sollicitations hy-

griques où de nombreux phénomènes sont mis en jeu : gradient de température entre l'intérieur et l'extérieur du cube, sorption/désorption, dynamique de courte et longue durée.

Cette étude dans la paroi va se dérouler en deux étapes. Nous nous intéresserons d'abord aux capteurs dans la paroi afin de valider le modèle de transferts d'humidité et les propriétés des panneaux de CLT. Puis, nous prendrons en compte les transferts convectifs surfaciques.

5.5.1 Étude des capteurs dans la paroi

Dans un premiers temps, afin de s'affranchir des conditions d'interface, nous souhaitons prédire le comportement au milieu de la paroi grâce aux mesures de température et d'humidité relative par les capteurs à 1cm côté intérieur et 1cm côté extérieur dans le mur (Figure 5.4b). Pour cela, nous utilisons des conditions aux limites de type Dirichlet qui correspondent aux données mesurées par les capteurs situés dans la paroi à 1cm int et 1cm ext.

La comparaison entre mesures et simulations pour la paroi du fond est présentée dans la Figure 5.30 pour le cube B (panneaux bruts). La Figure 5.30a montre que la température au milieu de la paroi est correctement prédite par le modèle tout au long de l'expérience : l'écart moyen de 0.08°C est inférieur à l'incertitude. Le comportement de la pression de vapeur pendant la phase d'adsorption est également bien prédit (Figure 5.30b). Par contre, pendant l'évolution libre, la désorption est sous-estimée par le modèle : la pente de la pression de vapeur est plus faible et le début de la décroissance est retardé. Cet écart peut être expliqué par le fait que l'isotherme utilisée correspond à celle déterminée dans le chapitre 3 lors d'un échelon d'adsorption 33%-75% et n'est pas adapté pour modéliser le comportement pendant la désorption. Les résultats sur l'humidité relative confirment que la phase de désorption est moins bien prédite (Figure 5.30c).

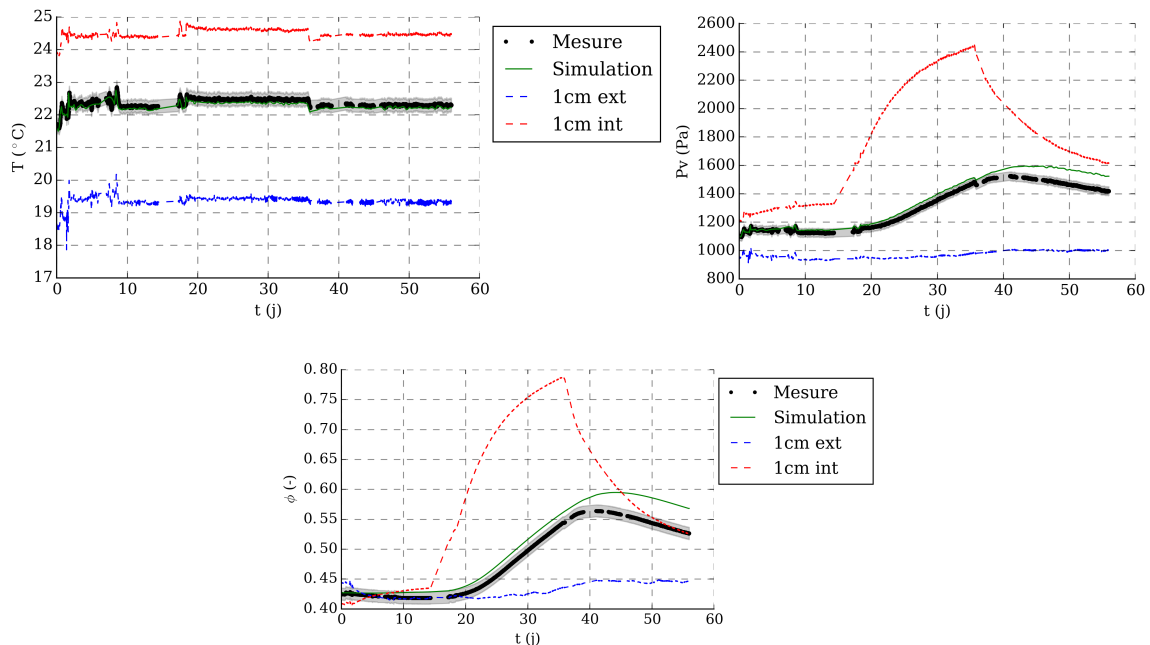


FIGURE 5.30 – Comparaison mesures-simulations au milieu de la paroi du fond pour le cube B : (a) température, (b) pression de vapeur, (c) humidité relative.

Les mêmes conclusions sont obtenues pour d'autres parois lorsque les simulations sont effectuées en utilisant les positions réelles des capteurs données dans le Tableau 5.6. Ces faibles diffé-

rences entre mesures et simulations nous permettent de valider à la fois le modèle dans la paroi de bois contrecollé ainsi que les propriétés estimées à l'échelle matériau pour le matériau CLT, notamment pour les phases d'adsorption.

5.5.2 Prise en compte des transferts convectifs

Détermination des coefficients convectifs

Afin de progresser dans la prédiction des transferts, il est nécessaire de caractériser l'échange entre la paroi et le volume d'air par les coefficients de convection surfaciques. Pour cela, nous nous intéressons au même cas expérimental que précédemment en utilisant les conditions aux limites mesurées à l'intérieur et à l'extérieur du cube. Les coefficients de convection massique et thermique, α et β de chaque côté de la paroi sont estimés en utilisant l'algorithme d'identification décrit dans le chapitre 3. Les données d'entrée de l'algorithme, à approcher, correspondent aux mesures de température et de pression de vapeur pour les trois positions dans la paroi (1cm ext, milieu, 1cm int). Les quatre inconnues de ce problème sont :

- côté extérieur : α_{ext} et β_{ext} ,
- côté intérieur : α_{int} et β_{int} .

La Figure 5.31 présente la comparaison entre mesures et simulations au milieu de la paroi pour le cube B après identification des coefficients. La température, est correctement prédite tout au long de l'expérience : la différence est toujours inférieure à l'incertitude de mesure. Pour la pression de vapeur, le modèle permet une bonne prédiction de l'évolution jusqu'à 40j, pendant la phase d'adsorption. Lorsque l'humidification est arrêtée, le comportement est plus difficile à modéliser. Comme dans la partie précédente, cet écart est probablement dû à l'utilisation de l'isotherme d'adsorption pour la simulation et de la non prise en compte de l'hystérésis.

La dynamique de la pression de vapeur à 1cm int est sous-estimée à la fois pendant la phase d'adsorption et la phase de désorption (Figure 5.32b). Il semble donc difficile de prédire très précisément les transferts dans toute la paroi. Plusieurs phénomènes peuvent expliquer ces résultats :

- l'inhomogénéité du matériau,
- la perturbation due à la mise en place des capteurs.

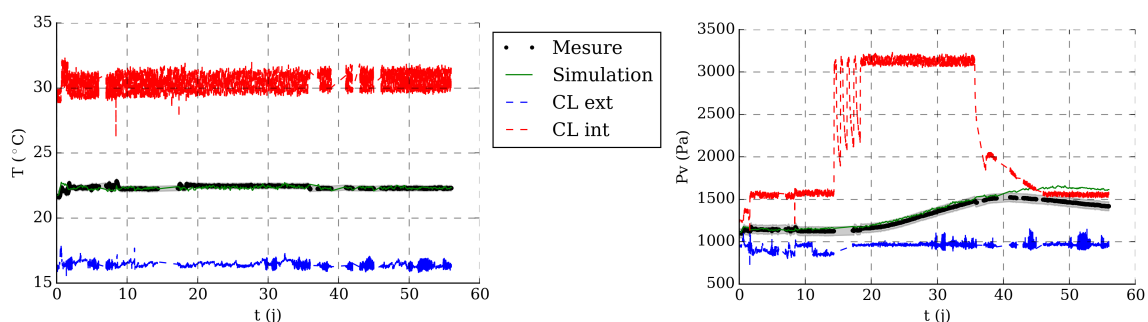


FIGURE 5.31 – Comparaison mesures-simulations au milieu de la paroi du fond pour le cube B en prenant en compte les transferts convectifs à la surface : (a) température, (b) pression de vapeur.

Pour la paroi du fond et la paroi du haut, les valeurs des coefficients de convection et leurs écarts-types sont données dans le Tableau 5.11, pour les surfaces intérieures et extérieures. Les coefficients de transfert côté extérieur sont supérieurs à ceux côté intérieur étant donné qu'à l'extérieur du cube,

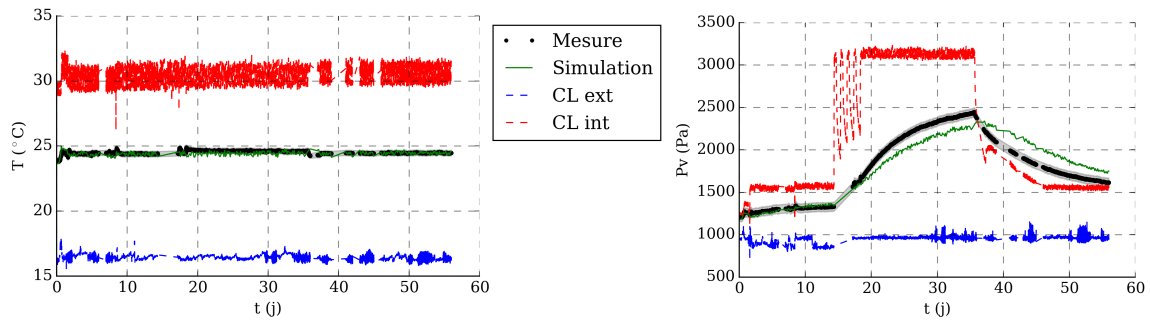


FIGURE 5.32 – Comparaison mesures-simulations à 1cm int de la paroi du fond pour le cube B en prenant en compte les transferts convectifs à la surface : (a) température, (b) pression de vapeur.

la présence de la CTA augmente la convection forcée alors qu'à l'intérieur nous avons choisi de ne pas utiliser de ventilateur et l'air y est mis en mouvement par convection naturelle.

Les valeurs des coefficients pour les deux parois sont différentes, principalement pour le coefficient de masse côté intérieur, β_{int} , plus important d'un facteur 10 pour la paroi du fond. De plus, le coefficient de transfert thermique côté intérieur (α_{int}) est également un peu plus grand pour la paroi du fond d'un facteur 1.15 signifiant que l'interaction entre la paroi et le volume d'air est plus importante pour la paroi vertical que pour la paroi horizontale car la convection naturelle dépend de l'inclinaison de la paroi [158]. Cette différence sera prise en compte dans la suite de la modélisation. A l'extérieur du cube, une différence notable apparait pour le coefficient de transfert thermique. Le capteur de température et d'humidité relative extérieures est situé au-dessus de la paroi du haut, cela pourrait expliquer la valeur plus grande du coefficient pour la paroi du haut.

Ces différences sont confirmées en calculant la fonction de Lewis définie comme $f = \frac{\alpha}{\beta R_a T \rho_a c_a}$, avec R_a , ρ_a , c_a sont la constante du gaz parfait, la masse volumique et la chaleur spécifique de l'air humide. Pour les conditions moyennes de l'expérience, $T = 32^{\circ}\text{C}$ et $\phi = 0.7$, nous avons $\rho_a = 1.142 \text{ kg/m}^3$, $c_a = 1024 \text{ J/(kg K)}$. Les valeurs pour les différentes surfaces (tableau 5.11) rendent compte de la différence entre la paroi du haut et du fond ainsi qu'entre l'intérieur et l'extérieur. De plus, l'hypothèse de Lewis, $f = 1$, souvent faite dans la littérature [162] n'est pas valable dans nos conditions expérimentales.

Paroi	α_{ext} ($\text{W/m}^2/\text{K}$)	α_{int} ($\text{W/m}^2/\text{K}$)	β_{ext} (s/m)	β_{int} (s/m)	f_{int} (-)	f_{ext} (-)
fond	11.30 ± 0.004	3.640 ± 0.006	$(2.67 \pm 0.08) \cdot 10^{-7}$	$(8.93 \pm 1.11) \cdot 10^{-9}$	3	34
haut	25.0 ± 0.013	3.15 ± 0.003	$(4.65 \pm 0.44) \cdot 10^{-8}$	$(8.68 \pm 0.56) \cdot 10^{-10}$	0.4	5

Tableau 5.11 – Valeurs des coefficients de transfert convectif identifiées pour le cube B.

Impact des coefficients sur les résultats

Nous étudions l'impact des coefficients de transferts surfaciques sur les résultats en modifiant la valeur des coefficients α_{int} et β_{int} de 10% et 50% dans les simulations.

La Figure 5.33 présente les résultats de la pression de vapeur et la température à 1cm int et au milieu de la paroi pour les différentes valeurs de α_{int} . La modification de α_{int} impacte les résultats de la température et dans une moindre mesure ceux de la pression de vapeur aux deux positions.

Les résultats à 1cm ext sont également modifiés mais non présentés ici. Par contre, le coefficient de transfert de masse β_{int} a très peu d'impact sur l'humidité relative et la pression de vapeur à 1cm int, (Figure 5.34) et encore moins dans le reste de la paroi.

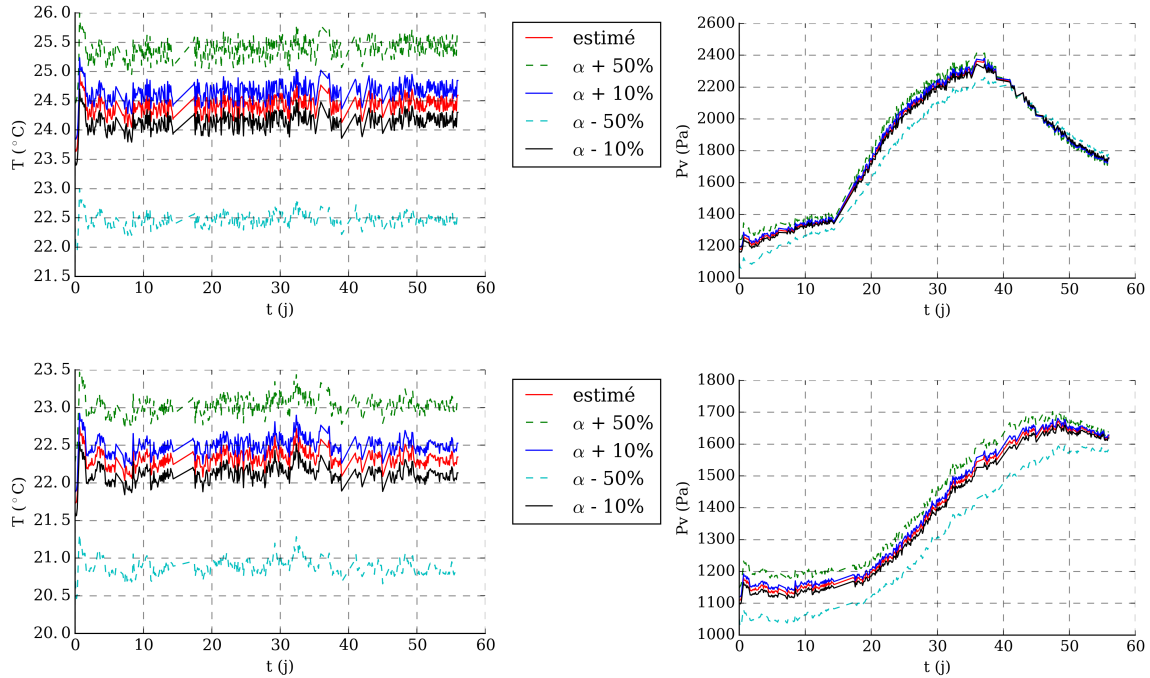


FIGURE 5.33 – Effet du coefficient convectif de chaleur α_{int} : (a) T à 1cm int, (b) P_v à 1cm int, (c) T au milieu, (d) P_v au milieu.

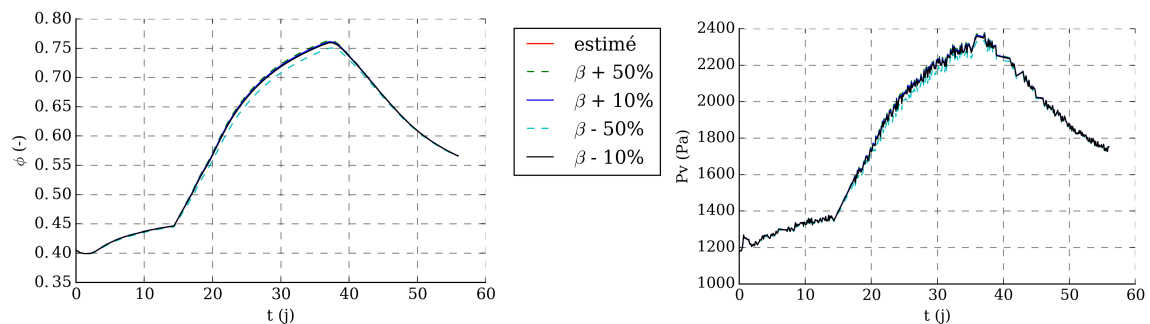


FIGURE 5.34 – Effet du coefficient convectif de chaleur α_{int} à 1cm int : (a) ϕ , (b) P_v .

5.5.3 Influence des propriétés du matériau sur la prédiction

Perméabilité à la vapeur

Dans le chapitre 3, nous avons mis en évidence la dispersion des propriétés pour différents échantillons. Nous pouvons donc étudier l'influence de cette dispersion sur la prédiction du comportement de la paroi en comparant les prédictions avec trois valeurs de la perméabilité à la vapeur (tableau 5.7) : (i) la valeur moyenne (notée permea moy), (ii) la valeur haute : $\delta_{v,+}$ (notée permea +) et (iii) la valeur basse : $\delta_{v,-}$ (notée permea -).

La perméabilité à la vapeur n'a pas d'influence sur l'évolution de la température dans la paroi comme le montre la figure 5.35. Par contre, elle influence la pente de la pression de vapeur principalement lors des phases d'adsorption (Figure 5.36). L'influence semble plus faible pendant les phases de désorption (Figure 5.36c). L'évolution à 1cm ext semble mieux prédite en utilisant la valeur basse de la perméabilité alors qu'à 1cm int il serait préférable d'utiliser la valeur haute. Ces résultats confirment que la valeur moyenne représente un compromis pour prédire le comportement de la pression de vapeur aux différentes positions de la paroi.

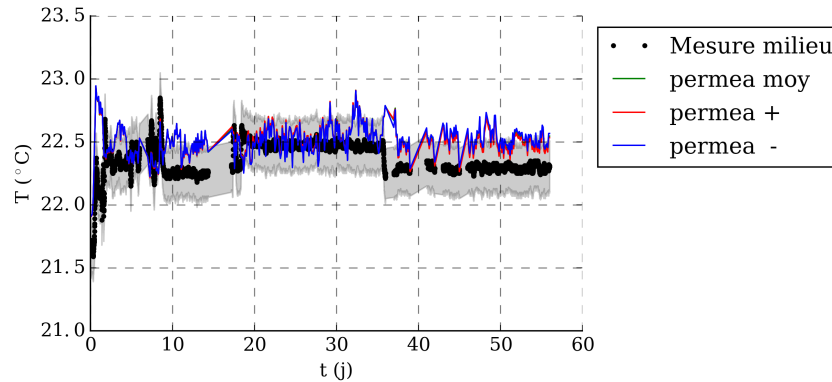


FIGURE 5.35 – Influence de la dispersion de la perméabilité à la vapeur sur la température au milieu.

