

UNIVERSITE DE REIMS CHAMPAGNE-ARDENNE

THESE

Présentée à

U.F.R. Sciences Exactes et Naturelles

pour l'obtention du grade de

Docteur de l'Université de Reims Champagne-Ardenne

Spécialité : GÉNIE CIVIL

par

Anh Dung TRAN LE

ETUDE DES TRANSFERTS HYGROTHERMIQUES DANS LE BETON DE CHANVRE ET LEUR APPLICATION AU BATIMENT

Soutenue le 03 Novembre 2010

Composition du Jury:

Rapporteurs :

J. MIRIEL Professeur, Université de Rennes 1
E. WURTZ Directeur de recherche CNRS, Université de Savoie

Examineurs :

Y. DELMAS	Professeur, Université de Reims	Président
M. T'KINT	Professeur, Université Jules Vernes, Amiens	
T H. MAI	Professeur, Université de Reims	Directeur de thèse
C. MAALOUF	Maître de conférence, Université de Reims	Co-encadrant

Donnez-moi un point fixe et un levier et je soulèverai la Terre (Archimède)

REMERCIEMENTS

Les travaux présentés dans ce mémoire ont été réalisés au Laboratoire GRESPI/Thermomécanique de l'Université de Reims.

En premier lieu, je tiens à exprimer toute ma connaissance et ma gratitude à Ton Hoang MAI, mon directeur de thèse pour son encadrement efficace et les nombreux conseils qu'il a pu me donner tout au long de ces trois années.

Tous mes remerciements et ma connaissance également à Chadi MAALOUF, mon co-encadrant de thèse qui m'a accompagné durant ces trois années.

Je remercie Jacques MIRIEL et Etienne WURTZ pour l'intérêt qu'ils ont bien voulu accorder à mon travail en acceptant d'en être les rapporteurs et en me faisant l'honneur de participer à mon jury de thèse.

J'adresse également de sincères remerciements à Yves DELMAS pour avoir accepté de participer à ce jury.

Que Michèle T'KINT trouve également ici l'expression de ma plus vive reconnaissance pour avoir accepté de se joindre à ce jury.

J'adresse de sincères remerciements à Florence COLLET pour les commentaires intéressantes sur ma thèse.

Puisque l'occasion m'en est donnée, j'en profite pour rendre hommage à toutes les personnes du GRESPI/Thermomécanique et GRESPI/Génie Civil et en particulier à mes collègues, mes amis vietnamiens et amis doctorants ou ex doctorants.

Je remercie enfin ma famille et tous mes proches qui m'ont soutenu et encouragé.

RESUME

Dans le cadre du développement durable, les nouvelles réglementations en matière d'isolation thermique dans le secteur du bâtiment, conduisent les chercheurs à la recherche de nouveaux matériaux pour constituer des systèmes économes en énergie tout en assurant le confort de l'habitat. Cette recherche s'est très vite dirigée vers l'utilisation de matériaux issus de la matière végétale. Parmi les nouveaux matériaux à base végétale, le chanvre est le plus utilisé dans la construction. Les recherches effectuées jusqu'à ce jour ont permis de déterminer les propriétés physiques de ce matériau. Ces valeurs ne reflètent que partiellement le confort ressenti dans les locaux dont les parois sont en béton de chanvre. L'objectif de cette thèse est d'étudier le comportement hygrothermique du béton de chanvre au niveau d'une paroi et à l'échelle d'un local.

La première partie de cette thèse est consacrée à l'étude bibliographique liée aux intérêts d'utilisation du béton de chanvre puis sa performance est comparée aux autres matériaux du génie civil. Après avoir présenté le modèle des transferts hygrothermiques dans le bâtiment ainsi que l'environnement de simulation SPARK, adapté à la résolution des systèmes d'équations non linéaires, les simulations sont effectuées à l'échelle d'une paroi simple, d'une paroi multicouche et du bâtiment afin de valider les modèles par rapport à des résultats trouvés dans la littérature.

La deuxième partie est consacrée à l'étude du comportement hygrothermique d'une paroi et d'un local en béton de chanvre sous des conditions climatiques statique et dynamique. Les résultats obtenus pour les conditions hivernales réelles ont montré que la combinaison de la ventilation hygroréglable avec la capacité de sorption des parois en béton de chanvre permet de réduire de 12% les besoins énergétiques par rapport à une ventilation classique.

Enfin, la dernière partie est consacrée à l'étude préliminaire d'un nouveau matériau 100% végétal à base d'une matrice d'amidon de blé et de chènevotte. Sa performance hygrothermique dans le bâtiment est mise en évidence pour les conditions climatiques de Nancy.

Mots clés : Béton de chanvre-chaux, béton de chanvre-amidon, transferts hygrothermiques, sorption, simulation dynamique, ventilation hygroréglable, SPARK.

ABSTRACT

Within the framework of the sustainable development, new thermal regulations concerning thermal insulation in building sector, lead researchers to develop new materials in order to establish energy efficient systems which insure thermal comfort. Vegetal fibre materials are a good choice to respond to this demand and in particular hemp concrete which is more and more used in the construction. The researches done until this day allowed us to determine its physical properties but there are no works about its hygrothermal performance in building envelopes. Therefore, the objective of this thesis is to study transient hygrothermal behaviour of hemp concrete in buildings.

The first part of this thesis is dedicated to the bibliographical studies concerning hemp concrete use and its physical properties. Besides, it is compared to other materials used in construction. After presenting the mathematical models for heat and mass transfer in buildings and their implementation in the simulation environment SPARK suited to non linear complex problems, simulations are used for simple layer walls, multilayered walls and on the whole building level.

The second part is concentrated on the hygrothermal behaviour of hemp concrete walls and buildings under static and dynamic conditions. Our results suggest that due to its high moisture buffering capacity, coupling hemp concrete with relative humidity sensitive ventilation can achieve a reduction of 12% in energy consumption when compared to a classical ventilation system.

Finally, the last part of this work presents a new 100% vegetal material made of hemp fibres within starch matrix. Its hygrothermal performance in buildings is shown for the climatic conditions of Nancy City.

Key words: Lime hemp concrete, starch hemp concrete, hygrothermal behaviour, sorption, dynamic simulation, relative-humidity-sensitive ventilation, SPARK.

SOMMAIRE

RESUME.....	VII
ABSTRACT.....	IX
SOMMAIRE.....	XI
NOMENCLATURE.....	XV
INTRODUCTION GENERALE.....	1
CHAPITRE 1 : ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE.....	3
1.1 L'IMPACT DU BATIMENT SUR L'ENVIRONNEMENT ET L'UTILISATION DU BETON DE CHANVRE.....	4
1.1.1 CONTEXTE GENERAL.....	4
1.1.2 MATERIAUX A BASE DE FIBRES VEGETALES : UNE BONNE REPONSE AU DEVELOPPEMENT DURABLE.....	5
1.1.3 POURQUOI CHOISIR LE BETON DE CHANVRE ?.....	7
1.1.4 SYNTHESE DES RECHERCHES EFFECTUEES SUR LE BETON DE CHANVRE.....	8
1.2 LES PROPRIETES PHYSIQUES DU BETON DE CHANVRE.....	10
1.2.1 INTRODUCTION DES CARACTERISTIQUES PHYSIQUES.....	10
1.2.2 LA COMPOSITION DU BETON DE CHANVRE.....	11
1.2.3 POROSITE ET MASSE VOLUMIQUE DU BETON DE CHANVRE.....	13
1.2.4 PROPRIETES MECANIQUES DU BETON DE CHANVRE.....	14
1.3 LES PROPRIETES THERMIQUES DU BETON DE CHANVRE.....	16
1.3.1 TRANSFERT DE CHALEUR DANS LES MILIEUX POREUX.....	16
1.3.2 CONDUCTIVITE THERMIQUE DU BETON DE CHANVRE.....	17
1.3.3 CHALEUR SPECIFIQUE.....	19
1.3.4 EFFUSIVITE THERMIQUE (E_{ff}) ET DIFFUSIVITE THERMIQUE DU BETON DE CHANVRE.....	20
1.4 LES PROPRIETES HYDRIQUES DU BETON DE CHANVRE.....	20
1.4.1 L'HUMIDITE DANS LE BETON DE CHANVRE.....	21
1.4.2 PERMEABILITE A LA VAPEUR.....	26
1.4.3 EFFUSIVITE ET DIFFUSIVITE HYDRIQUES.....	29
1.4.4 VALEUR DE CAPACITE TAMPON HYDRIQUE.....	32
1.5 CONCLUSION.....	39
CHAPITRE 2.....	40
MODELISATION DES TRANSFERTS HYGROTHERMIQUES DANS LE BATIMENT.....	40
2.1 TRANSFERT DE L'HUMIDITE A L'ECHELLE MICROSCOPIQUE.....	42
2.1.1 TRANSFERT EN PHASE VAPEUR.....	42
2.1.2 TRANSFERT EN PHASE LIQUIDE.....	43
2.2 TRANSFERT DE L'HUMIDITE AU SEIN DES PAROIS OPAQUES (ECHELLE MACROSCOPIQUE).....	45
2.2.1 MODELES DE TRANSFERT DE L'HUMIDITE DANS LE MATERIAU POREUX.....	46
2.2.2 TRANSFERT D'HUMIDITE DANS UNE PAROI SIMPLE COUCHE.....	47
2.2.3 TRANSFERT DE L'HUMIDITE DANS UNE PAROI MULTICOUCHE.....	50
2.2.4 DETERMINATION DES COEFFICIENTS DE TRANSPORT.....	52
2.2.5 APPLICATION AU BETON DE CHANVRE.....	54
2.3 TRANSFERTS HYGROTHERMIQUES DANS LE BATIMENT.....	55
2.3.1 METHODE DE COUPLAGE DES PAROIS AVEC LES AMBIANCES EXTERNE ET INTERNE.....	57
2.3.2 MODELE DE TRANSFERTS RADIATIFS (EXTERNE ET INTERNE).....	58
A. MODELE DE TRANSFERT RADIATIF EXTERIEUR.....	58
B. MODELE DE TRANSFERT RADIATIF INTERIEUR.....	60