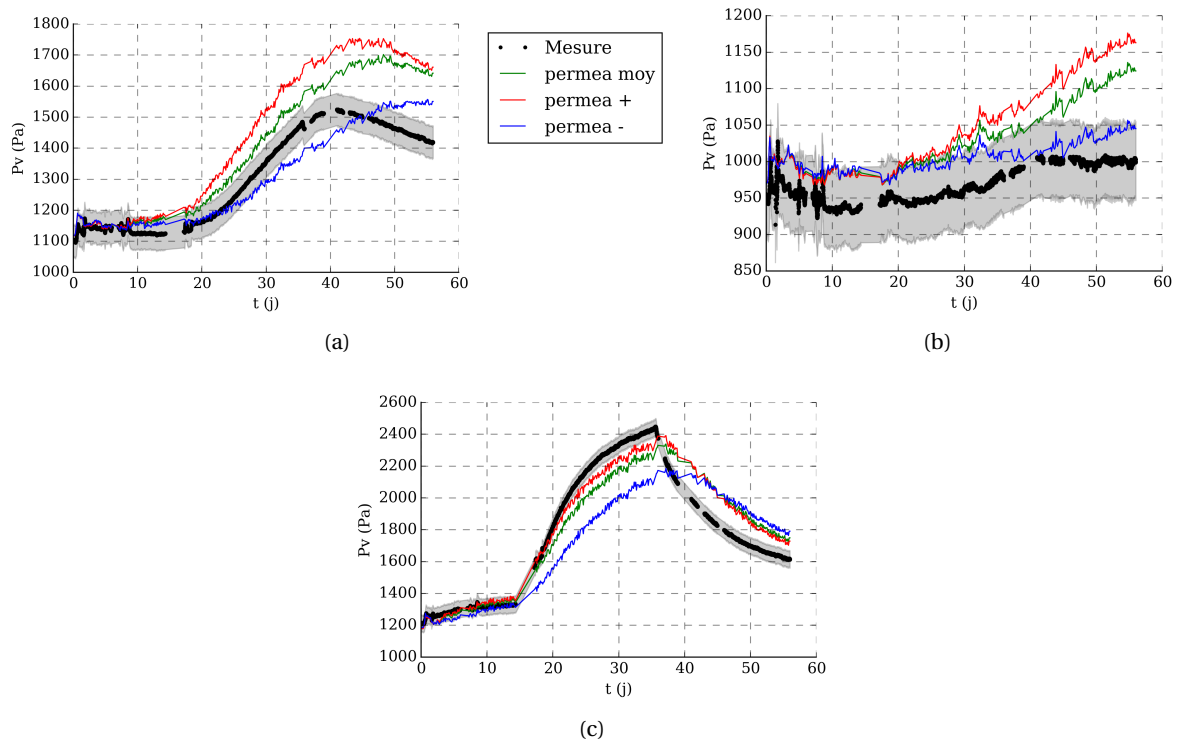


FIGURE 5.36 – Influence de la dispersion de la perméabilité à la vapeur sur la pression de vapeur : (a) milieu, (b) 1cm ext, (c) 1cm int.

Courbe isotherme de sorption

Au cours de la séquence expérimentale, le matériau est soumis à une succession de phases d'adsorption et de désorption. Le phénomène d'hystérésis peut donc influencer les transferts et le comportement du matériau. Pour étudier l'influence de l'isotherme de sorption, nous allons utiliser l'expression de l'isotherme de désorption déterminée à l'échelle matériau (tableau 5.7). De plus, connaissant les expressions des isothermes d'adsorption (w_{ad}) et de désorption (w_{desor}), les capacités hygriques, notées c_{ad} et c_{desor} et définis comme $c = \frac{1}{P_{sat}} \frac{\partial w}{\partial \phi}$ peuvent être calculées. Nous tenons compte de l'hystérésis avec le modèle *bang-bang* [55] décrit dans le chapitre précédent (équation 4.1).

Nous effectuons trois simulations : (i) avec l'isotherme d'adsorption, (ii) avec l'isotherme de désorption et (iii) en modélisant l'hystérésis. La figure 5.37 compare ces trois cas et montre que l'évolution à 1cm ext est peu impactée par la modification de l'isotherme de sorption : les courbes sont très proches les unes des autres avec un écart maximal de 25 Pa. A cette distance-là, le matériau subit très peu de succession de phases de sorption et de désorption. L'impact est plus important pour les autres positions. A 1cm côté intérieur, la simulation effectuée avec l'isotherme de désorption est en très bon accord avec la mesure. Par contre, au milieu de la paroi, la modélisation de l'hystérésis donne de meilleurs résultats. Ces résultats montrent l'apport de considérer l'isotherme de désorption et l'hystérésis dans la simulation. Nous retenons l'approche avec hystérésis pour la suite.

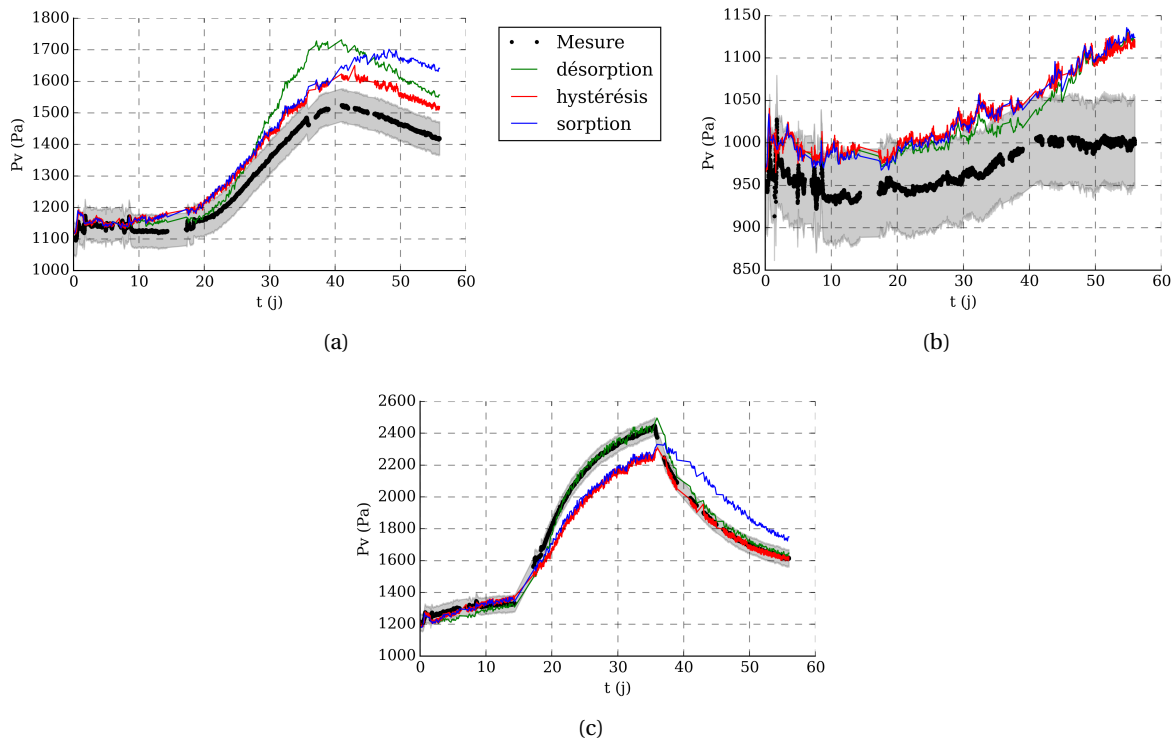


FIGURE 5.37 – Influence de la courbe d'isotherme sur la P_v : (a) milieu, (b) 1cm ext, (c) 1cm int.

5.6 Comparaison mesures - simulations à l'échelle du volume d'air

5.6.1 Prédiction lors d'un échelon de température extérieure

Nous utilisons le modèle (5.2) afin de prédire le comportement à l'intérieur du cube lors d'un échelon de température extérieure. Pour ce cas expérimental, aucun terme source n'est nécessaire car seules les conditions extérieures sont perturbées. Les infiltrations sont prises en compte avec le débit de fuite estimé dans la section 5.2.4.1. De plus, une étude paramétrique sur ce paramètre ($\pm 50\%$) nous a permis d'observer que son impact est très faible sur les résultats. Cela justifie notre choix de prendre la valeur estimée expérimentalement en conditions isothermes.

La Figure 5.38a montre que la dynamique de la température intérieure est sur-estimée par le modèle par rapport aux mesures : le régime permanent est atteint 2j plus rapidement dans la simulation. Concernant l'humidité relative, le comportement prédit par le modèle diffère de celui observé (Figure 5.38b). En effet, comme décrit dans la section 5.4.1, expérimentalement, l'humidité augmente de 0.025 au moment de l'échelon de température. En revanche, le modèle prédit une diminution rapide de l'humidité relative, d'environ 0.05, au moment de l'échelon et ensuite un retour à sa valeur initiale. Ce pic peut être lié à l'augmentation trop rapide de la température.

Des différences sont également observées pour la pression de vapeur (Figure 5.38c) : le niveau à l'équilibre est inférieur à celui réellement mesuré. Cet écart est probablement lié à l'impact de la température sur l'isotherme de sorption. Afin de prendre en compte ce phénomène, il serait nécessaire de mener des investigations expérimentales supplémentaires à l'échelle matériau pour évaluer l'isotherme de sorption à différentes températures. Des verrous restent à lever pour comprendre le comportement lors de cet échelon.

5.6.2 Prédiction lors d'échelons d'humidité

Dans cette partie, nous allons nous intéresser à l'expérience avec humidification, modélisée par le terme g_{source} . De plus, lors de l'évolution libre, le ventilateur qui permet de faire la circulation d'air pour l'injection d'humidité continue de fonctionner, cela contribue à extraire de l'humidité du cube. Cela sera modélisé par un terme puits afin d'écrire les charges hygriques comme :

$$G_{charges} = g_{source} - g_{puits}$$

La mesure du terme source par la balance, est importante pour avoir de bons résultats [151].

La température intérieure est maintenue constante grâce aux résistances chauffantes. Dans le modèle de volume d'air, la température intérieure est imposée en utilisant les données mesurées. Nous pourrions comparer les valeurs de la consommation de chauffage mesurées et simulées.

Dans toute cette partie, nous allons nous concentrer sur le cas du cube brut (cube B) afin de comparer les prédictions aux données mesurées.

Prédiction dans le volume d'air

Les simulations sont effectuées avec la perméabilité à la vapeur moyenne du bois. Pour l'isotherme de sorption, nous comparons les résultats obtenus avec l'isotherme d'adsorption, déterminée lors d'un échelon 33%-75% (noté « adsorption »), et ceux avec le modèle d'hystérésis (noté « hystérésis »).

La Figure 5.39a présente l'évolution de l'humidité relative dans le cube au cours de l'expérience. La prédiction obtenue avec l'isotherme d'adsorption ne permet pas d'avoir un bon accord pendant la phase d'évolution libre après l'échelon de longue durée. Les phases d'humidification semblent correctement décrites par le modèle : pré-conditionnement et échelon de longue durée. La Figure 5.39b

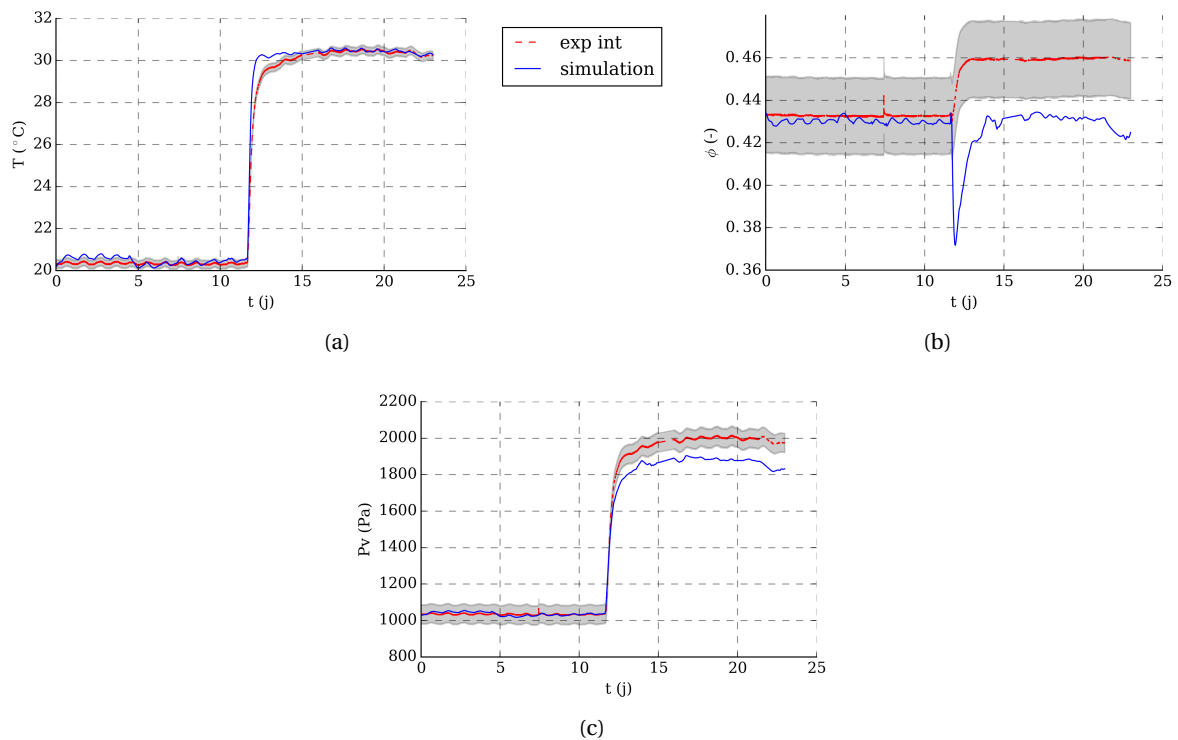


FIGURE 5.38 – Comparaison mesures-simulations dans le volume d'air du cube B lors de l'échelon de température extérieure : (a) température, (b) humidité relative, (c) pression de vapeur.

montre que les écarts sont importants pour les phases de désorption lors des cycles courts même si le niveau atteint pendant les 8h d'humidification correspond à celui mesuré.

La prédiction pendant la désorption est meilleure avec le modèle hystérésis. Par contre, les écarts sont plus importants pendant l'humidification, notamment pour les cycles de courtes durées : le premier cycle est bien décrit mais pas les suivants (Figure 5.39b). Pour l'échelon de longue durée, la prédiction est bonne notamment pendant l'humidification (Figure 5.39). Il reste néanmoins quelques écarts pendant la désorption : l'évolution est plus rapide dans les mesures, même si la prédiction est améliorée.

Les écarts étant moins importants avec l'hystérésis, nous continuons avec ce modèle.

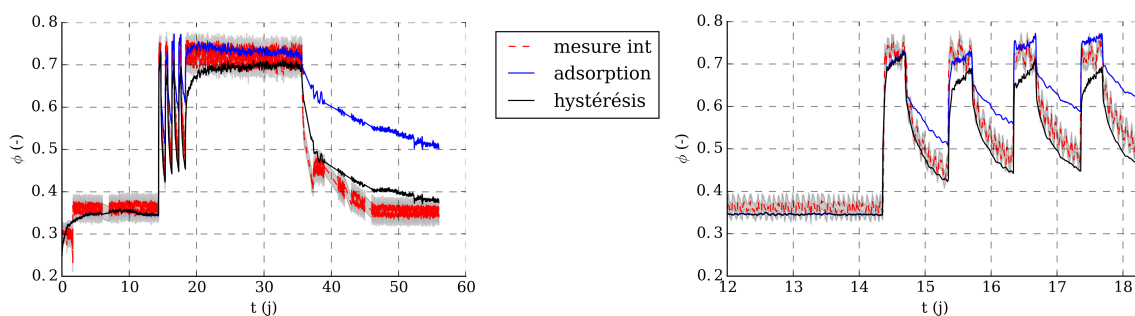


FIGURE 5.39 – Prédiction de l'humidité relative dans le volume d'air du cube B pour l'expérience avec humidification : (a) expérience complète, (b) cycles courts en détail.

Compléments : Influence de la perméabilité à la vapeur

Dans la Section 5.5.3, nous avons étudié l'influence de la perméabilité à la vapeur sur le comportement dans la paroi (Figure 5.36). Nous utilisons les mêmes notations et les mêmes valeurs de la perméabilité à la vapeur pour étudier l'impact sur la prédiction dans le volume d'air. Pour l'échelon long, la valeur de la perméabilité à la vapeur modifie le niveau de la pression de vapeur atteint pendant l'humidification : plus la perméabilité est faible, plus le niveau atteint est élevé (Figure 5.40a). En effet, si la perméabilité à la vapeur du matériau est plus faible, la dynamique des transferts dans la paroi est plus faible. La vapeur d'eau aura donc tendance à rester dans le volume d'air et ne pas être transportée dans la paroi. Ce phénomène se traduit également dans la dynamique de la désorption : elle est plus faible avec une valeur de la perméabilité à la vapeur plus petite.

Les mêmes effets sont observés pour les cycles de courtes durées même si la différence entre les trois cas est moins marquée (Figure 5.40b).

Les conclusions sont similaires pour la pression de vapeur à l'intérieur du cube (non présenté ici). Ces résultats confirment que la valeur des propriétés hygriques des parois est importante pour la prédiction du comportement hygrothermique à l'échelle du volume d'air. La comparaison entre mesures et simulations montre des résultats satisfaisants qui nous permettent de valider le modèle de volume d'air et des propriétés du CLT déterminées à l'échelle matériau.

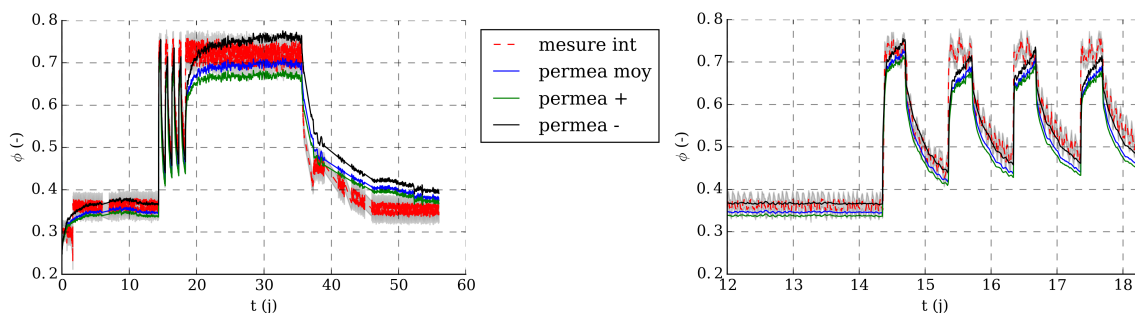


FIGURE 5.40 – Influence de la perméabilité à la vapeur sur la prédiction de l'humidité relative intérieure pour l'expérience avec humidification : (a) expérience complète, (b) cycles courts.

Étude des flux énergétiques

Le modèle utilisé précédemment (avec hystérésis) permet également de comparer les différents flux simulés aux mesures obtenues soit par : (i) le bilan expérimental présenté dans la Section 5.4.3.2 pour le flux dû aux parois, Q_{parois} , (ii) la mesure des fluxmètres ou (iii) la mesure de la puissance des résistances pour le flux de charges thermiques, $Q_{charges}$.

Le flux dû aux parois Q_{parois} , défini par l'équation (5.4), est comparé aux résultats du bilan expérimental (Figure 5.41a). Dans l'ensemble, la comparaison est assez satisfaisante particulièrement entre 10j et 35j (Figure 5.41a). Les phases d'humidification et de désorption des cycles de courte durée sont bien décrites par le modèle (Figure 5.41b). Néanmoins, des écarts de l'ordre de 5% à 10% sont observés avant 10j et après 35j. Ces écarts peuvent être expliqués par les différences observées sur l'humidité relative pendant les mêmes périodes (Figure 5.40a).

La mesure du flux sensible avec le fluxmètre au niveau de la paroi gauche n'est pas correctement prédite par le modèle : le flux sensible simulé est constant alors que le flux mesuré diminue au moment des échelons d'humidité (Figure 5.42). Cela est dû à la diminution de la température intérieure

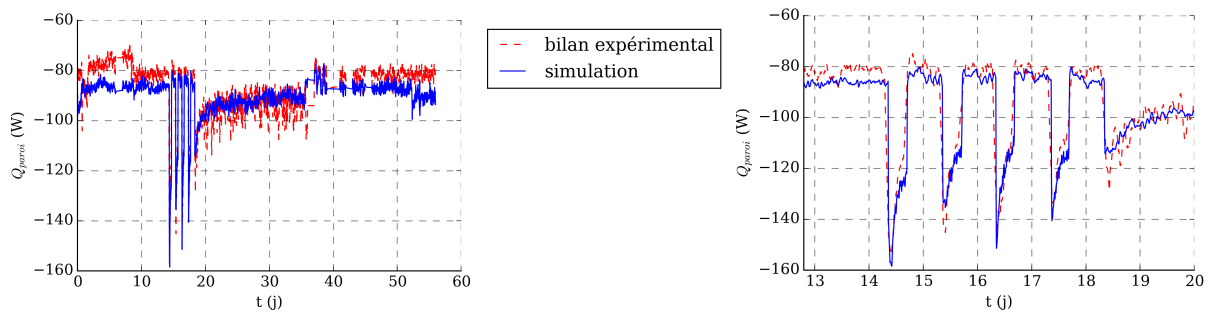


FIGURE 5.41 – Évolution du flux dû aux parois pour le cube B pendant l'expérience avec humidification : (a) expérience complète, (b) cycles courts.

lors de l'humidification (Figure 5.18), diminuant le gradient de température et donc le flux. Ce phénomène n'est pas observable avec le modèle numérique.

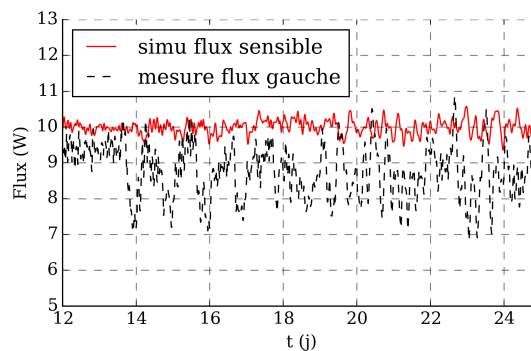


FIGURE 5.42 – Flux à travers la paroi de gauche du cube B pendant les cycles hygriques courts.