2.3.3	MODELE DE L'AMBIANCE	61
2.4	SIMULATION NUMERIQUE.....	62
2.4.1	METHODE DE DISCRETISATION	62
2.4.2	OUTIL DE SIMULATION NUMERIQUE SPARK.....	64
A.	L'ENVIRONNEMENT SPARK	65
B.	LIBRAIRIE DES MODELES DANS SPARK	66
2.5	VALIDATION DES MODELES.....	68
2.5.1	VALIDATION DU MODELE DE LA PAROI MONOCOUCHE EN BETON DE CHANVRE SOUMISE A UNE SOLLICITATION STATIQUE DE TEMPERATURE ET D'HUMIDITE RELATIVE	68
2.5.2	ETUDE DE SENSIBILITE DES PARAMETRES	70
A.	CHALEUR SPECIFIQUE SECHE	70
B.	CONDUCTIVITE THERMIQUE	71
C.	MASSE VOLUMIQUE	71
D.	COEFFICIENT DE TRANSPORT DE MASSE D_{θ}	72
E.	COEFFICIENT DE TRANSPORT DE MASSE D_{ev}	73
F.	COEFFICIENT DE TRANSPORT DE MASSE D_T ET D_{Tv}	73
G.	ISOTHERME DE SORPTION	73
H.	COEFFICIENTS DE CONVECTION THERMIQUE ET MASSIQUE EXTERIEURS.....	74
I.	COEFFICIENTS DE CONVECTIONS THERMIQUES ET MASSIQUES INTERIEURS.....	75
J.	FINESSE DE DISCRETISATION	75
K.	SENSIBILITE REDUITE DE L'HUMIDITE RELATIVE ET DE LA TEMPERATURE.....	76
2.5.3	VALIDATION DU MODELE DE LA PAROI MULTICOUCHE AVEC CONTACT IMPARFAIT	78
2.5.4	VALIDATION DU MODELE DU BATIMENT	82
2.6	CONCLUSION.....	83
CHAPITRE 3 : ETUDES NUMERIQUES.....		84
3.1	ETUDE DU COMPORTEMENT HYGROTHERMIQUE D'UNE PAROI SIMPLE COUCHE SOUMISE A UNE SOLLICITATION PERIODIQUE EXTERIEURE.....	85
3.2	ETUDE DE COMPORTEMENT HYGROTHERMIQUE D'UNE PAROI MULTICOUCHE EN BETON DE CHANVRE SOUMISE A UNE SOLLICITATION PERIODIQUE EXTERIEURE	89
3.2.1	ETUDE DU TRANSFERT DE CHALEUR ENTRE LA PAROI ET L'AMBIANCE INTERIEURE.....	91
3.2.2	ETUDE DES PHENOMENES LIES AU TRANSFERT DE MASSE ENTRE LA PAROI ET L'AMBIANCE INTERIEURE	92
3.2.3	COMPORTEMENT HYGROTHERMIQUE DE LA PAROI	94
3.2.4	CONCLUSION.....	96
3.3	ETUDE DU COMPORTEMENT HYGROTHERMIQUE D'UN LOCAL EN BETON DE CHANVRE SOUMIS A UN SAUT STATIQUE DE TEMPERATURE ET D'HUMIDITE.....	96
3.3.1	DESCRIPTION DU CAS ETUDIE	96
3.3.2	ETUDE COMPARATIVE DES MODELES HAM ET T_H	98
3.3.3	ETUDE DE SENSIBILITE DES PARAMETRES DU MODELE HAM	99
A.	CONDUCTIVITE THERMIQUE	100
B.	CHALEUR SPECIFIQUE	100
C.	MASSE VOLUMIQUE	101
D.	COEFFICIENT DE TRANSPORT DE MASSE D_{θ}	101
E.	COEFFICIENT DE TRANSPORT DE MASSE D_{ev} , D_T , D_{Tv}	102
F.	ISOTHERME DE SORPTION	102
G.	COEFFICIENTS DE CONVECTION THERMIQUE ET MASSIQUE INTERIEURS.....	102
H.	COEFFICIENTS DE CONVECTIONS THERMIQUE ET MASSIQUE EXTERIEURS	103
I.	FINESSE DE DISCRETISATION	103
J.	TAUX DE RENOUVELLEMENT D'AIR.....	104
K.	ETUDE DE L'INFLUENCE DE SURFACE D'ECHANGE EFFECTIVE SUR L'HUMIDITE RELATIVE DU LOCAL	104
3.3.4	SENSIBILITE REDUITE DE L'HUMIDITE RELATIVE ET DE LA TEMPERATURE INTERIEURE DU LOCAL	105
3.3.5	ETUDE DE L'INFLUENCE DES CONDITIONS INITIALES.....	107

3.4	ETUDE DU COMPORTEMENT HYGROTHERMIQUE D'UN LOCAL SOUS DES CONDITIONS CLIMATIQUES HIVERNALES.....	108
3.4.1	CONDITIONS DE LA SIMULATION	109
3.4.2	ETUDE PRELIMINAIRE DU COMPORTEMENT HYGROTHERMIQUE D'UN LOCAL NON CHAUFFE	110
A.	INFLUENCE DE LA FINESSE DE DISCRETISATION	111
B.	INFLUENCE DES CHARGES INTERIEURES	111
C.	COMPARAISON DES MODELES TH ET HAM.....	112
D.	ETUDE DE L'INFLUENCE DES COMPOSANTS DE LA PAROI	113
3.4.3	ETUDE DU COMPORTEMENT HYGROTHERMIQUE D'UN LOCAL CHAUFFE.....	113
A.	INFLUENCE DE LA PROGRAMMATION DE CHAUFFAGE.....	113
B.	INFLUENCE DU TAUX DE VENTILATION.....	115
3.4.4	ETUDE DE LA COMBINAISON DE LA CAPACITE DE SORPTION DE LA PAROI EN BETON DE CHANVRE AVEC LA VENTILATION HYGROREGLABLE.....	116
A.	ETUDE DE LA PERFORMANCE DE VENTILATION HYGROREGLABLE.....	117
B.	ETUDE DE LA PERFORMANCE DE VENTILATION HYGROREGLABLE DANS LE CAS D'UNE CHAMBRE A COUCHER.....	120
C.	ETUDE DE LA SENSIBILITE DE LA VENTILATION HYGROREGLABLE	120
D.	ETUDE DE L'EFFET DE LA CAPACITE HYDRIQUE DES PAROIS SUR L'EFFICACITE DE LA VENTILATION HYGROREGLABLE.....	123
E.	ETUDE DE L'INFLUENCE DES CONDITIONS INITIALES DES PAROIS SUR LA PERFORMANCE DE VENTILATION HYGROREGLABLE	125
F.	COMPARAISON AVEC LE BETON CELLULAIRE DE MEME CONFIGURATION	127
G.	COMPARAISON AVEC UN LOCAL DE PAROIS DE MEMES CONDUCTANCES.....	128
3.4.5	CONCLUSION.....	131
3.5	ETUDE DU COMPORTEMENT HYGROTHERMIQUE D'UN LOCAL SOUS DES CONDITIONS CLIMATIQUES CANICULAIRES EN ETE.....	131
3.5.1	ETUDE DU COMPORTEMENT HYGROTHERMIQUE D'UN LOCAL NON CLIMATISE	132
A.	EFFET DE LA PROTECTION SOLAIRE	132
B.	INFLUENCE DE LA VENTILATION NOCTURNE	133
C.	EFFET DE LA COULEUR DE LA PEINTURE	134
3.5.2	ETUDE DU COMPORTEMENT HYGROTHERMIQUE D'UN LOCAL CLIMATISE	135
A.	INFLUENCE DU TAUX DE VENTILATION NOCTURNE.....	136
B.	INFLUENCE DE LA TEMPERATURE DE CONSIGNE.....	137
C.	COMPARAISON AVEC UN LOCAL CLASSIQUE EN BETON NORMAL ET UNE ISOLATION EN POLYSTYRENE 137	
3.5.3	CONCLUSION.....	138
3.6	CONCLUSIONS.....	139
CHAPITRE 4 : ETUDES PRELIMINAIRES D'UN NOUVEAU MATERIAU 100% VEGETAL A BASE DE CHANVRE ET D'AMIDON		140
4.1	ETUDES EXPERIMENTALES.....	141
4.1.1	CONSTITUTION DE L'AMIDON.....	141
4.1.2	ETUDE DE LA COMPOSITION IDEALE POUR LE LIANT ET LE COMPOSITE	142
A.	COMPOSITION IDEALE DU LIANT	142
B.	COMPOSITION IDEALE DU COMPOSITE	143
C.	CARACTERISTIQUES MECANIQUES DU MATERIAU	143
4.1.3	CARACTERISTIQUE ACOUSTIQUE DU BETON DE CHANVRE-AMIDON	144
4.1.4	CARACTERISTIQUE THERMIQUE DU BETON DE CHANVRE-AMIDON.....	146
4.2	ETUDES NUMERIQUES	147
4.2.1	MODELE DE TRANSFERT HYGROTHERMIQUE REDUIT D'UNE PAROI MULTICOUCHE	147
4.2.2	ETUDE DU COMPORTEMENT HYGROTHERMIQUE D'UN LOCAL EN BETON DE CHANVRE-AMIDON SOUS LES CONDITIONS HIVERNALES.....	149
4.2.3	ETUDE DU COMPORTEMENT HYGROTHERMIQUE D'UN LOCAL EN BETON DE CHANVRE - AMIDON SOUS DES CONDITIONS CANICULAIRES.....	151

4.2.4	ETUDE DU COMPORTEMENT HYGROTHERMIQUE D'UN LOCAL EN BETON DE CHANVRE-AMIDON SOUS LES CONDITIONS ESTIVALES DE NANCY	151
4.3	CONCLUSION.....	153
	CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES	154
	REFERENCES	156
	ANNEXES.....	162
	ANNEXE 1 : VALIDATION DES MODELES.....	163
	ANNEXE 2 :.....	183
	ETUDE DU COMPORTEMENT HYGROTHERMIQUE D'UNE PAROI SIMPLE EN BETON DE CHANVRE.....	183
	ANNEXE 3 : DETERMINATION DE LA VALEUR DE LA CAPACITE TAMPON HYDRIQUE REELLE DU BETON DE CHANVE-CHAUX ET DU BETON DE CHANVRE-AMIDON.....	202

NOMENCLATURE

Certaines notations utilisées localement ne sont pas montrées dans la liste ci-dessous. Elles sont précisées de leur apparition dans le texte.