L'ordre de grandeur de la puissance de chauffage moyenne au cours de l'expérience est identique entre le modèle et les mesures : 85 W. Ces résultats montrent que le modèle permet d'approcher correctement les flux énergétiques, confirmant sa capacité de prédiction.

5.7 Simulations complémentaires

Les résultats précédents montrent que le modèle permet de prédire correctement le comportement du cube B en prenant en compte l'hystérésis de l'isotherme de sorption. En complément, ce modèle permet d'étudier l'influence d'un revêtement sur la prédiction des transferts en utilisant les données obtenues avec le cube A et son influence sur les flux énergétiques. De plus, nous pouvons étudier l'influence des transferts couplés sur les flux énergétiques.

5.7.1 Étude de l'influence d'un revêtement

Dans le chapitre 3, nous avons caractérisé la présence d'une couche d'huile par une résistance de surface supplémentaire (Équation (3.2)) de valeur $R_{huile} = 8.4 \cdot 10^8$ m/s. A partir des valeurs du Tableau 5.11, nous pouvons calculer les nouveaux coefficients convectifs des parois coté intérieur,

β_{int}° en présence de la couche d'huile en tenant compte de cette résistance :

$$\text{paroi du fond : } \beta_{int}^{\circ} = 1.05 \cdot 10^{-9} \text{ s/m, } \quad \text{paroi du haut : } \beta_{int}^{\circ} = 4.8 \cdot 10^{-10} \text{ s/m.}$$

Prédiction du comportement hygrothermique : étude sur le cube A

Ces valeurs de coefficients sont utilisées pour comparer les prédictions et les mesures pour le cube A dont les parois ont été recouvertes d'huile. Comme pour l'autre cube, nous disposons de la mesure des charges internes : consommation de chauffage et quantité d'eau injectée. Nous pouvons appliquer le modèle hygrothermique avec hystérésis en utilisant les propriétés moyennes du CLT pour décrire les parois. Seul le coefficient convectif est modifié, afin de tenir compte du revêtement.

L'évolution de l'humidité relative intérieure montre un bon accord avec les mesures sur l'ensemble de l'expérience (Figure 5.43a). Néanmoins, pour les cycles de courtes durées le comportement en désorption diffère un peu des mesures (Figure 5.43b) : la diminution de ϕ est plus brutale avec le modèle que les mesures. Dès l'arrêt de l'humidification, l'humidité est évacuée par les parois ou par les fuites, il n'y a pas stockage dans le volume d'air. Néanmoins, les niveaux atteints à la fin des phases d'évolution libre sont identiques.

La prédiction pour les cycles courts est moins bonne que pour le cas sans revêtement (Figure 5.39b). En revanche, la phase d'évolution libre est mieux prédite pour le cube A : l'écart est quasiment contenu dans les barres d'incertitude ce qui n'est pas le cas pour le cube B (Figure 5.39).

Dans l'ensemble, cette comparaison entre mesures et simulations pour le cube A permet de valider la modélisation de la couche d'huile par la résistance de surface supplémentaire.

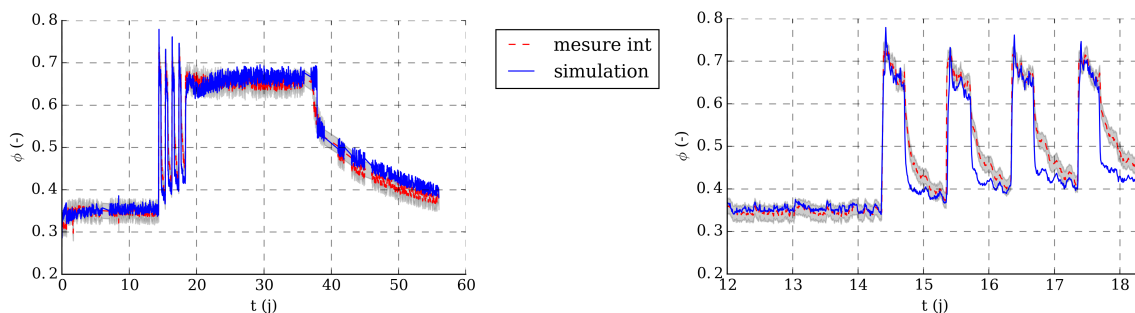


FIGURE 5.43 – Prédiction de l'humidité relative dans le volume d'air du cube A pour l'expérience avec humidification : (a) expérience complète, (b) cycles courts.

Influence sur les flux énergétiques

Cette modélisation de la couche d'huile est utilisée pour étudier l'influence du revêtement sur les flux énergétiques. La Figure 5.44 montre que le flux à travers les parois, lors de cette expérience, est peu modifié par l'ajout du revêtement. La différence moyenne entre les deux cas est toutefois de 6 W sur l'ensemble de l'expérience, soit 6.7%. Ces écarts ont lieu uniquement au début des phases d'injection de l'humidité : la différence maximale est de 10 W pour les échelons 3 et 4 (Figure 5.44b). Pour le reste de l'expérience, les courbes sont superposées.

L'influence du revêtement sur la consommation de chauffage est étudiée en comparant la puissance estimée dans les deux cas (Figure 5.45). Au moment de l'injection d'humidité, la puissance sans revêtement (P) est plus faible que celle avec revêtement (P_{revet}) : la différence est d'environ 5 W de manière instantanée au début de l'injection d'humidité. Par contre, lorsque l'injection d'humidité

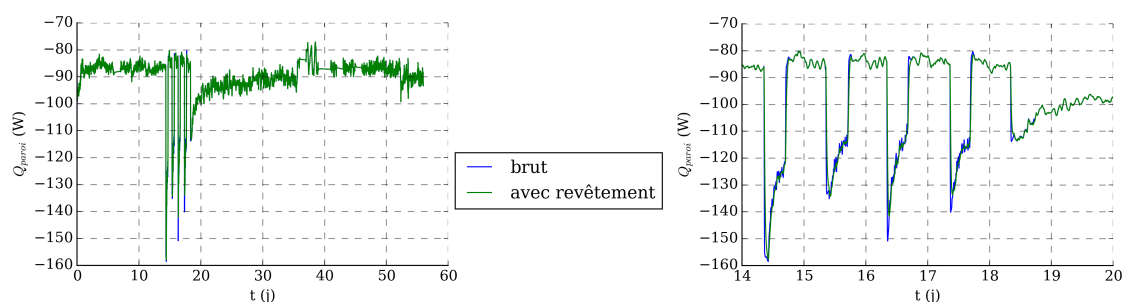


FIGURE 5.44 – Influence d'un revêtement sur le flux dû aux parois pendant l'expérience avec humidification : (a) expérience complète, (b) les cycles courts.

est arrêtée, le phénomène contraire a lieu, un pic de 3 W environ est observé. Les pics observés au moment de l'humidification dépendent de la quantité d'eau injectée au moment de l'échelon. En moyenne, l'impact du revêtement sur la consommation se compense : les puissances moyennes sont identiques dans les deux cas (86.69 W).

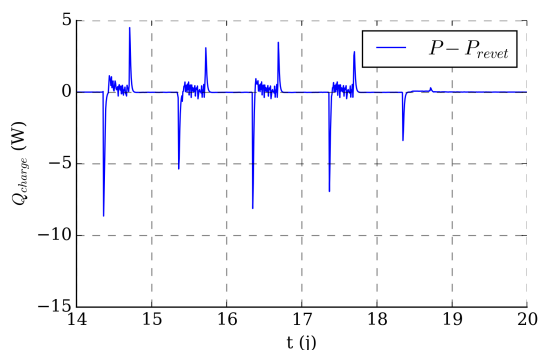


FIGURE 5.45 – Influence de la présence d'un revêtement sur la consommation de chauffage.

5.7.2 Influence de la prise en compte des transferts couplés

Dans la RT2012, les transferts couplés de chaleur et de masse ne sont pas pris en compte. Certaines études affirment que ces transferts permettent de réduire les consommations d'énergie [3, 88, 147]. Néanmoins, il est difficile de le mettre en évidence expérimentalement car d'autres effets doivent être pris en compte [5, 72, 154, 155, 163] : ventilation, occupants... Nous allons utiliser le modèle numérique afin d'étudier l'influence de la prise en compte des transferts couplés dans les bilans. Les deux configurations suivantes vont être comparées :

1. parois : modèle couplé + volume d'air : bilans thermique et hygrique, appelé « couplé »
2. parois : modèle thermique + volume d'air : bilans thermique et hygrique, appelé « thermique »

Nous comparons ces deux modèles dans le cas de l'expérience avec sollicitations hygriques. Pour le cas de panneaux bruts comme dans le cube B, les résultats de la consommation de chauffage montrent que les différences entre le modèle couplé et thermique apparaissent au moment des échelons d'humidité, au début de l'injection (Figure 5.46). En dehors de ces périodes, les écarts sont moins importants (Figure 5.46a) même si la puissance du modèle thermique semble toujours un peu inférieure au modèle couplé.

La Figure 5.46b présente la différence entre les deux puissances pendant les cycles courts. Au moment de l'injection de vapeur, la puissance dans le cas couplé est plus petite que pour le cas thermique : la différence est de plus de 10 W au début de l'échelon, soit plus de 10%, et diminue ensuite. Cette puissance supplémentaire est due à l'apport des transferts couplés : au moment des échelons, de l'énergie est dégagée lors de la sorption de la vapeur dans les parois, c'est l'énergie de changement de phase qui permet de chauffer le volume intérieur. Cela permet une diminution de chauffage à ce moment-là. Néanmoins lors des phases de désorption, le phénomène inverse est observé comme dans d'autres études [153, 164]. En moyenne, la puissance prédite avec le modèle couplé est un peu supérieure à celle avec le modèle thermique : 86.7 W contre 85.6 W, soit 1.2% d'écart. La prise en compte des transferts couplés modifie peu l'énergie consommée comme le montre la valeur moyenne mais par contre, au moment de l'adsorption de l'humidité, la puissance appelée est moins importante.

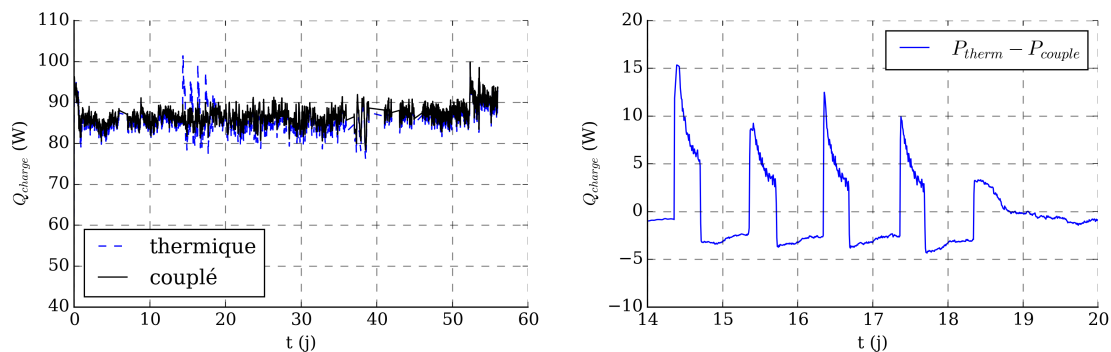


FIGURE 5.46 – Influence des transferts couplés sur la consommation de chauffage dans le cas de panneaux bruts : (a) comparaison sur l'expérience complète, (b) différence pendant les cycles courts.

Nous pouvons également comparer les différents flux sensibles de chaleur (charges, fuite, parois) pour les 2 modèles. Les différences entre les deux simulations sont assez faibles sur l'expérience complète (Figure 5.47a). Les écarts apparaissent uniquement pour le flux de charge au moment des échelons d'humidité (Figure 5.47b) : le flux de charge est un peu plus faible de 20 W environ dans le cas du modèle couplé. Ceci est en lien avec les résultats sur la puissance de chauffage.

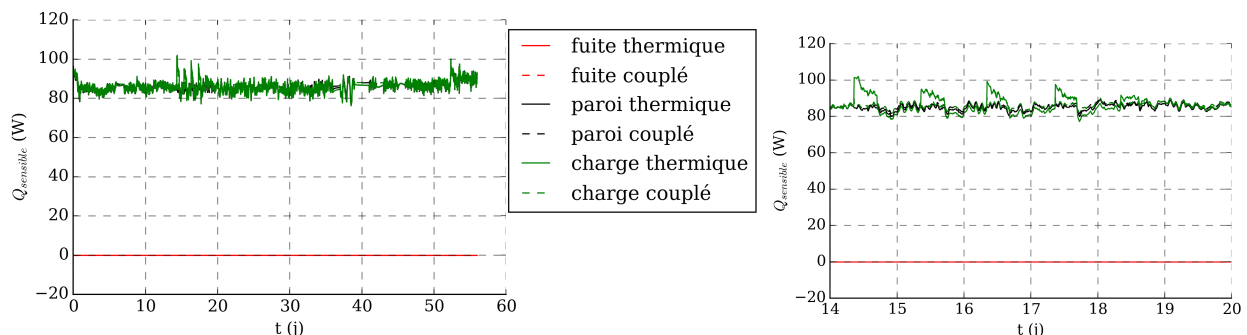


FIGURE 5.47 – Influence des transferts couplés sur les flux sensibles de chaleur : (a) expérience complète, (b) cycles courts.

5.8 Conclusion

Dans le but d'améliorer la compréhension de l'interaction entre paroi et volume d'air et d'étudier l'importance des transferts couplés chaleur-masse sur l'ambiance intérieure, une étude expérimentale a été mise en place. Le dispositif correspond à deux enceintes construites à partir de panneaux de CLT dont les surfaces sont laissées brutes pour l'une et recouvertes d'une couche huile pour l'autre. L'instrumentation permet d'étudier à la fois les transferts dans les parois et leur interaction avec le volume d'air mais également d'effectuer des bilans à l'échelle du volume d'air. Les scénarios étudiés se distinguent de la littérature [48, 60, 95, 161] avec la possibilité de travailler dans des conditions contrôlées (intérieur et extérieur) et non-isothermes.

Les résultats obtenus lors des différentes expériences permettent de mieux comprendre les phénomènes mis en jeu. Les constantes de temps thermiques (quelques heures) et hygriques (de l'ordre de 1 mois) montrent les différences entre les deux types de transfert. Le couplage entre le transport de chaleur et de masse a également été démontré : par exemple l'augmentation de température à travers la paroi induit une augmentation locale d'humidité relative et les phénomènes d'adsorption dans la paroi provoquent une augmentation de la température localement. De plus, la paroi de CLT permet une atténuation des transferts d'humidité conduisant à un découplage du comportement entre l'intérieur et l'extérieur du cube aux échelles de temps étudiées.

Après avoir validé le modèle et les propriétés à l'échelle paroi, l'interaction entre paroi et volume d'air a été caractérisée grâce aux coefficients convectifs. La comparaison entre mesures et simulations dans le volume d'air montre que des phénomènes liés à la température doivent être pris en compte pour améliorer la prédiction comme l'effet de la température sur l'isotherme de sorption. Néanmoins, le modèle de volume d'air avec modélisation de l'hystérésis permet d'obtenir des résultats satisfaisants dans la paroi et le volume d'air lors de sollicitations hygriques et avec gradient de température. Les résultats indiquent également que la qualité des résultats à l'échelle du volume d'air dépendent très fortement de la qualité du modèle de paroi.

La modélisation de la couche d'huile par une résistance de surface supplémentaire a été validée par comparaison expérimentale et nous a permis de mettre en évidence que l'impact du revêtement sur la consommation est assez faible ce qui explique qu'il est difficile à étudier expérimentalement.

Le modèle montre que la prise en compte des transferts couplés modifie peu l'énergie consommée moyenne alors que la puissance appelée au moment des échelons d'humidité est plus faible.

Conclusions et perspectives

Conclusion générale

Ce travail s'inscrit dans un contexte scientifique de compréhension et de modélisation du comportement hygrothermique des matériaux poreux de construction. En particulier, l'enjeu est de mieux prédire le transport d'humidité et de chaleur dans les matériaux de construction très hygroscopiques et de mieux appréhender l'impact des transferts hygrothermiques sur l'ambiance intérieure et la performance énergétique des bâtiments.

Une démarche progressive et multi-échelle a été adoptée de manière à étudier les phénomènes de transport en augmentant au fur et à mesure l'échelle d'étude : transport dans les matériaux, interaction entre paroi et air environnant et modélisation du comportement dans un volume d'air. A chaque échelle, la fiabilité de la prédiction a été vérifiée en comparant les résultats avec les mesures. Cette étude multi-échelle nous a également permis de formaliser le lien entre les phénomènes aux différentes échelles. Notre travail a été scindé en plusieurs étapes.

Premièrement, après avoir décrit de manière générale les mécanismes de transferts d'humidité et de chaleur dans les matériaux poreux, un modèle de transferts couplés a été développé sous les hypothèses suivantes : la présence d'eau liquide et l'impact du mouvement d'air sur le transport d'humidité sont négligés. Son implémentation par différences finies a été **validée par comparaison des résultats avec une solution analytique**.

Les études de la littérature comparant prédictions et données expérimentales, présentées et analysées dans le chapitre 2, montrent que le **comportement hygrothermique n'est pas correctement reproduit** par les modèles en utilisant les propriétés des matériaux déterminées par les méthodes standards et cela à plusieurs échelles (matériau, paroi, bâtiment). Les écarts apparaissent principalement pour les matériaux fortement hygroscopiques soumis à des sollicitations dynamiques. Suite à cette revue de littérature, nous avons envisagé deux pistes d'étude : la caractérisation des propriétés hygriques des matériaux en régime transitoire et la remise en cause de certaines hypothèses du modèle purement diffusif.

Ainsi, un protocole de **caractérisation des échantillons en régime transitoire** a été mis au point et validé dans le chapitre 3. Les mesures en régime transitoire ont permis l'identification des propriétés hygriques (perméabilité à la vapeur et isotherme de sorption) en utilisant un algorithme de méthode inverse afin d'avoir le meilleur accord entre mesures et prédictions. L'étude sur plusieurs échantillons a permis de définir les propriétés moyennes du matériau prenant en compte la dispersion. Les résultats sur le bois massif contrecollé ont montré que la colle et, dans une moindre mesure, le revêtement freinent pour les transferts d'humidité. L'estimation de la perméabilité à la vapeur pour la fibre de bois a mis en évidence un **écart d'un facteur 3 avec les valeurs mesurées par les méthodes standards**. Pour comprendre cet écart, de nouveaux modèles ont été mis en place.

Dans la suite, afin d'améliorer la compréhension des transferts d'humidité dans les matériaux,

certaines hypothèses du modèle ont été remises en cause notamment l'équilibre local entre les différentes phases présentes dans le milieu poreux (eau libre, eau liée et eau vapeur) et l'absence d'advection d'humidité. La comparaison avec les résultats expérimentaux et une analyse de sensibilité locale ont indiqué que les **phénomènes supplémentaires ne modifiaient pas de manière significative** les prédictions en utilisant les propriétés issues de la littérature. Toutefois, **l'utilisation du modèle de non-équilibre couplée à l'identification des paramètres** de diffusion et du mécanisme de sorption a permis d'améliorer les prévisions par rapport à un modèle classique pour un matériau hygroscopique comme la fibre de bois en régime transitoire.

Pour finir, l'impact des transferts d'humidité sur l'ambiance intérieure d'un volume d'air et sur les performances énergétiques a été étudié expérimentalement et numériquement. L'étude expérimentale a été réalisée avec un dispositif dédié, soumis à des conditions contrôlées non-isothermes et variables en humidité. L'instrumentation fine a permis d'étudier les transferts dans les parois, d'effectuer des bilans à l'échelle du volume d'air et de montrer le couplage entre le transport de chaleur et de masse. Les résultats expérimentaux ont été utilisés pour **valider le modèle aux différentes échelles d'étude en utilisant les propriétés du matériaux déterminées au chapitre 3**. L'étude numérique a ensuite montré que les transferts couplés permettaient uniquement de réduire la consommation de chauffage au moment de l'adsorption mais qu'en moyenne cet **effet se compensait**.

Perspectives

Les conclusions de cette étude mettent en avant plusieurs perspectives tant sur le plan expérimental qu'au niveau du modèle, et cela à plusieurs échelles. On peut distinguer trois points : l'identification des propriétés à l'échelle matériau, le développement de modèles plus complets pour décrire les transferts couplés et l'étude de l'impact des transferts couplés sur l'ambiance intérieure.

Identification à l'échelle matériau

La méthode d'identification utilisée dans le chapitre 3 pourrait être appliquée à d'autres matériaux afin de généraliser les résultats et confirmer la différence de comportement entre les matériaux biosourcés et les autres mis en évidence dans le chapitre 2.

Dans ce travail, les expériences ont été réalisées avec des conditions isothermes entre les deux enceintes climatiques. Des investigations supplémentaires pourraient être menées en conditions non-isothermes. Cela permettrait d'étudier l'influence de la température sur les transferts d'humidité : l'effet sur l'isotherme de sorption et la diffusion d'humidité due à un gradient de température [126]. Le coefficient de diffusion associé pourrait être estimé en appliquant la méthode d'identification.