Symbole	Définition	Unités
A	surface	m^2
a	diffusivité thermique	$m^2.s^{-1}$
a	paramètre thermodynamique	
b	constante de calibration	
C	chaleur spécifique	$J.kg^{-1}.K^{-1}$
c	concentration de vapeur	$g.m^{-3}$
C_0	chaleur spécifique de matériau sec	$J.kg^{-1}.K^{-1}$
C_1	chaleur spécifique de l'eau	$J.kg^{-1}.K^{-1}$
d,l	épaisseur	m
D_{diff_m}	diffusivité hydrique	$m^2.s^{-1}$
D_T	coefficient de transport de masse de l'eau lié à un gradient de température	$m^2.s^{-1}.^{\circ}C^{-1}$
D_{T_v}	coefficient de transport de la vapeur lié à un gradient de température	$m^2.s^{-1}.^{\circ}C^{-1}$
D_{θ}	coefficient de transport de masse d'eau associé à un gradient en humidité volumétrique	$m^2.s^{-1}$
D_{θ_v}	coefficient de transport de masse de la vapeur d'eau associé à un gradient en humidité volumétrique	$m^2.s^{-1}$
E	module d'Young	MPa
E_{ff}	effusivité thermique	$J.m^{-2}.K^{-1}.s^{-1/2}$
E_{ff_m}	effusivité hydrique	$kg.m^{-2}.Pa^{-1}.s^{-1/2}$
F	force	N
g	accélération gravitationnelle	$m.s^{-2}$
H	enthalpie	J
h_M	coefficient d'échange massique	$m.s^{-1}$
HR	humidité relative	
h_T	coefficient d'échange convectif	$W..m^{-2}.K^{-1}$
I	Inertie thermique de la zone	$J.m^{-3}.K^{-1}$
K	conductivité hydraulique	$kg.Pa^{-1}.m^{-1}.s^{-1}$
L	chaleur de vaporisation de l'eau à 0°C à L=2500000	$J.kg^{-1}$
L	dimension	m
L_e	nombre de Lewis	
L_v	chaleur latente de vaporisation	$J.kg^{-1}$
m	masse	kg
M_v	masse molaire de vapeur	$kg.m^{-3}$
n	porosité	%
P_l	pression liquide	Pa
PP	profondeur de pénétration	m
P_{vs}	pression de vapeur saturante	Pa
P_v	pression de la vapeur	Pa

Q	énergie	W
q	densité de flux de rayonnement	$W m^{-2}$
q _l	flux de liquide	$kg.m^{-2}.s^{-1}$
q _m	flux total d'humidité	$kg.m^{-2}.s^{-1}$
Q _m	flux de l'air	$kg.s^{-1}$
q _v	flux de vapeur	$kg.m^{-2}.s^{-1}$
r	rayon	m
R	constante des gaz parfait	$J.mol^{-1}.K^{-1}$
R _{ml}	résistance contre le transfert de la phase liquide	$m.s^{-1}$
R _{ms}	résistance massique à la surface	$Pa.s.m^2.kg^{-1}$
R _{mv}	résistance contre le transfert de la phase vapeur	$m^2.s.Pa.kg^{-1}$
R _{th}	résistance thermique	$m^2.K.W^{-1}$
R _v	constante de la vapeur d'eau	$J.kg^{-1}.K^{-1}$
S	surface	m^2
S _d	résistance effective à la diffusion	m
t	temps	s
T	température	°C, K
T _a	température de l'air	°C
T _o	température opérative	°C
T _{rm}	température radiante moyenne	K
u	teneur en eau massique	$kg.kg^{-1}$
UF	unité fonctionnelle	
V	volume	m^3
v	vitesse	$m.s^{-1}$
VCTH	valeur de la capacité tampon hydrique	$kg.m^{-2}.\%HR^{-1}$
w	teneur en eau massique	$kg.kg^{-1}$
x	abscisse	m
z	abscisse	m