Le choix de la paramétrisation des propriétés est crucial pour modéliser les transferts dans un matériau et pour utiliser une méthode d'identification. Dans notre cas, les propriétés sont exprimées sous forme polynomiale en accord avec les données de la littérature pour la fibre de bois. Néanmoins, d'autres choix peuvent être faits [165] mais il n'y a pas de consensus sur leurs écritures. Pourtant ces propriétés ont une origine physique qui dépend notamment de la structure du milieu poreux. Par exemple, plusieurs modèles d'écriture de la courbe de sorption basés sur son origine physique sont recensés dans la littérature : modèle VAN GENUCHTEN [166], modèle de GAB (GUGGENHEIM ANDERSON DE BOER) ou GDW (Generalised D'ARCY et WATT) [167]. On pourrait ainsi imaginer utiliser des expressions « standards » suivant le type de matériau pour l'estimation des paramètres.

Modèles de transfert plus complexes

Pour améliorer la comparaison entre les mesures et les nouveaux modèles, on pourrait tout d'abord envisager de caractériser les propriétés des matériaux vis à vis des transferts d'air et du phénomène de sorption. Pour cela, il faut se donner une configuration expérimentale adéquate. Pour le phénomène de sorption, des expériences sont proposées dans la littérature [30, 168]. Pour les transferts d'air, le protocole actuel ne permet pas d'estimer la perméabilité à l'air comme on l'a vu dans le chapitre 4. Pour cela, nous pouvons imaginer réaliser des expériences avec un dispositif permettant de contrôler les conditions aux limites en température, humidité relative et pression totale. De plus, la mesure de la pression totale à l'extérieur et dans l'échantillon sont nécessaires afin de vérifier la fiabilité du modèle.

D'autre part, ces modèles de transferts d'humidité pourraient être appliqués à d'autres matériaux afin d'étudier l'importance des nouveaux phénomènes modélisés dans d'autres cas.

Dans ce travail, les modèles complexes ont été développés uniquement pour étudier les transferts de masse en supposant, en première approximation, une température constante malgré la présence de variations. Une progression dans la modélisation du comportement des matériaux devra s'accompagner du développement de modèles couplés avec la température. Ainsi, cela permettra de prendre en compte le couplage entre les transferts d'humidité et de chaleur ainsi que d'autres phénomènes liés à la température comme indiqué précédemment.

L'amélioration du modèle de transfert dans les matériaux nécessite de prendre en compte l'hystérésis avec un modèle plus complexe et plus précis que celui utilisé dans ce travail [130, 131, 169, 170]. Il s'agit de modéliser les courbes de sorption intermédiaires du matériau car dans notre configuration expérimentale nous ne sommes jamais sur les isothermes primaires. De plus, comme on l'a vu dans le chapitre 5, il est nécessaire de modéliser l'impact de la température sur l'isotherme de sorption afin d'améliorer la prédiction et la compréhension des phénomènes [37, 38, 133] mais également la diffusion d'humidité par un gradient de température [131].

Impact des transferts couplés sur l'ambiance intérieure

Dans ce manuscrit, l'étude s'est limitée à l'échelle du volume d'air qui permettait de faire des mesures en conditions contrôlées. Néanmoins, au début de ce travail doctoral nous avons entrepris une étude dans un bâtiment en CLT en s'intéressant au confort des occupants. Quelques pièces de ce bâtiment ont été instrumentées avec des capteurs de température, d'humidité relative, de CO₂, de COV, de particules et de domotique pour voir la présence des occupants. Les premiers résultats, non présentés ici, ont mis en évidence la complexité de l'étude notamment par la présence des occupants, la non-maîtrise des conditions de chauffage et d'ouverture de fenêtres et de portes et l'effet tampon du mobilier [67]. La mise en évidence des effets du revêtement en bois sur les conditions intérieures demanderait une étude plus approfondie. Ceci est néanmoins difficile à mettre en œuvre dans un bâtiment occupé sans être trop intrusif. Pour cela, il faudrait passer par une étude dans un bâtiment test où l'on mesure et maîtrise les charges internes et développer une instrumentation adaptée.

Les verrous mis en évidence à l'échelle du bâtiment montrent l'intérêt de mener également des travaux à une échelle intermédiaire comme par exemple à l'échelle d'une pièce avec des conditions contrôlées ou en conditions climatiques réelles. On pourrait imaginer étudier 2 pièces adjacentes dont l'une serait recouverte d'un revêtement en bois et l'autre en plâtre ou avec de l'aluminium pour étudier l'influence du bois et des transferts couplés sur les conditions de température et d'humidité intérieure. La modélisation utilisée dans notre travail, de type nodale représentant le volume d'air par un seul nœud où la température et l'humidité relative sont homogènes, ne serait pas suffisante pour

décrire le comportement dans le cas d'une pièce par exemple. Il faudrait utiliser une description plus détaillée pour obtenir de bons résultats et les comparer aux mesures.

Annexe A

Résultats supplémentaires du chapitre 3 sur le bois massif contrecollé

Cette annexe complète et confirme les résultats du chapitre 3 sur le comportement des échantillons de CLT.

A.1 Identification des propriétés

La comparaison entre mesure et simulation montre que les résultats obtenus avec les propriétés a priori sont proches des mesures mais ne permettent pas une bonne prédiction du comportement.

Échantillon B avec colle - échelon 75%-33%

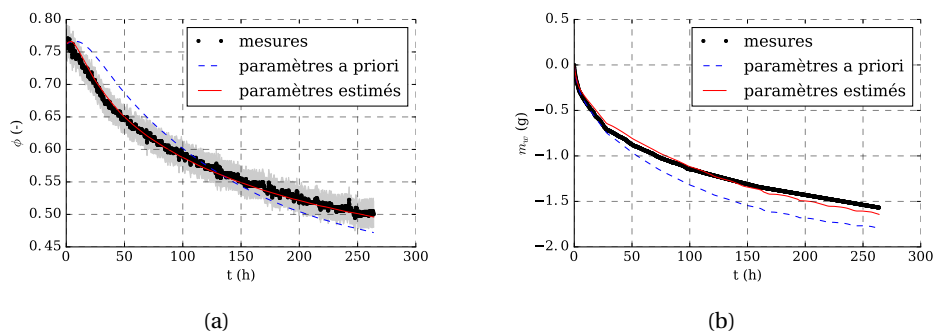


FIGURE A.1 – Comparaison entre mesure et simulation : (a) humidité relative en bas de l'échantillon, (b) changement de masse de l'échantillon.

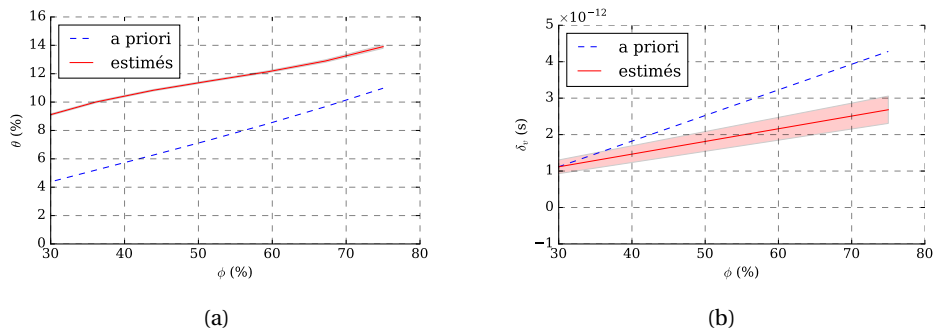


FIGURE A.2 – Propriétés identifiées pour l'échantillon B soumis à un échelon 75%-33% : (a) isotherme de sorption, (b) perméabilité à la vapeur.

Échantillon C sans colle - échelon 75%-33%

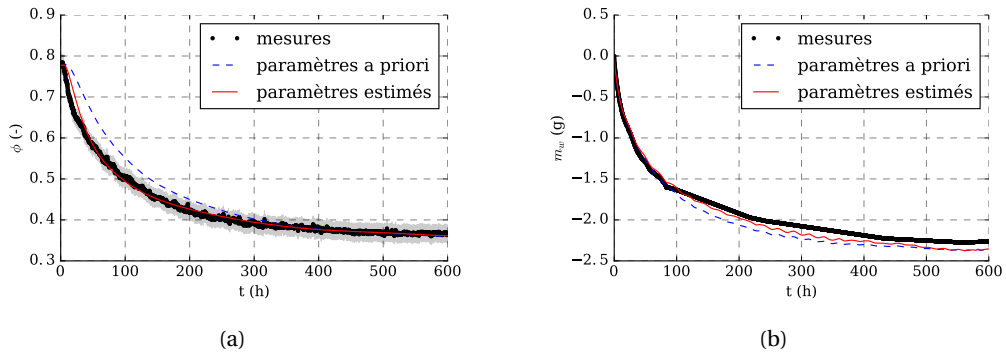


FIGURE A.3 – Comparaison entre mesure et simulation : (a) humidité relative en bas de l'échantillon, (b) changement de masse de l'échantillon.

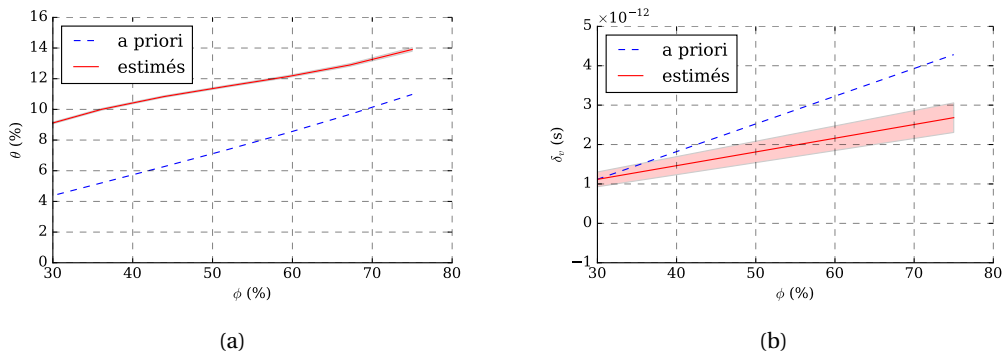


FIGURE A.4 – Propriétés identifiées pour l'échantillon C soumis à un échelon 75%-33% : (a) isotherme de sorption, (b) perméabilité à la vapeur.

Échantillon D sans colle - échelon 75%-33%

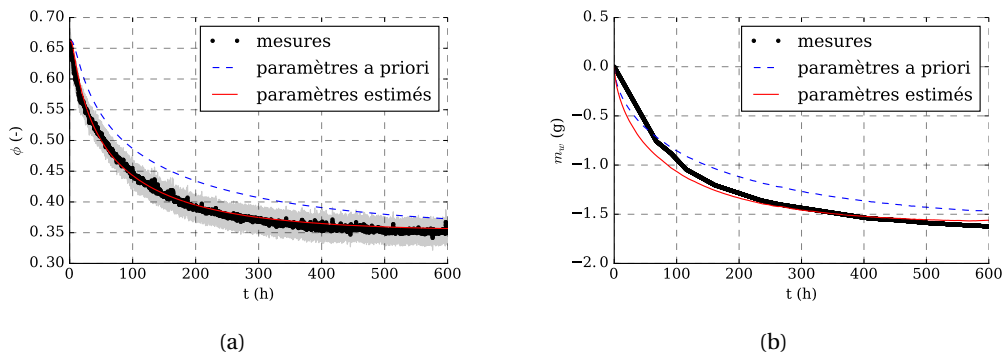


FIGURE A.5 – Comparaison entre mesure et simulation : (a) humidité relative en bas de l'échantillon, (b) changement de masse de l'échantillon.

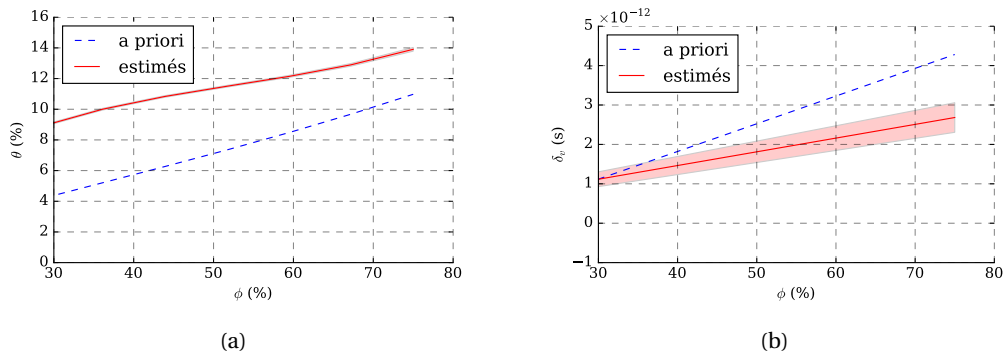


FIGURE A.6 – Propriétés identifiées pour l'échantillon D soumis à un échelon 75%-33% : (a) isotherme de sorption, (b) perméabilité à la vapeur.

Échantillon F sans colle - échelon 33%-75%

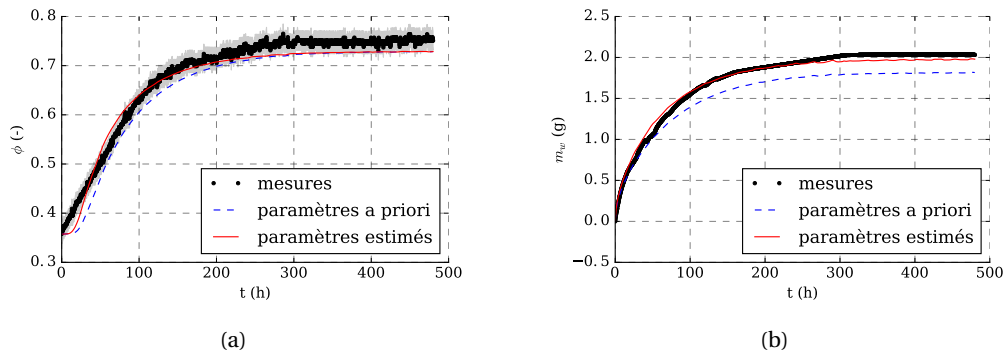


FIGURE A.7 – Comparaison entre mesure et simulation : (a) humidité relative en bas de l'échantillon, (b) changement de masse de l'échantillon.

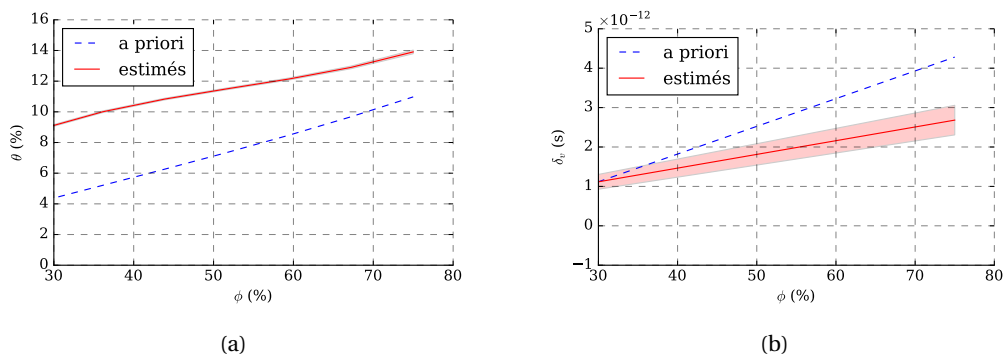


FIGURE A.8 – Propriétés identifiées pour l'échantillon F soumis à un échelon 33%-75% : (a) isotherme de sorption, (b) perméabilité à la vapeur.

Échantillon F sans colle - échelon 75%-33%

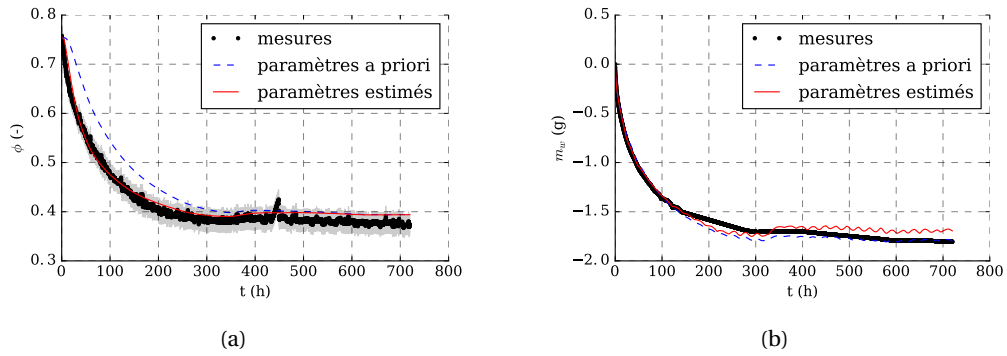


FIGURE A.9 – Comparaison entre mesure et simulation : (a) humidité relative en bas de l'échantillon, (b) changement de masse de l'échantillon.

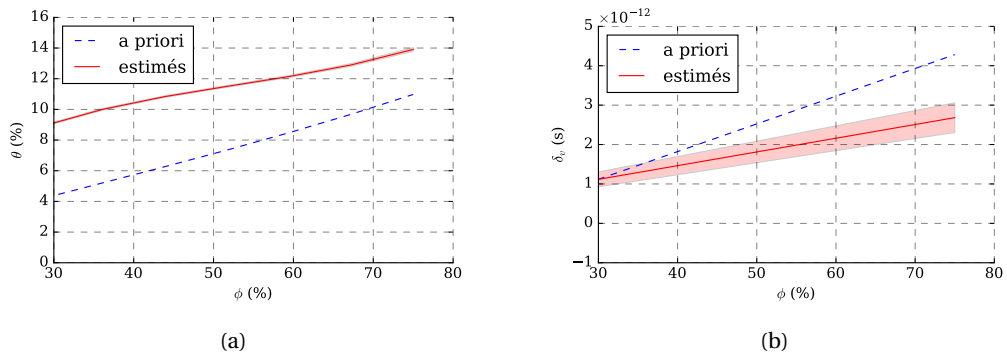


FIGURE A.10 – Propriétés identifiées pour l'échantillon F soumis à un échelon 75%-33% : (a) isotherme de sorption, (b) perméabilité à la vapeur.

A.2 Influence de la colle sur les propriétés estimées

Concernant l'influence de la colle sur les propriétés estimées, les résultats sur les échelons 75%-33% et 10%-75% confirment ceux du chapitre 3 présentés sur l'échelon 33%-75% : la perméabilité des échantillons avec colle est plus faible que ceux sans colle comme on le voit sur les Figures A.12b et A.11b. La tendance sur l'isotherme de sorption est moins systématique.

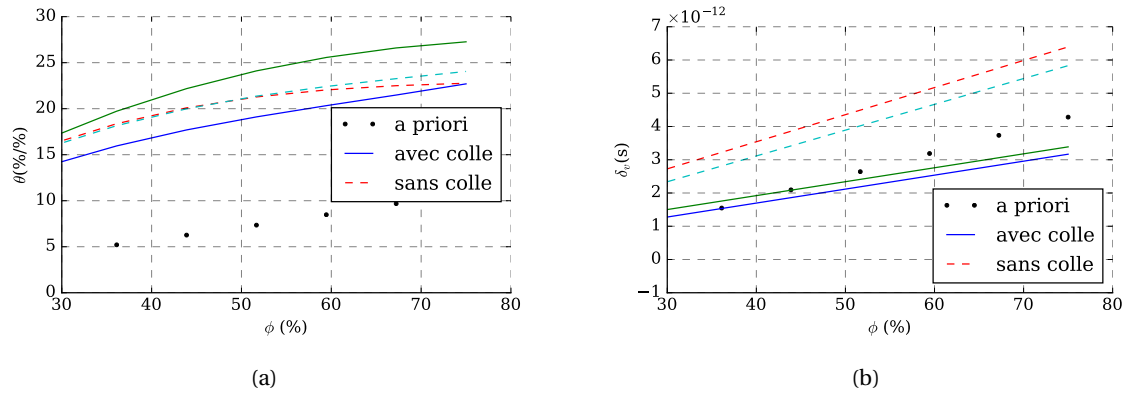


FIGURE A.11 – Propriétés identifiées pour un échelon 75%-33% : (a) isotherme de sorption, (b) perméabilité à la vapeur.