Notations grecques

Symbole	Définition	Unités
ε	déformation relative	-
σ	contrainte	MPa
λ	conductivité thermique	$\text{W.m}^{-1} \text{K}^{-1}$
θ	humidité volumétrique	$\text{m}^3.\text{m}^{-3}$
ρ	masse volumique	kg.m^{-3}
τ	transmissivité	-
Φ''	densité de flux de chaleur	W.m^{-2}
π	perméabilité de vapeur	$\text{kg.m}^{-1}.\text{s}^{-1}.\text{Pa}^{-1}$
μ	facteur de résistance à la diffusion	
μ	viscosité dynamique	N.s.m^{-2}
ξ_u	pentés des tangentes	
δ_{EQM}	erreur quadratique moyenne	
π_a	perméabilité à l'air	$\text{kg.m}^{-1}.\text{s}^{-1}.\text{Pa}^{-1}$
δ_p	perméabilité de vapeur	$\text{kg.m}^{-1}.\text{s}^{-1}.\text{Pa}^{-1}$
ν	nombre de poisson	
Φ	flux de chaleur	W
φ, ϕ	humidité relative	%
Φ_{source}	source de chaleur	W
Ψ	pression capillaire	Pa
ω	vitesse angulaire	rd.s^{-1}

Indices

Notations

	Signification
0	relatif au matériau poreux sec
a	relatif à l'air
eff	effectif
i	relatif à la surface intérieure
e	relatif à la surface extérieure
s	relatif à la surface, au solide, saturant
th	thermique
v	relatif à la vapeur d'eau
a	adsorption
d	désorption
l	liquide
f	fluide
ap	apparente
m	masse

Abréviations

Notations

	Signification
ADEME	Agence De l'Environnement et de la Maîtrise de l'Energie
AIE	Agence Internationale de l'Energie
BBC	Bâtiment Basse Consommation énergétique
CFD	Computational Fluid Dynamics
CLO	courtes longueurs d'ondes
GIEC	Groupement International d'Expert sur l'Evolution du Climat
GLO	grandes longueurs d'ondes
HAM	modèle couplé de transfert de chaleur et de masse (Heat and Mass Transfer)
HQE	Haute Qualité Environnementale
RT 2005	Réglementation Thermique 2005
SHON	Surface Hors Oeuvre Nette
SPARK	Simulation Problem Analysis and Research Kernel
Th	modèle de transfert Thermique
VER	volume élémentaire représentatif

INTRODUCTION GENERALE

Du 7 au 19 décembre 2009, la conférence des Nations Unies sur le changement climatique s'est tenue à Copenhague. Son principal résultat est l'accord de Copenhague dont l'objectif est de limiter l'augmentation de la température planétaire moyenne à moins de 2 °C par rapport au niveau de l'ère pré-industrielle. À cette fin et conformément aux conclusions du groupe d'experts intergouvernemental des Nations Unies sur l'évolution du climat (GIEC), il a été convenu que les pays développés réduisent collectivement leurs émissions de gaz à effet de serre de 25 à 40 % au-dessous des niveaux de 1990 d'ici à 2020 et que les pays en développement parviennent à descendre significativement au-dessous du taux d'augmentation des émissions actuellement prévu, qui est de l'ordre de 15 à 30 % d'ici 2020.

En France, en ce qui concerne la consommation de l'énergie, le bâtiment à lui seul consomme 46 % de l'énergie finale à laquelle s'ajoutent 3,8 % dus aux chantiers de construction¹. Par conséquent, le secteur de bâtiment joue un rôle important afin d'atteindre l'objectif de l'accord de Copenhague.

Cette préoccupation environnementale a donné naissance à diverses méthodes dans le but de répondre à deux exigences primordiales: diminuer les consommations énergétiques et les impacts sur l'environnement extérieur et assurer des ambiances intérieures saines et confortables sachant que nous passons 80 % de notre temps à l'intérieur du bâtiment. A l'envergure mondiale, les initiatives internationales sont nombreuses et suivent des directions différentes selon leur genèse ou la culture de leur pays par exemple : US GBC (US Green Building Council) des Etats Unis, MINERGIE de Suisse, PASSIVEHAUS de l'Allemagne ...etc. En France, l'association HQE (Haute Qualité Environnementale) est créée par l'ADEME en 1996 dans le but de développer la qualité environnementale des bâtiments de manière concertée. Elle définit 14 cibles avec 4 familles de cibles qui s'appliquent à tous les types de bâtiments, neufs ou existants, des secteurs résidentiel, tertiaire ou industriel. Le respect de ces cibles concerne à la fois l'enveloppe et les installations du bâtiment. Le choix préliminaire des matériaux utilisés pour la construction joue un rôle important pour la réussite d'un projet HQE. L'impact environnemental du choix de matériau ne se réduit pas aux gains qu'il procure pendant son utilisation mais c'est la somme de toutes les énergies nécessaires à la production, à la fabrication, à l'utilisation et à la démolition qui doit être prise en compte. C'est ce qu'on appelle énergie grise. On utilisera pour cela les matériaux issus de matières premières renouvelables comme les matériaux végétaux. En fait, les matériaux à fibres végétales sont une réponse parfaite au problème de l'impact environnemental des matériaux (énergie grise et émissions polluantes) et la réduction des consommations énergétiques du bâtiment. Parmi les nouveaux matériaux à base de produits végétaux, le chanvre est le plus utilisé dans la construction grâce à ses principaux avantages : grande disponibilité en France, renouvellement permanent, bilan énergétique et écologique très favorable. Les recherches effectuées jusqu'à ce jour (Collet , 2004; Cerezo,2005; Elfordy et al.,2007; Li et al., 2006; Evrard, 2008; Samri, 2008) ont permis de déterminer les propriétés physiques (mécanique, thermique et hydrique) de ce matériau et d'évaluer les performances hygrothermiques d'une paroi en béton de chanvre

¹ Démarche HQE, Applications en région Champagne Ardenne. Février 2005

(Evrard, 2008 ; Samri, 2009). Ces recherches ne reflètent que partiellement le confort ressenti dans les locaux dont les parois sont en béton de chanvre.

Dans ce contexte, ce travail a pour objectif d'étudier et d'analyser le comportement dynamique hygrothermique d'une paroi et d'un local en béton de chanvre à base de chaux ou d'amidon. La connaissance d'une telle réponse est importante, elle permet d'améliorer le confort thermique dans l'habitat et conduit à l'utilisation rationnelle de l'énergie. Il s'agit de bien prendre en compte la capacité de sorption des parois en béton de chanvre en la couplant à des systèmes de ventilation adaptés afin d'assurer le confort dans l'habitat et de réduire le mieux possible les consommations énergétiques.

Les travaux de cette thèse se scindent en quatre chapitres:

Dans le chapitre 1, nous présentons les études bibliographiques concernant les impacts du bâtiment sur l'environnement ainsi que les propriétés physiques du béton de chanvre suivies par les études de comparaison avec les autres matériaux du génie civil.

Le chapitre 2 présente les modèles utilisés au cours de ce travail, soit les équations décrivant les transferts hygrothermiques dans une paroi et le couplage avec l'ambiance. Nous présentons aussi un modèle de transferts hygrothermiques tenant compte des résistances massique et thermique à l'interface de contact d'une paroi multicouche. Ensuite, les modèles implémentés dans l'environnement de simulation SPARK sont validés avec des résultats expérimentaux trouvés dans la littérature au niveau d'une paroi et à l'échelle d'un bâtiment. Ce chapitre comprend également une étude de la sensibilité des paramètres au niveau d'une paroi simple couche en béton de chanvre.

Le chapitre 3 est consacré aux études numériques dans lesquelles l'interaction d'une paroi et d'un local en béton de chanvre avec les conditions intérieures et extérieures sont analysées. Dans un premier temps et à travers plusieurs études paramétriques, nous étudierons l'influence des paramètres du modèle sur le comportement hygrothermique d'une paroi et d'un local. Ensuite, les simulations à l'échelle d'un local sont utilisées pour étudier les performances énergétiques du béton de chanvre sous des conditions hivernales et en période caniculaire et pour différentes stratégies de ventilation et de régulation. La comparaison du comportement hygrothermique du local avec celui utilisant du béton cellulaire ou du béton normal avec du polystyrène est aussi effectuée.

Dans le chapitre 4, on présentera un nouveau matériau 100% végétal jamais réalisé en France : le béton de chanvre à base d'amidon. Les caractérisations physiques expérimentales se déroulant au sein des laboratoires de l'Université de Reims Champagne Ardennes sont présentées. La dernière partie de ce chapitre comprend également une étude numérique préliminaire appliquée à ce nouveau matériau afin d'évaluer ses performances hygrothermiques à l'échelle d'un local sous des conditions climatiques réelles.

CHAPITRE 1

ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE

Dans ce premier chapitre, après une présentation du contexte de l'impact des bâtiments sur le phénomène de réchauffement climatique, nous mettons en évidence l'utilisation du béton de chanvre dans la construction afin de réduire les consommations énergétiques et les émissions de gaz à effet de serre et afin d'assurer un confort hygrothermique dans l'habitat. Nous présentons dans la suite les propriétés mécanique, thermique et hydrique du béton de chanvre trouvées dans la littérature.

1.1 L'IMPACT DU BATIMENT SUR L'ENVIRONNEMENT ET L'UTILISATION DU BETON DE CHANVRE

1.1.1 Contexte général

Le changement climatique est l'un des défis les plus complexes de notre jeune siècle. Aucun pays n'est à l'abri de ses effets et aucun pays ne peut, seul, faire face aux décisions politiques controversées, aux profondes transformations technologiques et autres enjeux indissociables et lourds de conséquences à l'échelle de la planète. En même temps que la planète se réchauffe, le régime des précipitations se modifie et des phénomènes extrêmes tel que sécheresses, inondations et incendies de forêts deviennent plus fréquents. Dans les zones côtières densément peuplées et dans les états insulaires, des millions de personnes seront chassées de leurs habitations par la montée des eaux. Les populations pauvres d'Afrique, d'Asie et d'autres parties du monde sont confrontées à la perspective de récoltes désastreuses, d'une baisse de la productivité agricole, et d'une recrudescence de la faim, de la malnutrition et de la maladie².

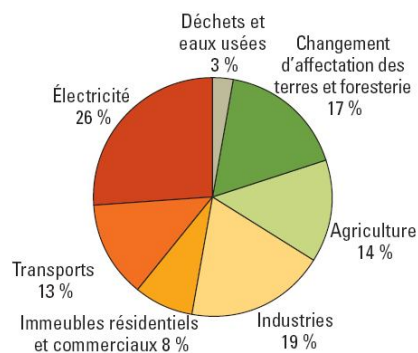


Figure 1. 1 : Les émissions mondiales de CO₂ pour différents secteurs (GIEC, 2007).