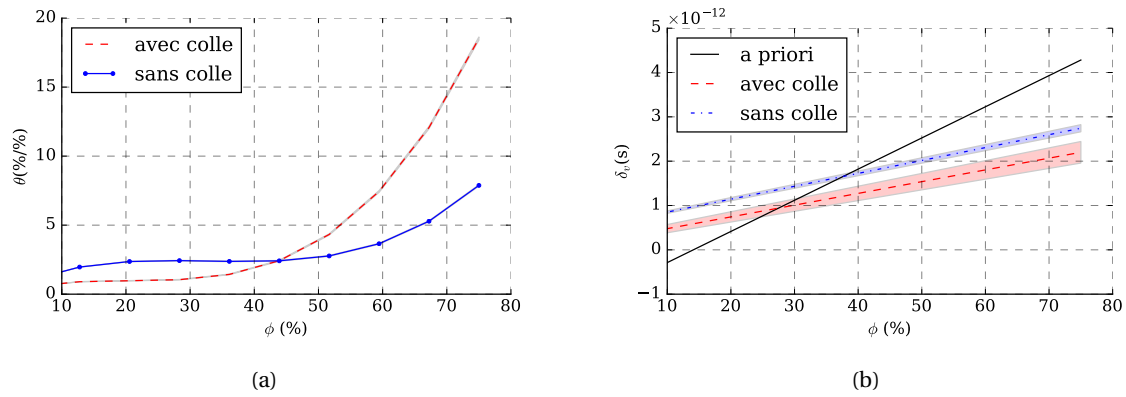


FIGURE A.12 – Propriétés identifiées pour un échelon 10%-75% : (a) isotherme de sorption, (b) perméabilité à la vapeur.

A.3 Dispersion des propriétés des échantillons sans colle

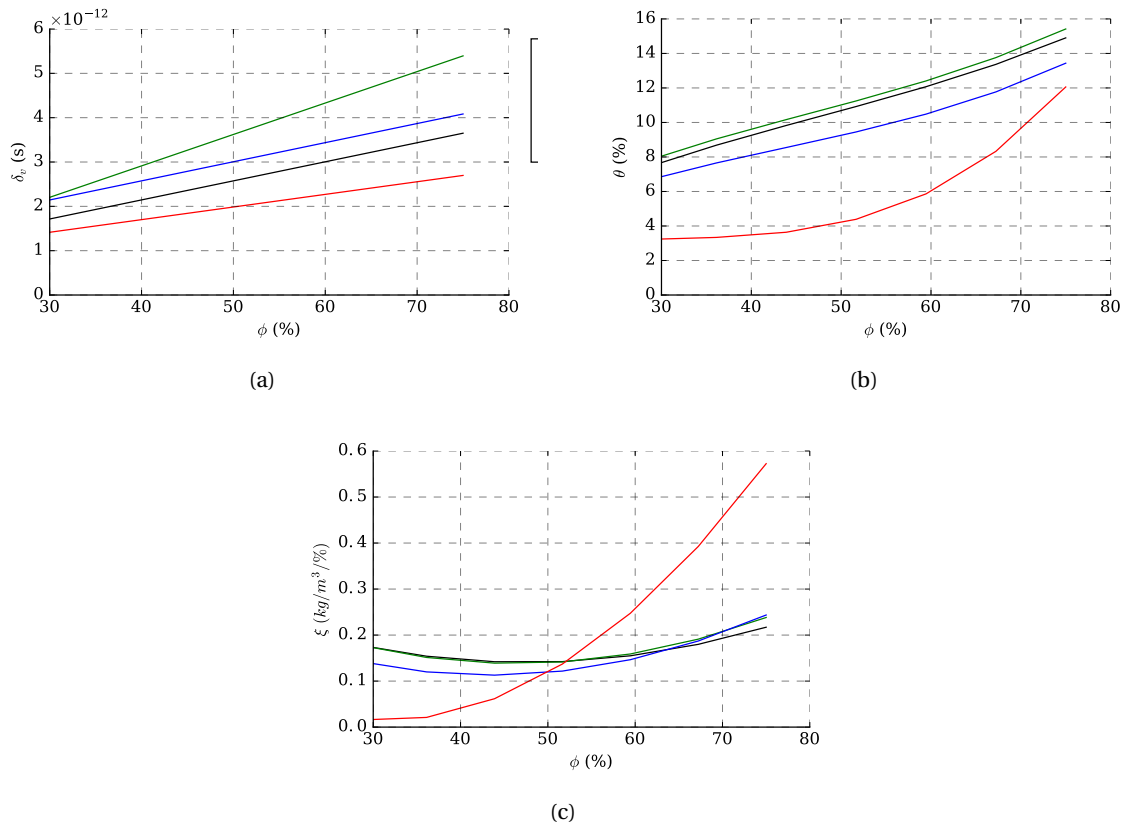


FIGURE A.13 – Dispersion des résultats du CLT sans colle : (a) perméabilité à la vapeur, (b) isotherme d'adsorption, (c) pente de l'isotherme.

Annexe B

Validations des nouveaux modèles numériques

Cette annexe complète les résultats du chapitre 4 sur les nouveaux modèles de transfert de masse. On y présente notamment la validation de l'implémentation des modèles non-équilibre et advectif-diffusif et une discussion sur l'hypothèse de température constante dans les modèles.

B.1 Modèle non-équilibre

B.1.1 Schéma numérique

Le modèle qui prend en compte le non-équilibre local a été implémenté dans le logiciel Matlab en utilisant un schéma EULER explicite standard. Il s'agit du même schéma qui a été utilisé pour le modèle diffusif classique et qui est décrit dans le chapitre 1.

Dans le cas d'une simple équation de diffusion (Équation (1.31)) où l'on considère le coefficient de diffusion v constant, le schéma d'Euler explicite standard peut être écrit comme :

$$\frac{u_j^{n+1} - u_j^n}{\Delta t} = v \frac{u_{j-1}^n - 2u_j^n + u_{j+1}^n}{\Delta x^2}, \quad j = 1, \dots, N-1, \quad n \geq 0. \quad (\text{B.1})$$

Pour un problème non-linéaire (v non constant), l'équation devient :

$$\frac{u_j^{n+1} - u_j^n}{\Delta t} = \frac{1}{\Delta x} \left[\left(v \frac{\partial u}{\partial x} \right)_{j+\frac{1}{2}}^n - \left(v \frac{\partial u}{\partial x} \right)_{j-\frac{1}{2}}^n \right] \quad (\text{B.2})$$

où

$$\left(v \frac{\partial u}{\partial x} \right)_{j+\frac{1}{2}}^n = \frac{1}{\Delta x} v_{j+\frac{1}{2}}^n (u_{j+1}^n - u_j^n) \quad (\text{B.3})$$

Et

$$\left(v \frac{\partial u}{\partial x} \right)_{j-\frac{1}{2}}^n = \frac{1}{\Delta x} v_{j-\frac{1}{2}}^n (u_j^n - u_{j-1}^n) \quad (\text{B.4})$$

B.1.2 Validation

Le modèle non-équilibre a été validé en comparant les résultats avec ceux obtenus avec la solution analytique donnée par la fonction de Matlab, Chebfun comme dans le chapitre 1.

Nous gardons les notations adimensionnelles du chapitre 4 : P_v^* est la variable adimensionnelle pour la pression de vapeur et P_b^* celle de la pression de l'eau liée.

La validation a été réalisée pour un cas non-linéaire avec les propriétés de l'isolant fibre de bois qui dépendent de l'humidité et de la température. Nous appliquons des conditions aux limites pour la pression de type sinusoïdal différentes de part et d'autre de l'échantillon.

D'un côté nous avons :

$$P_{v a}^* = 1 + 0.03 \sin(2\pi t)$$

et de l'autre

$$P_{v a}^* = 1 - 0.06 \sin(2\pi t)$$

L'erreur entre la solution $u^{num}(x, t)$, obtenue par la méthode numérique, et la solution de référence $u^{ref}(x, t)$, est calculée en fonction de x et de t par les formulations suivantes :

$$\varepsilon_t(x) \stackrel{\text{def}}{=} \sqrt{\frac{1}{N_t} \sum_{j=1}^{N_t} \left(u_j^{num}(x, t) - u_j^{ref}(x, t) \right)^2}, \quad (\text{B.5a})$$

$$\varepsilon_x(t) \stackrel{\text{def}}{=} \sqrt{\frac{1}{N_x} \sum_{j=1}^{N_x} \left(u_j^{num}(x, t) - u_j^{ref}(x, t) \right)^2}. \quad (\text{B.5b})$$

On voit que l'erreur est inférieure à 10^{-3} pour les deux variables, P_v^* et P_b^* , ce qui est satisfaisant pour valider l'implémentation du modèle. De plus, on voit que l'erreur sur la pression de vapeur est largement supérieure à celle sur la pression d'eau liée. Cela peut s'expliquer par le fait que l'équation différentielle sur P_b^* est plus simple à résoudre que celle de P_v^* (Équation 16 Section 4.3 du Chapitre 4).

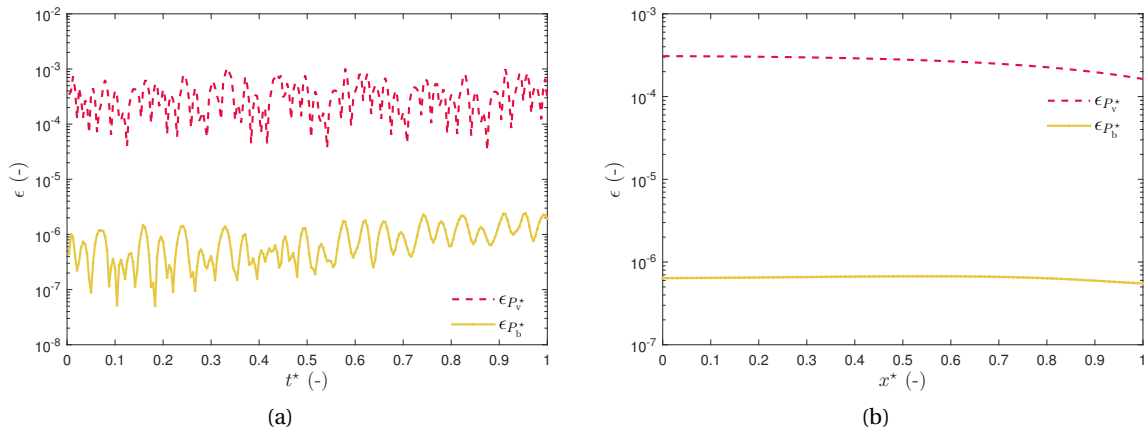


FIGURE B.1 – Erreur entre les deux solutions : (a) en fonction de t , (b) en fonction de x .

B.2 Modèle diffusif-advectif

B.2.1 Schéma numérique

Pour le modèle diffusif-advectif, le schéma de DUFORT-FRANKEL est utilisé car il est bien adapté pour les modèles fortement non-linéaires [171] comme c'est le cas ici.

En appliquant ce schéma pour l'équation de diffusion avec ν constant, on obtient :

$$\frac{u_j^{n+1} - u_j^{n-1}}{2\Delta t} = \nu \frac{u_{j-1}^n - (u_j^{n-1} + u_j^{n+1}) + u_{j+1}^n}{\Delta x^2}, \quad j = 1, \dots, N-1, \quad n \geq 0, \quad (\text{B.6})$$

où le terme $2u_j^n$ qui apparaissait dans l'Équation (B.1) est remplacé par $u_j^{n-1} + u_j^{n+1}$. Le schéma de DUFORT-FRANKEL, représenté dans la Figure B.2, est un schéma explicite car l'Équation (B.6) peut être résolue pour u_j^{n+1} de manière à obtenir l'expression discrète suivante :

$$u_j^{n+1} = \frac{1 - \lambda}{1 + \lambda} u_j^{n-1} + \frac{\lambda}{1 + \lambda} (u_{j+1}^n + u_{j-1}^n),$$

avec

$$\lambda \stackrel{\text{def}}{=} 2\nu \frac{\Delta t}{\Delta x^2}.$$

De plus, comme cela a été montré dans [171], ce schéma est *inconditionnellement stable*.

Dans le cas non-linéaire (ν non constant), le schéma numérique peut être exprimé par l'équation (B.2). En utilisant les Équations (B.3) et (B.4), on peut exprimer le terme de droite comme :

$$\frac{1}{\Delta x} \left[\left(\nu \frac{\partial u}{\partial x} \right)_{j+\frac{1}{2}}^n - \left(\nu \frac{\partial u}{\partial x} \right)_{j-\frac{1}{2}}^n \right] = \frac{1}{\Delta x^2} \left[\nu_{j+\frac{1}{2}}^n (u_{j+1}^n - u_j^n) - \nu_{j-\frac{1}{2}}^n (u_j^n - u_{j-1}^n) \right]$$

Utiliser le schéma DUFORT-FRANKEL revient à remplacer le terme u_j^n par $\frac{u_j^{n-1} + u_j^{n+1}}{2}$. On peut obtenir l'expression explicite suivante pour u_j^{n+1} :

$$u_j^{n+1} = \frac{1 - \lambda_1}{1 + \lambda_1} u_j^{n-1} + \frac{\lambda_2}{1 + \lambda_1} u_{j+1}^n + \frac{\lambda_3}{1 + \lambda_1} u_{j-1}^n,$$

avec

$$\lambda_1 \stackrel{\text{def}}{=} \frac{\Delta t}{\Delta x^2} (\nu_{j+\frac{1}{2}}^n + \nu_{j-\frac{1}{2}}^n), \quad \lambda_2 \stackrel{\text{def}}{=} \frac{2\Delta t}{\Delta x^2} \nu_{j+\frac{1}{2}}^n, \quad \lambda_3 \stackrel{\text{def}}{=} \frac{2\Delta t}{\Delta x^2} \nu_{j-\frac{1}{2}}^n.$$

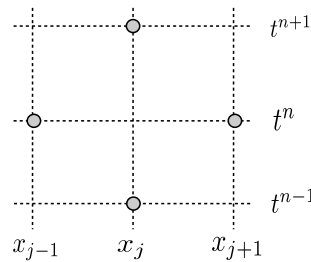


FIGURE B.2 – Représentation du schéma de DUFORT-FRANKEL.

B.2.2 Validation

La démarche de validation est la même que celle utilisée pour le modèle non-équilibre. Ici, w est la variable adimensionnelle pour la pression totale comme dans le chapitre 4.

Pour les conditions aux limites, d'un côté nous avons :

$$P_{v a}^* = t + \sin(2\pi t), \quad \frac{\partial P_a^*}{\partial x} = 0.$$

et de l'autre

$$P_{v a}^* = t + \sin(\pi t), \quad P_{a a}^* = \sin\left(\frac{2\pi}{8} t\right)^6.$$

Nous pouvons comparer l'évolution des variables P_v^* et P_a^* en fonction du temps et de l'espace. Les courbes des Figures B.3a et B.4a montrent que l'accord entre le modèle et la référence est bon pour l'évolution en fonction au deux positions présentées. Néanmoins, on observe que la correspondance sur le profil de la pression est un peu moins bonne (Figure B.4b).

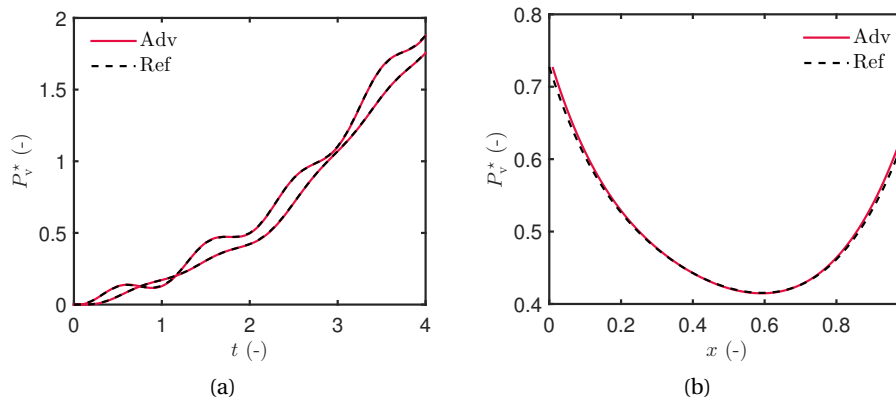


FIGURE B.3 – Évolution de P_v^* : (a) en fonction du temps, (b) en fonction de x .

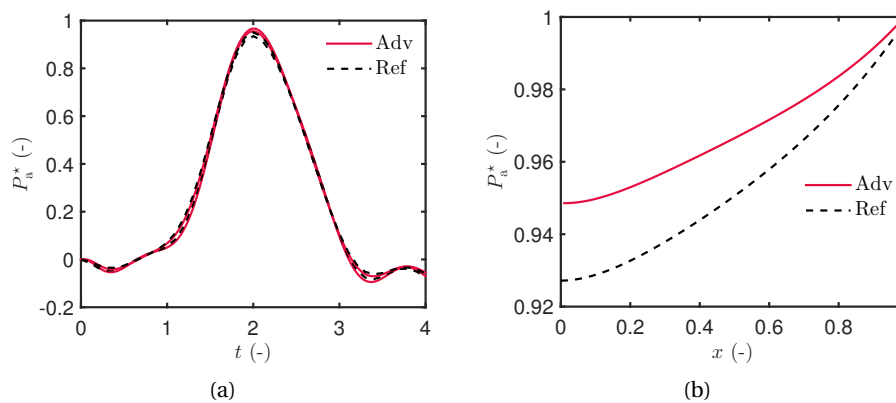


FIGURE B.4 – Évolution de P_a^* : (a) en fonction du temps, (b) en fonction de x .

On souhaite donc vérifier si le modèle est validé, pour cela on calcule l'erreur en fonction de x avec l'Équation (B.5a)). La Figure B.5 présente les résultats pour les deux variables. On voit que l'erreur sur P_a^* est supérieure à celle sur P_v^* . Néanmoins, au maximum l'erreur sur P_a^* est de l'ordre de 10^{-2} ce qui semble acceptable. L'erreur sur P_v^* est encore plus faible.

Les résultats montrent que même si la correspondance est moins bonne que pour le modèle non-équilibre, l'erreur est suffisamment faible pour valider l'implémentation du modèle.

B.3 Effet de l'échelon initial de température

Le transfert de masse est modélisé en considérant les conditions isothermes (24°C) même si l'échantillon est initialement séché dans une étuve $T = 70^\circ\text{C}$. L'échelon de température entre 24°C

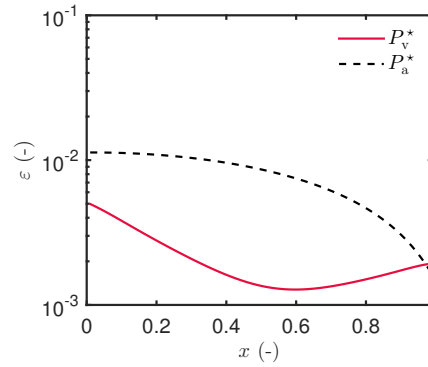


FIGURE B.5 – Erreur en fonction de x.

et 70°C n'est pas pris en compte. Afin de savoir si cette hypothèse est justifiée, une simulation est réalisée en considérant les conditions initiales correctes avec le modèle diffusif classique.

La Figure B.6a présente les deux simulations pour la pression de vapeur avec et sans palier de température initial. Les écarts entre les deux courbes semblent apparaître uniquement au début de la simulation. L'effet de l'échelon initial de température disparaît rapidement, puis les courbes se superposent. La différence dans la première heure entre les deux cas est présentée dans la Figure B.6b. Cette différence devient inférieure à l'incertitude de mesure après 10 minutes seulement puis tend vers zéro. Par conséquent, l'échelon initial de température peut être négligé.

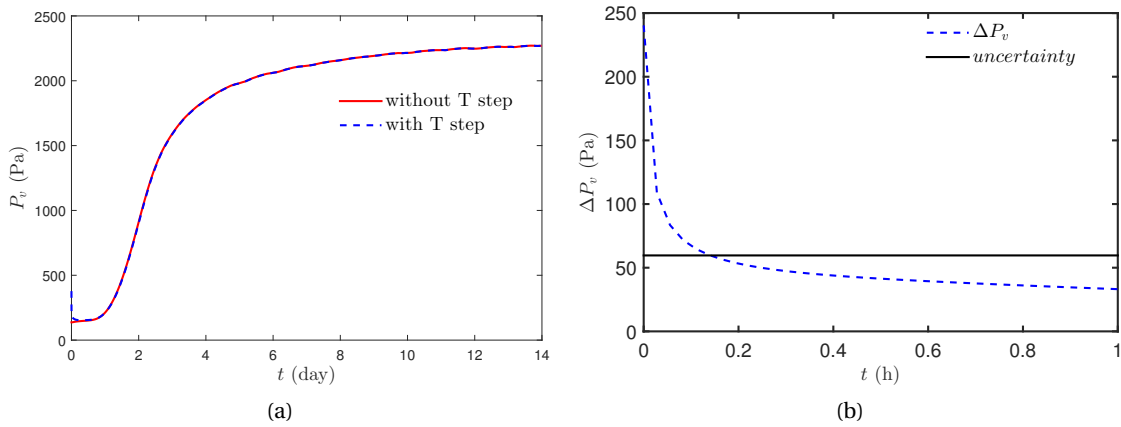


FIGURE B.6 – Effet de l'échelon initial de température : (a) pression de vapeur, (b) différence avec et sans échelon de température.

Annexe C

Résultats supplémentaires du chapitre 5

Cette annexe ajoute quelques précisions sur les capteurs utilisés dans l'instrumentation des cubes qui font l'objet du chapitre 5 ainsi que sur les données expérimentales.

C.1 Test de la réponse d'un thermo-hygromètre

Nous souhaitons vérifier la réponse des thermo-hygromètres lorsqu'ils sont entourés de sciure comme cela est le cas dans la paroi de CLT. Pour cela nous avons placé les capteurs dans un tube en plastique avec une membrane GoreTex qui permet de laisser passer la vapeur d'eau mais pas l'eau liquide. Nous avons ensuite mis de la sciure de bois et bouché le haut avec de la pâte à bois (Figure C.1) afin de reproduire la configuration de l'instrumentation des parois de CLT du cube. L'ensemble a ensuite été placé dans la RH-Box pour le soumettre à différentes conditions d'humidité relative pour étudier son comportement en dynamique. Les résultats du capteur avec sciure sont comparés à ceux obtenus avec un capteur SHT directement en contact avec l'air ambiant de la RH-Box.



FIGURE C.1 – Photos de la mise en place des capteurs pour tester la réponse avec sciure : (a) étape 1 : capteur dans sciure, (b) étape 2 : mise en place de la pâte à bois.

La Figure C.2 présente la comparaison des deux capteurs soumis à des échelons 33%-75% puis 75%-33%. La dynamique n'est pas la même entre les deux capteurs : la sciure de bois ralentit la dynamique de par son effet hygroscopique et sa perméabilité à la vapeur inférieure à celle de l'air. Par contre, le niveau en régime permanent n'est pas modifié par la présence de la sciure de bois.

Ainsi, en remplissant les trous de la paroi de CLT avec de la sciure de bois on diminue la discontinuité du matériau. Cela permet d'assurer que la valeur mesurée par le capteur correspond bien au comportement du matériau en considérant l'équilibre entre les deux.

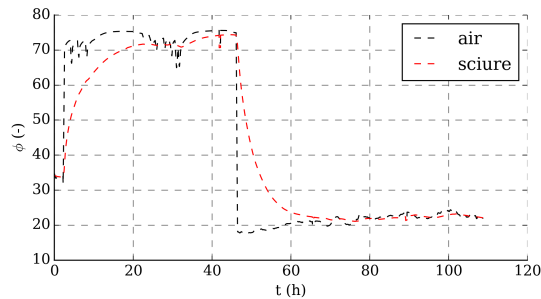


FIGURE C.2 – Comparaison de la réponse du capteur avec et sans sciure.

C.2 Comparaison entre TC et SHT

Au niveau des surfaces des parois, nous avons utilisé deux types de capteurs pour la mesure de la température : des thermocouples et des thermo-hygromètres.

Les Figures C.3 et C.4 comparent les résultats entre thermocouple et thermo-hygromètre sur la surface extérieure et intérieure respectivement. Les écarts entre les deux capteurs sont très faibles (Figures C.3a et C.4a). La différence entre les deux capteurs (Figures C.3b et C.4b) n'est pas la même pour les différentes positions. Les résultats montrent qu'au cours d'une expérience, les écarts sont assez faibles notamment pour la surface intérieure. Cela permet de s'assurer de la cohérence du système de mesure des températures.

Ces écarts peuvent être expliqués par une différence de positionnement entre les deux types de capteur. En effet, les thermo-hygromètres sont plus difficiles à positionner sur une paroi car il existe une petite lame d'air entre la paroi et le capteur alors que les thermocouples peuvent être plus proches de la surface en les scotchant. De manière générale les températures de surface sont difficiles à mesurer.

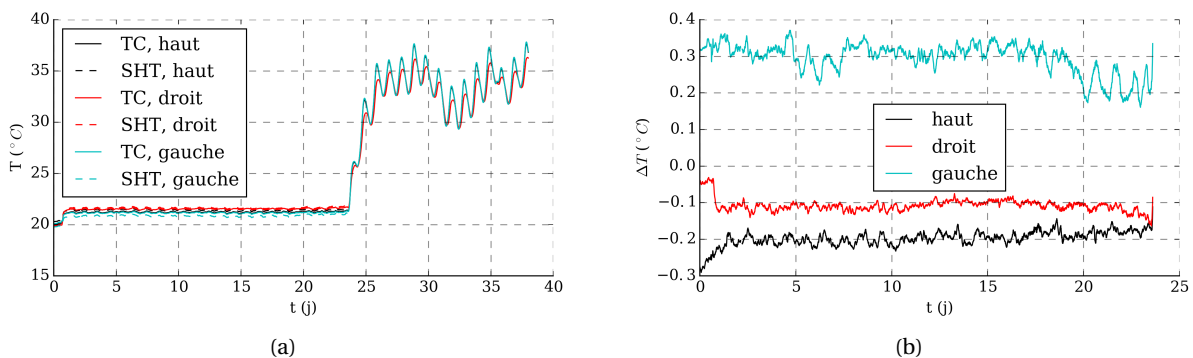


FIGURE C.3 – Comparaison des résultats obtenus pour les thermocouples et les thermo-hygromètres pour le cube B coté extérieur : (a) température, (b) différence de température.

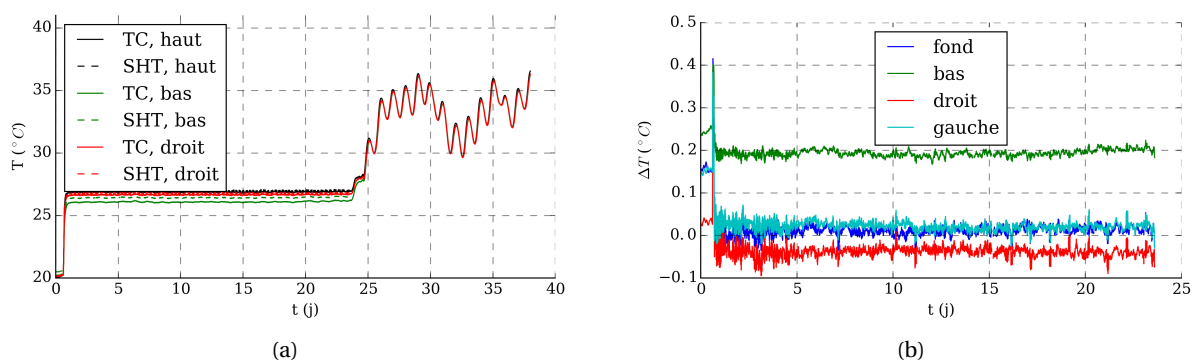


FIGURE C.4 – Comparaison des résultats obtenus pour les thermocouples et les thermo-hygromètres pour le cube B coté intérieur : (a) température, (b) différence de température.

C.3 Étalonnage TC

C.3.1 Fonctionnement

La Figure C.5 présente un schéma d'un thermocouple. Les matériaux M1 et M2 qui le constituent sont soudés à une extrémité en un point que l'on appelle communément «soudure chaude». L'autre extrémité (les points F1 et F2) est reliée à un système d'acquisition, soit un voltmètre, soit une centrale d'acquisition afin de pouvoir lire la force électromotrice résultante de la température. Les extrémités F1 et F2, communément appelées «soudure froide», doivent être placées à la même température afin de simplifier la conversion de la tension mesurée en température. Pour cela, il est possible d'utiliser un boîtier isolé appelé boîtier de compensation de soudure froide afin de conserver une température constante. La tension mesurée par le voltmètre est fonction de l'écart entre la température de la soudure chaude et la température des soudures froides, il est donc nécessaire de connaître précisément la température de soudure froide.

Ce type de boîtier a été utilisé pour l'acquisition dans le cube. Dans le boîtier de compensation, la température de soudure froide a été mesurée avec une sonde de précision (PT100) avec une précision de 0.06°C . Le boîtier où se trouvent toutes les soudures froides a été placé dans une boîte en polystyrène.

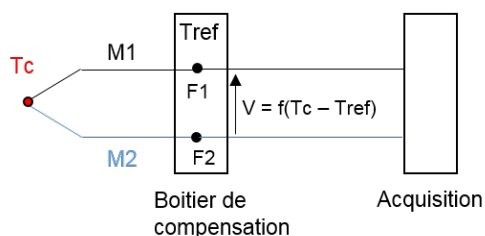


FIGURE C.5 – Schéma de fonctionnement d'un thermocouple avec compensation de soudure froide.

C.3.2 Principe de l'étalonnage

Les thermocouples ont été fabriqués au laboratoire puis étalonnés en comparant leur résultats à ceux d'une sonde de référence d'une précision de $\pm 0.06^{\circ}\text{C}$ (PT100) lorsqu'ils sont placés dans un bain

thermostaté. L'étalonnage consiste donc à plonger les thermocouples dans un bain thermostaté pour différentes valeurs de température sur une plage correspondante aux conditions expérimentales (de 10°C à 50°C par pas de 10°C). Tous les capteurs sont positionnés dans un bloc de cuivre possédant des emplacements prévus à cet effet. Les valeurs mesurées sont comparées à la valeur de référence. Nous mesurons la tension V délivrée par le TC et nous prenons en compte la tension au niveau de la soudure froide V_2 . La Figure C.6a présente une courbe obtenue lors de cette étape pour les différentes températures. Cela nous permet d'obtenir une équation pour chaque thermocouple pour corriger les valeurs brutes relevées. Ces équations sont utilisées lors du traitement des données expérimentales.

Après l'étalonnage, nous faisons une phase de vérification qui consiste à comparer les résultats entre les données corrigées et les données de référence pour différentes températures afin de déterminer l'incertitude de mesure des capteurs. La Figure C.6b montre que la différence entre les capteurs et la référence est inférieure à 0.04°C , ce qui est largement acceptable. L'écart semble augmenter avec la température. En appliquant la propagation des incertitudes, nous obtenons une incertitude de mesure de 0.1°C .

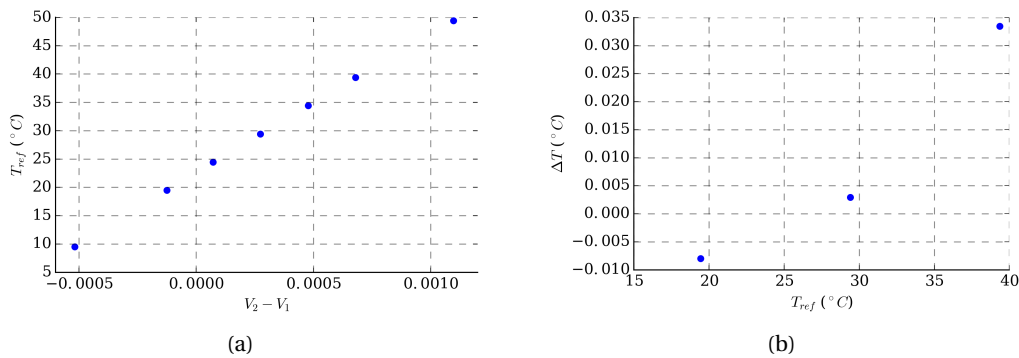


FIGURE C.6 – Étalonnage des thermocouples : (a) courbe pour déterminer le polynôme, (b) différence de température pendant la vérification.

C.4 Étalonnage SHT

Nous effectuons le même type de procédure pour les thermo-hygromètres. L'étalonnage est plus complexe pour ce capteur qui mesure à la fois la température et l'humidité relative. Le dispositif utilisé pour contrôler la température et l'humidité relative est une enceinte climatique (Figure C.7b). Nous plaçons les capteurs SHT ainsi qu'un capteur de référence à miroir refroidi dans le volume de l'enceinte par une ouverture prévue à cet effet (Figure C.7a). Plusieurs conditions de température et d'humidité sont testées : $T \approx [10, 15, 20, 25, 30, 35]^{\circ}\text{C}$ et $\phi \approx [0.3, 0.4, 0.5, 0.6, 0.7, 0.8, 0.9]$. Pour ces différentes conditions, les valeurs de l'humidité relative mesurées sont comparées à celles obtenues avec le capteur de référence.

La Figure C.8a présente la comparaison de l'humidité relative entre un capteur et la référence pour une température de 25°C , cela permet de déterminer l'équation du polynôme à appliquer pour obtenir la correction des données brutes. L'écart entre le capteur et la référence est faible (Figure C.8b), inférieure à 0.08 ce qui est plus petit que l'incertitude sur le capteur SHT (0.18).

L'effet de la température est étudié dans la Figure C.9 en indiquant les valeurs de l'humidité relative mesurées par le capteur SHT pour les différentes température en fonction de la valeur de réf-

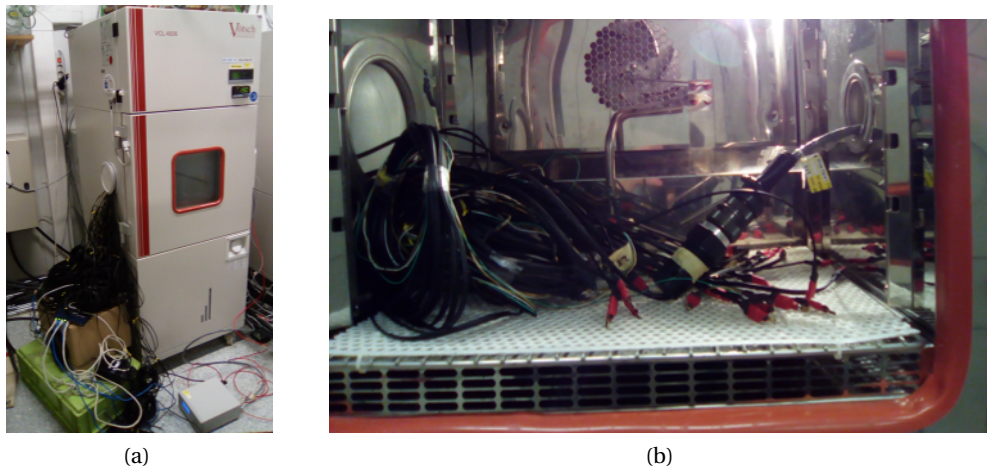


FIGURE C.7 – Étalonnage des thermo-hygromètre : (a) enceinte climatique, (b) intérieur de l'enceinte.

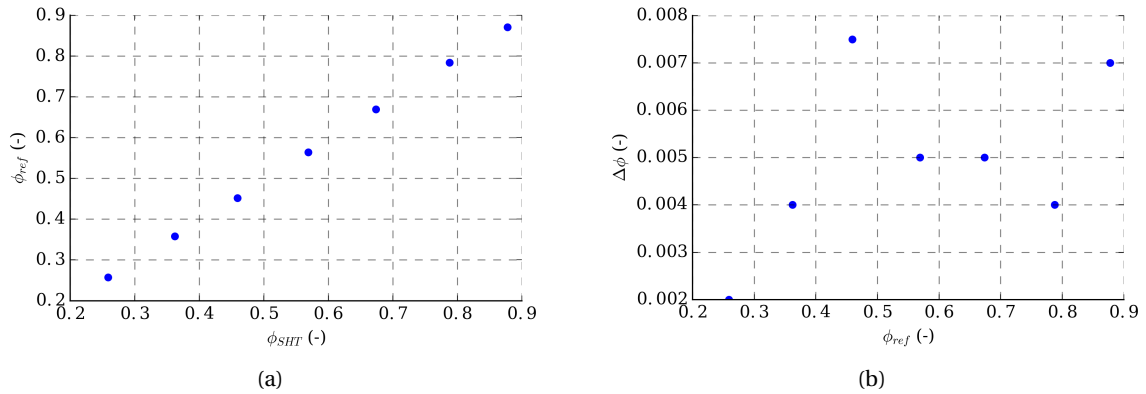


FIGURE C.8 – Étalonnage des thermo-hygromètres à 25°C : (a) courbe pour déterminer le polynôme, (b) différence avec la référence.

rence. Lorsque le niveau d'humidité est bas ($\phi < 0.4$), les valeurs mesurées pour les différentes températures sont proches. Ensuite, l'effet de la température est plus important : la dispersion augmente avec l'humidité relative. De plus, le niveau mesuré à basse température est plus faible que celui mesuré à plus haute température.

C.5 Comparaison paroi haut et fond

C.5.1 Echelon de température à l'intérieur

La Figure C.10 compare les résultats dans la paroi du haut et ceux de la paroi du fond. Pour cela, nous avons représenté la variation de la température, ΔT , de la pression de vapeur, ΔP_v , et de l'humidité relative, $\Delta\phi$, toutes définies par rapport à la valeur initiale : $\Delta u = u(t) - u^0$. L'évolution de la température (Figure C.10a) montre que le comportement global est le même mais la valeur de la température des capteurs situés sur la paroi haut et fond n'est pas la même. Cela peut être expliqué

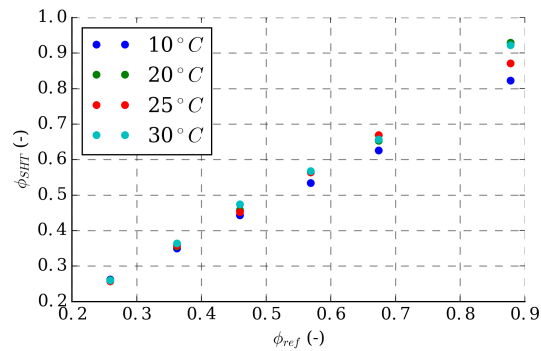


FIGURE C.9 – Effet de la température sur l'étalonnage du thermo-hygromètre.

par le fait que les capteurs ne sont pas positionnés exactement à la même position dans la paroi. Cette différence de température induit également une différence la valeur atteinte par la pression de vapeur (Figure C.10b). De plus, la pression de vapeur diminue plus rapidement pour la paroi du fond. Ce comportement est également visible pour l'évolution de l'humidité relative (Figure C.10c). L'augmentation de l'humidité est plus faible dans le cas de la paroi du fond. Ensuite, la décroissance est plus rapide. Le comportement est un peu différent pour les deux parois principalement pour l'humidité relative. Ceci peut être dû à la position des capteurs mais également à la stratification ou l'inhomogénéité de la température dans le cube.

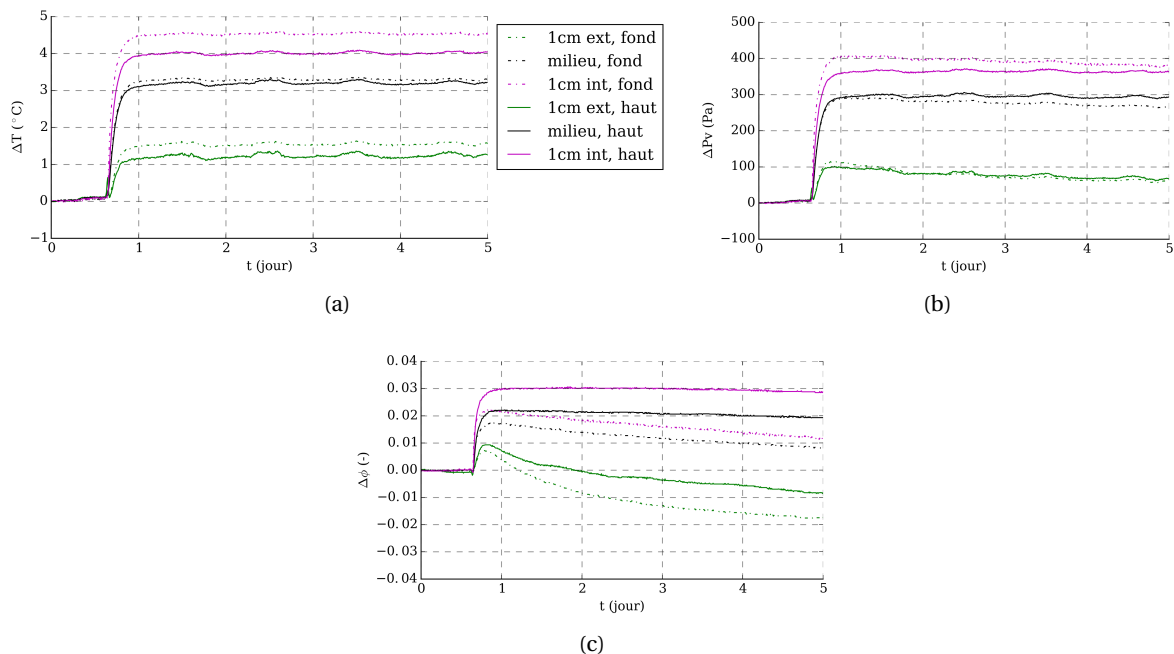


FIGURE C.10 – Comparaison des résultats expérimentaux entre la paroi haut et fond lors d'un échelon de température intérieure : (a) température, (b) pression de vapeur, (c) humidité relative.

C.5.2 Sollicitations hygriques

L'évolution de la température, présentée sur la Figure C.11a, montre qu'il y a un décalage entre les résultats obtenus dans la paroi du haut et du fond au cours de l'expérience d'humidification. Étant

donné que le décalage observé n'est pas constamment le même, on peut l'expliquer par le positionnement des capteurs dans la paroi et non par la stratification thermique. Néanmoins, les variations sont semblables entre les deux parois.

La différence de positionnement induit un écart sur le comportement hygrique. On observe une différence sur la pente de P_v (Figure C.11b) et de ϕ (Figure C.11c). Pour le capteur coté intérieur les variations sont plus rapides pour la paroi du fond que celle du haut, à la fois en adsorption et en désorption. Cela signifie qu'il est plus proche de l'intérieur du cube pour la paroi du fond comme le confirme les valeurs de la température. Pour le capteur du milieu c'est le contraire; il est plus proche de l'extérieur pour la paroi du fond. Ces résultats sont en accord avec les positions des capteurs données dans le Tableau 5.3 pour le cube A.

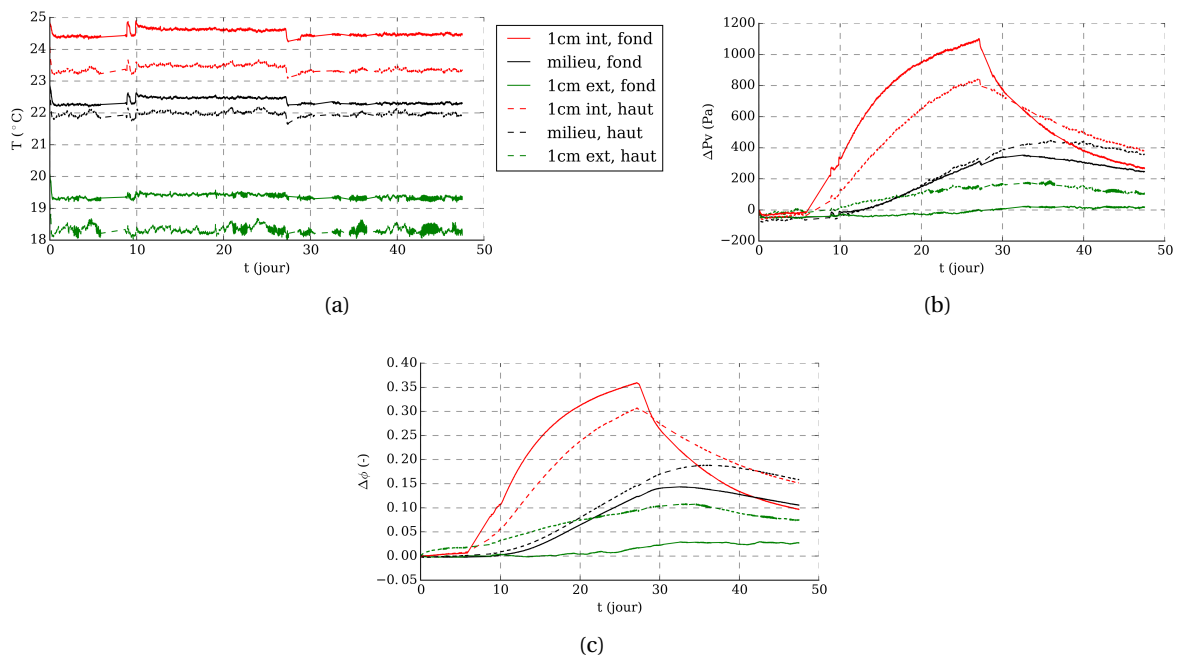


FIGURE C.11 – Comparaison des résultats expérimentaux entre la paroi haut et fond lors d'échelons d'humidité relative : (a) température, (b) pression de vapeur, (c) humidité relative.

Bibliographie

- [1] Rajendra K Pachauri, Myles R Allen, Vicente R Barros, John Broome, Wolfgang Cramer, Renate Christ, John A Church, Leon Clarke, Qin Dahe, Purnamita Dasgupta, et al. *Climate change 2014 : synthesis report. Contribution of Working Groups I, II and III to the fifth assessment report of the Intergovernmental Panel on Climate Change*. IPCC, 2014. 1
- [2] Agence de l'Environnement et de la Maîtrise de l'Énergie. *Chiffres clés : climat, air et énergie*. 2017. 1
- [3] Helisoa Rafidiarison. *Etudes expérimentales des transferts de masse et de chaleur dans les parois des constructions en bois, en vue de leur modélisation. Applications aux économies d'énergie et au confort dans l'habitat*. PhD thesis, Ecole Nationale Supérieure des Technologies et Industries du Bois, 2012. 1, 81, 82, 130, 170, 208
- [4] Saed Raji. *Caractérisation hygro-thermique, par une approche multi échelle, de constructions en bois massif en vue d'amélioration énergétique et de valorisation environnementale*. PhD thesis, 2006. Thèse de doctorat dirigée par Puiggali, Jean-Rodolphe et Lagièrre, Philippe Sciences physiques et de l'ingénieur. Sciences du bois Bordeaux 1 2006. 1, 81, 82
- [5] Stéphane Hameury. *The hygrothermal inertia of massive timber constructions*. PhD thesis, KTH, 2006. 1, 170, 208
- [6] MK Kumaran. *Iea annex 24 final report, vol. 3, task 3 : Material properties*. IEA, Acco Leuven, Leuven, 1996. 2, 24, 129
- [7] Juha Vinha. *Hygrothermal performance of timber-framed external walls in Finnish climatic conditions : a method for determining the sufficient water vapour resistance of the interior lining of a wall assembly*. PhD thesis, Tampere, 2007. 2
- [8] Ruut Peuhkuri, Carsten Rode, and Kurt Kielsgaard Hansen. Non-isothermal moisture transport through insulation materials. *Building and Environment*, 43(5) :811–822, 2008. 2
- [9] JW Meissner, N Mendes, KC Mendonça, and LM Moura. A full-scale experimental set-up for evaluating the moisture buffer effects of porous material. *International Communications in Heat and Mass Transfer*, 37(9) :1197–1202, 2010. 2
- [10] Xiangjin Yang, Paul Fazio, Hua Ge, and Jiwu Rao. Evaluation of moisture buffering capacity of interior surface materials and furniture in a full-scale experimental investigation. *Building and Environment*, 47 :188 – 196, 2012. International Workshop on Ventilation, Comfort, and Health in Transport Vehicles. 81

- [11] Yang Li, Paul Fazio, and Jiwu Rao. An investigation of moisture buffering performance of wood paneling at room level and its buffering effect on a test room. *Building and Environment*, 47 :205–216, 2012.
- [12] Kristin Lengsfeld, Andreas Holm, and Martin Krus. Moisture-buffering effect-experimental investigations and validation. In *6th International Conference on Indoor Air Quality, Ventilation and Energy Conservation in Buildings : Sustainable Built Environment, IAQVEC*, 2007. 2
- [13] Wahid Maref, Michael A. Lacasse, Daniel Booth, and others. Benchmarking of IRC’s Advanced Hygrothermal Model-hygIRC Using Mid-and Large-scale Experiments. Technical report, NRC, Institute for Research in Construction, 2002. 2
- [14] Targo Kalamees and Juha Vinha. Hygrothermal calculations and laboratory tests on timber-framed wall structures. *Building and Environment*, 38(5) :689–697, May 2003. 2, 82
- [15] Jan Carmeliet and Dominique Derome. Temperature driven inward vapor diffusion under constant and cyclic loading in small-scale wall assemblies : Part 1 experimental investigation. *Building and Environment*, 48 :48–56, February 2012. 2, 82
- [16] H. Yoshino, T. Mitamura, and K. Hasegawa. Moisture buffering and effect of ventilation rate and volume rate of hygrothermal materials in a single room under steady state exterior conditions. *Building and Environment*, 44(7) :1418–1425, July 2009. 2, 77, 81, 82
- [17] M. Steeman, M. Van Belleghem, M. De Paepe, and A. Janssens. Experimental validation and sensitivity analysis of a coupled BES-HAM model. *Building and Environment*, 45(10) :2202–2217, October 2010. 2, 78, 81, 82, 86
- [18] Tadiwos Zerihun Desta, Jelle Langmans, and Staf Roels. Experimental data set for validation of heat, air and moisture transport models of building envelopes. *Building and Environment*, 46(5) :1038–1046, 2011. 2
- [19] Carey Simonson. Energy consumption and ventilation performance of a naturally ventilated ecological house in a cold climate. *Energy and buildings*, 37(1) :23–35, 2005. 2
- [20] W Maref, B Ouazia, J Reardon, and M Rousseau. Ventilation and wall research house. In *Performance of exterior envelope of whole buildings X conference, Clearwater, USA*, 2007.
- [21] Jelle Langmans, Ralf Klein, Michel De Paepe, and Staf Roels. Potential of wind barriers to assure airtightness of wood-frame low energy constructions. *Energy and Buildings*, 42(12) :2376–2385, 2010.
- [22] David Allinson and Matthew Hall. Hygrothermal analysis of a stabilised rammed earth test building in the UK. *Energy and Buildings*, 42(6) :845–852, June 2010. 2, 80, 82
- [23] Thomas Busser, Julien Berger, Amandine Piot, Mickael Pailha, and Monika Woloszyn. Dynamic experimental method for identification of hygric parameters of a hygroscopic material. *Building and Environment*, 131 :197 – 209, 2018. 4, 81, 86
- [24] Jean-Pierre Michel. Observatoire économique de france bois forêt. 2012. 6

-
- [25] Oly Vololonirina, Marie Coutand, and Bernard Perrin. Characterization of hygrothermal properties of wood-based products - Impact of moisture content and temperature. *Construction and Building Materials*, 63 :223–233, July 2014. 6, 29, 86
- [26] CERA. Les usages du bois dans la construction. 2013. 6
- [27] Chady El Hachem. *Etude expérimentale et modélisation multi-échelles du comportement hygro-mécanique des matériaux poreux de construction*. PhD thesis, Université Paris-Saclay, 2017. 7, 8, 9, 10
- [28] M Faessel, C Delisée, F Bos, and P Castéra. 3d modelling of random cellulosic fibrous networks based on x-ray tomography and image analysis. *Composites science and technology*, 65(13) :1931–1940, 2005.
- [29] Christine Delisée, Jérôme Malvestio, Jérôme Lux, Patrick Castéra, Laurent Chaunier, and Laurent Chrusciel. Microstructure et propriétés de transport de matériaux isolants à base de fibres cellulosiques. In *Annales du Bâtiment et des travaux publics*, number 5, page 23, 2007. 10
- [30] Ruut Peuhkuri. Quantifying time dependent moisture storage and transport properties. *Research in Building Physics*, pages 43–51, 2003. 11, 131, 213
- [31] Kristian Krabbenhoft and Lars Damkilde. A model for non-Fickian moisture transfer in wood. *Materials and Structures*, 37(9) :615–622, 2004. 11, 131, 160, 163
- [32] John F Siau. Transport processes in wood. 1984. 11, 17
- [33] B Djolani. Hystérèse et effets de second ordre de la sorption d’humidité dans le bois aux températures de 5°, 21°, 35°, 50° c. In *Annales des Sciences Forestières*, volume 29, pages 465–474. EDP Sciences, 1972. 11
- [34] Alfred Joaquim Stamm et al. Wood and cellulose science. *Wood and cellulose science.*, 1964. 11
- [35] Jean-François Daïan. Equilibre et transferts en milieux poreux. 2013. 11
- [36] OC Bridgeman and EW Aldrich. Vapor pressure tables for water. *Journal of Heat Transfer*, 86(2) :279–286, 1964. 15
- [37] T Colinart and P Glouannec. Temperature dependence of sorption isotherm of hygroscopic building materials. part 1 : Experimental evidence and modeling. *Energy and Buildings*, 139 :360–370, 2017. 16, 129, 130, 185, 213
- [38] Xiaobo Zhang, Wolfgang Zillig, Hartwig M. Künzeli, Christoph Mitterer, and Xu Zhang. Combined effects of sorption hysteresis and its temperature dependency on wood materials and building enclosures - Part I : Measurements for model validation. *Building and Environment*, 106 :143–154, September 2016. 16, 129, 130, 185, 213
- [39] Amandine Piot. *Hygrothermique du bâtiment : expérimentation sur une maison à ossature bois en conditions climatiques naturelles et modélisation numérique*. PhD thesis, Institut National des Sciences Appliquées (INSA) de Lyon, 2009. 16, 80, 82

- [40] José Antonio Bellini Da Cunha Neto. *Transport d'humidité en matériau poreux en présence d'un gradient de température. Caractérisation expérimentale d'un béton cellulaire*. PhD thesis, 1992. 17
- [41] Hartwig M. Künzle. Simultaneous heat and moisture transport in building components. 1995. 17, 21
- [42] Hans Janssen. Thermal diffusion of water vapour in porous materials : Fact or fiction? *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 54(7-8) :1548–1562, March 2011. 18
- [43] Stephen Whitaker. Flow in porous media i : A theoretical derivation of darcy's law. *Transport in porous media*, 1(1) :3–25, 1986. 19
- [44] AV Luikov. *Heat and mass transfer in capillary bodies*. 1966. 20, 23, 32
- [45] H. Janssen. Simulation efficiency and accuracy of different moisture transfer potentials. *Journal of Building Performance Simulation*, 7(5) :379–389, 2014. 21
- [46] H.-J. Steeman, M. Van Belleghem, A. Janssens, and M. De Paepe. Coupled simulation of heat and moisture transport in air and porous materials for the assessment of moisture related damage. *Building and Environment*, 44(10) :2176–2184, 2009. 21
- [47] Matthieu Labat, Monika Woloszyn, Geraldine Garnier, and Jean Jacques Roux. Dynamic coupling between vapour and heat transfer in wall assemblies : Analysis of measurements achieved under real climate. *Building and Environment*, 87 :129–141, May 2015. 21
- [48] Yannick-Ariel Kedowide. *Analyses expérimentales et numériques du comportement hygrothermique d'une paroi composée de matériaux fortement hygroscopiques*. PhD thesis, Grenoble Alpes, 2015. 21, 86, 170, 210
- [49] Qinru Li, Jiwu Rao, and Paul Fazio. Development of HAM tool for building envelope analysis. *Building and Environment*, 44(5) :1065–1073, May 2009. 21
- [50] S. Rouchier, M. Woloszyn, G. Foray, and J.J. Roux. Influence of concrete fracture on the rain infiltration and thermal performance of building facades. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 61 :340–352, 2013. 21
- [51] N. Mendes and P. C. Philippi. A method for predicting heat and moisture transfer through multilayered walls based on temperature and moisture content gradients. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 48(1) :37–51, January 2005. 21
- [52] Rogerio Marcos Barbosa and Nathan Mendes. Combined simulation of central {HVAC} systems with a whole-building hygrothermal model. *Energy and Buildings*, 40(3) :276 – 288, 2008.
- [53] Gerson Henrique Dos Santos and Nathan Mendes. Combined heat, air and moisture (ham) transfer model for porous building materials. *Journal of Building Physics*, 32(3) :203–220, 2009. 21
- [54] Lucile Soudani, Antonin Fabbri, Jean-Claude Morel, Monika Woloszyn, Pierre-Antoine Charbiac, Henry Wong, and Anne-Cécile Grillet. Assessment of the validity of some common assumptions in hygrothermal modeling of earth based materials. *Energy and Buildings*, 116 :498–511, 2016. 22, 129

-
- [55] Julien Berger, Suelen Gasparin, Denys Dutykh, and Nathan Mendes. On the solution of coupled heat and moisture transport in porous material. *Transport in Porous Media*, 121(3) :665–702, 2018. 23, 130, 202
- [56] Clément Belleudy, Ahmad Kayello, Monika Woloszyn, and Hua Ge. Experimental and numerical investigations of the effects of air leakage on temperature and moisture fields in porous insulation. *Building and Environment*, 94, Part 2 :457 – 466, 2015. 24
- [57] Nolwenn Hurel, Mickaël Pailha, Géraldine Garnier, and Monika Woloszyn. Impact of different construction details on air permeability of timber frame wall assemblies : Some experimental evidences from a three-scale laboratory study. *Journal of Building Physics*, page 1744259116673983, 2016. 24
- [58] Refrigerating American Society of Heating and Air Conditioning Engineering. *ASHRAE Handbook-Fundamentals, Chapter 26 : Heat, Air, and Moisture Control in Building Assemblies-Material Properties*. 2013. 24, 131, 160, 163
- [59] Tobin A Driscoll, Nicholas Hale, and Lloyd N Trefethen. *Chebfun guide*, 2014. 28
- [60] Helisoa Rafidiarison, Romain Rémond, and Eric Mougel. Dataset for validating 1-D heat and mass transfer models within building walls with hygroscopic materials. *Building and Environment*, 89 :356–368, July 2015. 29, 210
- [61] JR Philip and DA De Vries. Moisture movement in porous materials under temperature gradients. *Eos, Transactions American Geophysical Union*, 38(2) :222–232, 1957. 32, 128
- [62] Monika Woloszyn and Carsten Rode. Tools for performance simulation of heat, air and moisture conditions of whole buildings. *Building Simulation*, pages 5–24, 2008. 32, 83
- [63] N. Mendes, M. Chhay, J. Berger, and D. Dutykh. *Numerical methods for diffusion phenomena in building physics : A practical introduction*. PUCPRes, 2017. 32
- [64] BC Bauklimatik Dresden. Simulation program for the calculation of coupled heat, moisture, air, pollutant, and salt transport. <http://www.bauklimatik-dresden.de/delphin/index.php?aLa=en>, 2011. 32, 128
- [65] Carsten Rode and Karl Grau Sorensen. Whole building hygrothermal simulation model. In *American Society of Heating, Refrigeration and Air-Conditioning Engineers, Recent Advances in Energy Simulation : Building Loads, Symposium CH-03-09*, 2003. 32, 79
- [66] Fraunhofer IBP. Wufi. http://www.hoki.ibp.fhg.de/wufi/wufi_frame_e.html, 2005. 32, 110, 128
- [67] T Duforestel and P Dalicieux. A model of hygroscopic buffer to simulate the indoor air humidity behaviour in transient conditions. In *Proceedings of European conference on energy performance and indoor climate in buildings, Lyon, France*, volume 3, pages 791–797, 1994. 32, 213
- [68] Nathan Mendes, Ian Ridley, Roberto Lamberts, Paulo C Philippi, and Karlos Budag. Umidus : a pc program for the prediction of heat and moisture transfer in porous building elements. In *Building Simulation Conference - IBPSA*, volume 99, pages 277–283, 1999. 32

- [69] J. Berger, S. Guernouti, M. Woloszyn, and C. Buhe. Factors governing the development of moisture disorders for integration into building performance simulation. *Journal of Building Engineering*, 3 :1 – 15, 2015. 32
- [70] N Mendes, FC Winkelmann, R Lamberts, and PC Philippi. Moisture effects on conduction loads. *Energy and Buildings*, 35(7) :631–644, 2003.
- [71] Florian Antretter, Christoph Mitterer, and Seoung-Moon Young. Use of moisture-buffering tiles for indoor climate stability under different climatic requirements. *HVAC&R Research*, 18(1-2) :275–282, 2012. 79, 81, 82
- [72] Mingsheng Liu, Yeqiao Zhu, BY Park, David E Claridge, and Denis K Feary. Airflow reduction to improve building comfort and reduce building energy consumption—a case study. *ASHRAE Transactions*, 105 :384, 1999. 32, 208
- [73] H. Viitanen, J. Vinha, K. Salminen, T. Ojanen, R. Peuhkuri, L. Paajanen, and K. Lahdesmaki. Moisture and Bio-deterioration Risk of Building Materials and Structures. *Journal of Building Physics*, 33(3) :201–224, January 2010. 32
- [74] Mikael Salonvaara, T. Ojanen, Andreas H. Holm, Hartwig M. Künzeli, and A.N. Karagiozis. Moisture buffering effects on indoor air quality-experimental and simulation results. *Proceedings of Buildings IX*, page 11, 2004. 32
- [75] Lei Fang, Geo Clausen, and Povl Ole Fanger. Impact of temperature and humidity on the perception of indoor air quality. *Indoor air*, 8(2) :80–90, 1998.
- [76] CJ Simonson, M Salonvaara, and T Ojanen. The effect of structures on indoor humidity-possibility to improve comfort and perceived air quality. *Indoor Air*, 12(4) :243–251, 2002. 32, 170
- [77] Michael Barclay, Neal Holcroft, and AD Shea. Methods to determine whole building hygrothermal performance of hemp–lime buildings. *Building and environment*, 80 :204–212, 2014. 77
- [78] Samuel Dubois and Frédéric Lebeau. Impact des matériaux biosourcés sur le climat intérieur : Un outil de calcul flexible à l'échelle de la pièce. Paris, 2014. 77, 82
- [79] Jerzy Kwiatkowski, Monika Woloszyn, and Jean-Jacques Roux. Influence of sorption isotherm hysteresis effect on indoor climate and energy demand for heating. *Applied Thermal Engineering*, 31(6-7) :1050–1057, 2011. 77
- [80] Jerzy Kwiatkowski, Monika Woloszyn, and Jean-Jacques Roux. Modelling of hysteresis influence on mass transfer in building materials. *Building and Environment*, 44(3) :633–642, 2009. 77, 129
- [81] Chris James, Carey J. Simonson, Prabal Talukdar, and Staf Roels. Numerical and experimental data set for benchmarking hygroscopic buffering models. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 53(19-20) :3638–3654, September 2010. 77, 81, 86, 130
- [82] Xiangjin Yang, Hua Ge, Paul Fazio, and Jiwu Rao. Evaluation of Parameters Influencing the Moisture Buffering Potential of Hygroscopic Materials with BSim Simulations. *Buildings*, 4(3) :375–393, July 2014. 78, 81, 82

-
- [83] Kristin Lengsfeld, Andreas Holm, and Martin Krus. Moisture-Buffering Effect-Experimental Investigations and Validation. In *6th International Conference on Indoor Air Quality, Ventilation and Energy Conservation in Buildings : Sustainable Built Environment, IAQVEC*, 2007. 78, 79, 81, 82
- [84] Monika Woloszyn and Carsten Rode. IEA Annex 41 , MOIST-ENG Subtask 1 - Modelling Principles and Common Exercises. Technical report, 2007. 78
- [85] Fitsum Tariku, Kumar Kumaran, and Paul Fazio. Integrated analysis of whole building heat, air and moisture transfer. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 53(15-16) :3111–3120, 2010. 79
- [86] Menghao Qin, Rafik Belarbi, Abdelkarim Aït-Mokhtar, and Francis Allard. Simulation of coupled heat and moisture transfer in air-conditioned buildings. *Automation in construction*, 18(5) :624–631, 2009. 79
- [87] M.Y. Ferroukhi, R. Djedjig, R. Belarbi, K. Limam, and K. Abahri. Effect of Coupled Heat, Air and Moisture Transfers Modeling in the Wall on the Hygrothermal Behavior of Buildings. In *Energy Procedia*, volume 78, pages 2584–2589, November 2015. 79
- [88] MY Ferroukhi, Kamilia Abahri, R Belarbi, K Limam, and A Nouviaire. Experimental validation of coupled heat, air and moisture transfer modeling in multilayer building components. *Heat and Mass Transfer*, 52(10) :2257–2269, 2016. 79, 170, 208
- [89] MY Ferroukhi, Kamilia Abahri, R Belarbi, and K Limam. Integration of a hygrothermal transfer model for envelope in a building energy simulation model : experimental validation of a ham-bes co-simulation approach. *Heat and Mass Transfer*, 53(6) :1851–1861, 2017. 79
- [90] H.M. Künzeli, A. Holm, D. Zirkelbach, and A.N. Karagiozis. Simulation of indoor temperature and humidity conditions including hygrothermal interactions with the building envelope. *Solar Energy*, 78(4) :554–561, April 2005. 79, 83, 170
- [91] Dalel Medjelekh, Laurent Ulmet, and Frédéric Dubois. Mesure et modélisation des transferts hygrothermiques d’une enveloppe en béton de bois. 2014. 79
- [92] C. J. Simonson, M. Salaonvaara, and T. Ojanen. Heat and Mass Transfer between Indoor Air and a Permeable and Hygroscopic Building Envelope : Part II - Verification and Numerical Studies. *Journal of Building Physics*, 28(2) :161–185, October 2004. 79
- [93] C. J. Simonson, M. Salonvaara, and T. Ojanen. Heat and Mass Transfer between Indoor Air and a Permeable and Hygroscopic Building Envelope : Part I - Field Measurements. *Journal of Building Physics*, 28(1) :63–101, July 2004. 79
- [94] Carsten Rode, Mikael Salonvaara, Tuomo Ojanen, Carey Simonson, and Karl Grau. Integrated hygrothermal analysis of ecological buildings. In *Proceedings of the 2nd International Building Physics Conference*, 2003. 79
- [95] Amandine Piot, Monika Woloszyn, Jean Brau, and Charlotte Abelé. Experimental wooden frame house for the validation of whole building heat and moisture transfer numerical models. *Energy and Buildings*, 43(6) :1322–1328, 2011. 80, 210

- [96] Matthieu Labat. *Chaleur - Humidité - Air dans les maisons à ossature bois : Expérimentation et modélisation*. PhD thesis, 2012. Thèse de doctorat dirigée par Roux, Jean-Jacques et Woloszyn, Monika Génie civil Lyon, INSA 2012 2012ISAL0115. 80, 82
- [97] Menghao Qin, George Walton, Rafik Belarbi, and Francis Allard. Simulation of whole building coupled hygrothermal-airflow transfer in different climates. *Energy Conversion and Management*, 52(2) :1470–1478, February 2011. 80, 82
- [98] M. Van Belleghem, M. Steeman, A. Willockx, A. Janssens, and M. De Paepe. Benchmark experiments for moisture transfer modelling in air and porous materials. *Building and Environment*, 46(4) :884–898, April 2011. 81
- [99] M. Van Belleghem, M. Steeman, A. Janssens, and M. De Paepe. Drying behaviour of calcium silicate. *Construction and Building Materials*, 65 :507–517, August 2014. 81
- [100] M. Van Belleghem, M. Steeman, H. Janssen, A. Janssens, and M. De Paepe. Validation of a coupled heat, vapour and liquid moisture transport model for porous materials implemented in CFD. *Building and Environment*, 81 :340–353, November 2014. 81
- [101] Driss Samri. *Analyse physique et caractérisation hygrothermique des matériaux de construction : approche expérimentale et modélisation numérique*. PhD thesis, INSA Lyon, 2008. 81, 83, 131
- [102] Patrick Perré, Floran Pierre, Joel Casalinho, and Mehdi Ayouz. Determination of the Mass Diffusion Coefficient Based on the Relative Humidity Measured at the Back Face of the Sample During Unsteady Regimes. *Drying Technology*, 33(9) :1068–1075, 2015. 81, 83, 86, 131
- [103] Ruth McClung, Hua Ge, John Straube, and Jieying Wang. Hygrothermal performance of cross-laminated timber wall assemblies with built-in moisture : field measurements and simulations. *Building and Environment*, 71 :95–110, January 2014. 81, 82
- [104] SJ Kowalski, G Musielak, and J Banaszak. Experimental validation of the heat and mass transfer model for convective drying. *Drying Technology*, 25(1) :107–121, 2007. 81
- [105] J. Langmans, R. Klein, and S. Roels. Numerical and experimental investigation of the hygrothermal response of timber frame walls with an exterior air barrier. *Journal of Building Physics*, 36(4) :375–397, April 2013. 82
- [106] Lin Wang and Hua Ge. Hygrothermal performance of cross-laminated timber wall assemblies : A stochastic approach. *Building and Environment*, 97 :11–25, February 2016. 82
- [107] Bassam Moujalled, Yacine Aït Oumziane, Sophie Moissette, Marjorie Bart, Christophe Lanos, and Driss Samri. Experimental and numerical evaluation of the hygrothermal performance of a hemp lime concrete building : A long term case study. *Building and Environment*, 136 :11 – 27, 2018. 82
- [108] JMPQ Delgado, Nuno MM Ramos, E Barreira, and VP De Freitas. A critical review of hygrothermal models used in porous building materials. *Journal of Porous Media*, 13(3), 2010. 83
- [109] Julien Berger, Suelen Gasparin, Denys Dutykh, and Nathan Mendes. Accurate numerical simulation of moisture front in porous material. *Building and Environment*, 118 :211–224, 2017. 83, 130

-
- [110] S Pang. Relative importance of vapour diffusion and convective flow in modelling of softwood drying. *Drying technology*, 16(1-2) :271–281, 1998. 83
- [111] T. Colinart, D. Lelievre, and P. Glouannec. Experimental and numerical analysis of the transient hygrothermal behavior of multilayered hemp concrete wall. *Energy and Buildings*, 112 :1–11, January 2016. 86
- [112] Prabal Talukdar, Olalekan F. Osanyintola, Stephen O. Olutimayin, and Carey J. Simonson. An experimental data set for benchmarking 1-D, transient heat and moisture transfer models of hygroscopic building materials. Part II : Experimental, numerical and analytical data. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 50(25-26) :4915 – 4926, 2007.
- [113] Marnix Van Belleghem, Hendrik-Jan Steeman, Marijke Steeman, Arnold Janssens, and Michel De Paepe. Sensitivity analysis of CFD coupled non-isothermal heat and moisture modelling. *Building and Environment*, 45(11) :2485–2496, November 2010. 86
- [114] Halina Garbalińska, Magdalena Bochenek, Winfried Malorny, and Julia von Werder. Comparative analysis of the dynamic vapor sorption (dvs) technique and the traditional method for sorption isotherms determination-exemplified at autoclaved aerated concrete samples of four density classes. *Cement and Concrete Research*, 91 :97–105, 2017. 86
- [115] Helisoa Rafidiarison, Romain Rémond, and Eric Mougél. Dataset for validating 1-D heat and mass transfer models within building walls with hygroscopic materials. *Building and Environment*, 89 :356–368, July 2015. 86, 110, 129
- [116] Kamilia Abahri, Rachid Bennacer, and Rafik Belarbi. Sensitivity analyses of convective and diffusive driving potentials on combined heat air and mass transfer in hygroscopic materials. *Numerical Heat Transfer, Part A : Applications*, 69(10) :1079–1091, 2016. 86
- [117] Simon Rouchier, Thomas Busser, Mickaël Pailha, Amandine Piot, and Monika Woloszyn. Hygric characterization of wood fiber insulation under uncertainty with dynamic measurements and markov chain monte-carlo algorithm. *Building and Environment*, 114 :129–139, 2017. 87
- [118] M. Woloszyn and J. Virgone. Hygro-bat : Vers une méthode de conception hygro-thermique des batiments performants. rapport final. 2015. 110
- [119] Julien Berger, Denys Dutykh, and Nathan Mendes. On the optimal experiment design for heat and moisture parameter estimation. *Experimental Thermal and Fluid Science*, 81 :109–122, 2017. 118
- [120] Julien Berger, Thomas Busser, Denys Dutykh, and Nathan Mendes. On the estimation of moisture permeability and advection coefficients of a wood fibre material using the optimal experiment design approach. *Experimental Thermal and Fluid Science*, 2017. 118, 131
- [121] J. R. Taylor. *An introduction to error analysis; the study of uncertainties in physical measurements*. University Science Books. 121
- [122] Chady El Hachem, Pan Ye, Kamilia Abahri, and Rachid Bennacer. Fiber’s hygromorphic effect on thermal conductivity of wooden fibrous insulation characterized by x-ray tomography. *Construction and Building Materials*, 150 :758–765, 2017. 123

- [123] Chady El Hachem, Kamilia Abahri, Jérôme Vicente, Rachid Bennacer, and Rafik Belarbi. Hygro-morphic characterization of softwood under high resolution x-ray tomography for hygrothermal simulation. *Heat and Mass Transfer*, pages 1–9, 2018. 123
- [124] Chi Feng, Hans Janssen, Ya Feng, and Qinglin Meng. Hygric properties of porous building materials : Analysis of measurement repeatability and reproducibility. *Building and Environment*, 85 :160–172, February 2015. 128
- [125] Stephen Whitaker. Simultaneous heat, mass, and momentum transfer in porous media : a theory of drying. *Advances in heat transfer*, 13 :119–203, 1977. 128
- [126] Hans Janssen. Thermal diffusion of water vapour in porous materials : Fact or fiction? *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 54(7-8) :1548–1562, 2011. 129, 212
- [127] T Colinart, P Glouannec, M Bendouma, and P Chauvelon. Temperature dependence of sorption isotherm of hygroscopic building materials. part 2 : Influence on hygrothermal behavior of hemp concrete. *Energy and Buildings*, 152 :42–51, 2017. 129, 130, 185
- [128] Xiaobo Zhang, Wolfgang Zillig, Hartwig M. Künzle, Christoph Mitterer, and Xu Zhang. Combined effects of sorption hysteresis and its temperature dependency on wood materials and building enclosures-part II : Hygrothermal modeling. *Building and Environment*, 106 :181–195, September 2016. 129, 130, 185
- [129] Peter J Sereda and RF Feldman. Wetting and drying of porous materials. In *Canadian building digests 101-150*, page 4. National research council of canada, 1975. 129
- [130] Yechezkel Mualem. A conceptual model of hysteresis. *Water Resources Research*, 10(3) :514–520, 1974. 130, 213
- [131] Carsten Rode Pedersen. *Combined heat and moisture transfer in building constructions*, volume 214. Thermal Insulation Laboratory, Technical University of Denmark, 1990. 130, 213
- [132] Julien Berger, Thomas Busser, Denys Dutykh, and Nathan Mendes. An efficient method to estimate sorption isotherm curve coefficients. *submitted*, 2017. 130
- [133] Carsten Rode and Kurt Kielsgaard Hansen. Hysteresis and temperature dependency of moisture sorption–new measurements. In *9th Nordic symposium on building physics*, pages 647–654, 2011. 130, 213
- [134] Yacine Aït Oumeziane, Sophie Moissette, Marjorie Bart, and Christophe Lanos. Influence of temperature on sorption process in hemp concrete. *Construction and Building Materials*, 106 :600–607, 2016. 130
- [135] S Assouline and Y Mualem. Effect of rainfall-induced soil seals on the soil water regime : Drying interval and subsequent wetting. *Transport in porous media*, 53(1) :75–94, 2003. 130
- [136] Dong-mei Sun, Yong-ge Zang, and Stephan Semprich. Effects of airflow induced by rainfall infiltration on unsaturated soil slope stability. *Transport in Porous Media*, 107(3) :821–841, 2015. 130

-
- [137] Clément Belleudy, Monika Woloszyn, Marx Chhay, and Matthieu Cosnier. A 2d model for coupled heat, air, and moisture transfer through porous media in contact with air channels. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 95 :453–465, April 2016. 130
- [138] Kamilia Abahri, Rachid Bennacer, and Rafik Belarbi. Sensitivity analyses of convective and diffusive driving potentials on combined heat air and mass transfer in hygroscopic materials. *Numerical Heat Transfer, Part A : Applications*, 69(10) :1079–1091, May 2016. 130, 131, 160
- [139] SLIMANI, Zakaria. *Analyse expérimentale et numérique du comportement hygrothermique de parois fortement hygroscopiques*. PhD thesis, CETHIL, Université de Lyon, 2015. 131
- [140] Lars Wadsö. Unsteady-state water vapor adsorption in wood : an experimental study. *Wood and fiber science*, 6(1) :36–45, 1994. 131
- [141] Henrik Lund Frandsen, Lars Damkilde, and Staffan Svensson. A revised multi-Fickian moisture transport model to describe non-Fickian effects in wood. *Holzforschung*, 61(5), January 2007. 131
- [142] Richard H Byrd, Jean Charles Gilbert, and Jorge Nocedal. A trust region method based on interior point techniques for nonlinear programming. *Mathematical Programming*, 89(1) :149–185, 2000. 158
- [143] Romain Rémond and Giana Almeida. Mass diffusivity of low-density fibreboard determined under steady-and unsteady-state conditions : Evidence of dual-scale mechanisms in the diffusion. *Wood Material Science and Engineering*, 6(1-2) :23–33, 2011. 165
- [144] Patrick Perré. Multiscale aspects of heat and mass transfer during drying. In *Drying of Porous Materials*, pages 59–76. Springer, 2006. 165
- [145] Patrick Perré. Multiscale modeling of drying as a powerful extension of the macroscopic approach : application to solid wood and biomass processing. *Drying Technology*, 28(8) :944–959, 2010. 165
- [146] Kristian Krabbenhoft and Lars Damkilde. Double porosity models for the description of water infiltration in wood. *Wood Science and Technology*, 38(8) :641–659, 2004. 165
- [147] Saed Raji. *Caractérisation hygro-thermique, par une approche multi échelle, de constructions en bois massif en vue d'amélioration énergétique et de valorisation environnementale*. PhD thesis, Bordeaux 1, 2006. 170, 208
- [148] Florian Antretter, Christoph Mitterer, and Seoung-Moon Young. Use of moisture-buffering tiles for indoor climate stability under different climatic requirements. *HVAC&R Research*, 18(1-2) :275–282, 2012. 170
- [149] Mikael Salonvaara, Tuomo Ojanen, Andreas Holm, Hartwig M Künzels, and Achilles N Karagiozis. Moisture buffering effects on indoor air quality-experimental and simulation results. In *Proceedings of the Performance of Exterior Envelopes of Whole Buildings IX International Conference*, page 11. Citeseer, 2004. 170

- [150] Romain Rémond and Patrick Perré. Modélisation du comportement thermique d'une maison bois à l'aide de micromodèles chaleur-masse distribués. *International Building Performance Simulation Association (IBPSA)-France*, 2008. 170
- [151] Matthieu Labat and Monika Woloszyn. Moisture balance assessment at room scale for four cases based on numerical simulations of heat-air-moisture transfers for a realistic occupancy scenario. *Journal of Building Performance Simulation*, 9(5) :487–509, 2016. 170, 193, 203
- [152] Sylvain Boulet. *Caractérisation du confort hygrothermique et acoustique dans les constructions à base de bois*. PhD thesis, Université Savoie Mont Blanc, 2009. 170
- [153] Olalekan F Osanyintola and Carey J Simonson. Moisture buffering capacity of hygroscopic building materials : Experimental facilities and energy impact. *Energy and Buildings*, 38(10) :1270–1282, 2006. 170, 209
- [154] Monika Woloszyn, Targo Kalamees, Marc Olivier Abadie, Marijke Steeman, and Angela Sasic Kalagasidis. The effect of combining a relative-humidity-sensitive ventilation system with the moisture-buffering capacity of materials on indoor climate and energy efficiency of buildings. *Building and Environment*, 44(3) :515–524, 2009. 170, 208
- [155] Targo Kalamees, Minna Korpi, Juha Vinha, and Jarek Kurnitski. The effects of ventilation systems and building fabric on the stability of indoor temperature and humidity in finnish detached houses. *Building and Environment*, 44(8) :1643–1650, 2009. 170, 208
- [156] Matthieu Labat, Monika Woloszyn, Jean-Jacques Roux, Amandine Piot, and Géraldine Garnier. Bilan hygrique sur une maison à ossature bois : rôle des débits d'air non contrôlés et des transferts aux parois. *IBPSA France, Moret sur Loing*, 2010. 178
- [157] Matthieu Labat, Monika Woloszyn, Géraldine Garnier, and Jean Jacques Roux. Assessment of the air change rate of airtight buildings under natural conditions using the tracer gas technique. comparison with numerical modelling. *Building and environment*, 60 :37–44, 2013. 178
- [158] Tetsu Fujii and Hideaki Imura. Natural-convection heat transfer from a plate with arbitrary inclination. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 15(4) :755–767, 1972. 184, 199
- [159] Hua Ge, Xiangjin Yang, Paul Fazio, and Jiwu Rao. Influence of moisture load profiles on moisture buffering potential and moisture residuals of three groups of hygroscopic materials. *Building and Environment*, 81 :162–171, 2014. 190
- [160] Matthieu Labat, Monika Woloszyn, Géraldine Garnier, Amandine Piot, and Jean-Jacques Roux. Simulation of coupled heat, air and moisture transfers in an experimental house exposed to natural climate. *OSB*, 602(95.3) :1450, 2013. 193
- [161] Matthieu Labat, Monika Woloszyn, Géraldine Garnier, and Jean Jacques Roux. Dynamic coupling between vapour and heat transfer in wall assemblies : Analysis of measurements achieved under real climate. *Building and Environment*, 87 :129–141, 2015. 193, 210
- [162] JF Sacadura. Transferts thermiques : Initiation et approfondissement. *Ed Lavoisier Tec&Doc*, 2015. 199

-
- [163] Carey J Simonson, Mikael Salonvaara, and Tuomo Ojanen. Moderating indoor conditions with hygroscopic building materials and outdoor ventilation. *ASHRAE Transactions*, 110(2), 2004. 208
- [164] Menghao Qin, George Walton, Rafik Belarbi, and Francis Allard. Simulation of whole building coupled hygrothermal-airflow transfer in different climates. *Energy conversion and management*, 52(2) :1470–1478, 2011. 209
- [165] M Th Van Genuchten. A closed-form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils. *Soil science society of America journal*, 44(5) :892–898, 1980. 212
- [166] Simon Rouchier, Monika Woloszyn, Geneviève Foray, and Jean-Jacques Roux. Influence of concrete fracture on the rain infiltration and thermal performance of building facades. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 61 :340–352, 2013. 212
- [167] Abdelkrim Trabelsi. *Etudes numérique et expérimentale des transferts hygrothermiques dans les matériaux poreux de construction*. PhD thesis, La Rochelle, 2010. 212
- [168] Kristian Krabbenhoft. *Moisture transport in wood : A study of physical-mathematical models and their numerical implementation*. PhD thesis, Technical University of Denmark, 2003. 213
- [169] Jan Carmeliet, M De Wit, and Hans Janssen. Hysteresis and moisture buffering of wood. In *Symposium of Building Physics in the Nordic Countries*, pages 55–62. Citeseer, 2005. 213
- [170] Romain Rémond, Giana Almeida, and Patrick Perré. The gripped-box model : A simple and robust formulation of sorption hysteresis for lignocellulosic materials. *Construction and Building Materials*, 170 :716–724, 2018. 213
- [171] Suelen Gasparin, Julien Berger, Denys Dutykh, and Nathan Mendes. Stable explicit schemes for simulation of nonlinear moisture transfer in porous materials. *Journal of Building Performance Simulation*, pages 1–16, March 2017. 222, 223