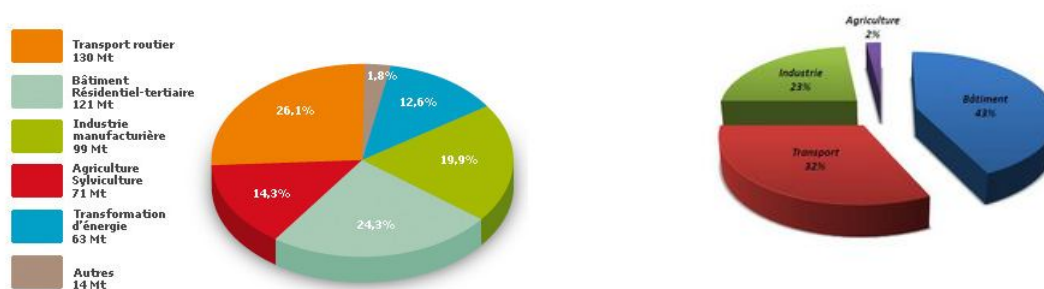


Figure 1. 2: Les consommations énergétiques et les émissions de CO₂ pour différents secteurs économiques³.

Afin de limiter les effets du réchauffement climatique, il faut donc diminuer les émissions de gaz à effet de serre notamment le CO₂. Les émissions mondiales de CO₂ sont montrées dans la figure 1.1 (GIEC, 2007) et montrent que la plus grande source d'émission de CO₂ est l'énergie. Quant au secteur du bâtiment, c'est le premier consommateur d'énergie parmi tous

² Rapport sur le développement du monde : Développement et changement climatique. Banque mondiale. Washington 2009

³ Source ADEM

les secteurs économiques. La figure 1.2 montre qu'il est responsable de 43 % de l'énergie finale totale et de 24,3 % des émissions nationales de CO₂.

Les chiffres montrent l'importance des enjeux du secteur du bâtiment dans le contexte national et international. Cette préoccupation environnementale a donné naissance à divers labels afin de réduire les consommations énergétiques et de limiter les impacts environnementaux. Au niveau européen, on peut citer deux labels exemplaires : Passivehaus en Allemagne et Minergie en Suisse. Le label Passivehaus⁴ désigne les bâtiments résidentiels neufs garantissant une étanchéité à l'air inférieure à 0,6 vol/h pour une différence de 50 Pa et dont le besoin de chauffage et l'énergie grise utilisée ne dépassent pas 15 kWh/(m².an) et 120 kWh/(m².an) respectivement. En ce qui concerne le label Minergie en Suisse, il propose plusieurs niveaux d'exigences :

- Le premier est Minergie stand qui exige que la performance énergétique d'un bâtiment neuf ne doit pas dépasser 38 kWh/(m².an).
- Le second c'est Minergie P (passive), qui exige une conception du bâtiment basse consommation énergétique dont les performances énergétiques et le besoin de chauffage en hiver sont inférieures à 30 kWh/(m².an) et 15 kWh/(m².an) respectivement⁵.

En France, la norme HQE ne propose ni solution ni norme universelle mais une méthode de travail qui propose une trame pour toutes les étapes de la construction, la durée de vie de la construction, la maintenance et la démolition afin de réaliser un bâtiment respectueux de l'environnement utilisant les nouvelles technologies et des matériaux à faible impact. Afin de limiter les consommations énergétiques, l'arrêté ministériel du 3 mai 2007 définit les exigences réglementaires du label **BBC** (bâtiment basse consommation énergétique) qui est repris par le Grenelle comme étant l'objectif 2012 pour les bâtiments neufs. Ce dernier reprend les valeurs définies par l'association Effinergie®, soit un objectif de consommation pour les constructions résidentielles neuves de 50kWh/m²/an.

1.1.2 Matériaux à base de fibres végétales : une bonne réponse au développement durable

Face à ces préoccupations environnementales, le choix des matériaux adéquats est une clé afin de limiter l'impact environnemental et d'assurer un milieu intérieur sain et confortable. Le choix de matériau adéquat se base sur de nombreux critères : l'économie (de point de vue énergétique et financier), l'esthétique et l'impact environnemental. Tous ces critères sont pris en compte dans le cycle de vie du matériau qui prend en compte toute la chaîne depuis l'extraction des matières premières jusqu'à sa démolition (la figure 1.3). Il s'agit d'avoir une vision globale et le choix de matériaux utilisés se fait en respectant l'environnement et privilégiant les ressources locales.

Pour cela, l'utilisation des matériaux à fibres végétales (le chanvre, la paille, le lin, le bois, etc.) qui sont renouvelables, recyclables et durables est une bonne réponse dans le souci de préserver la santé de l'homme, de répondre à ses besoins de bien-être et de confort et de réduire les impacts environnementaux (Collet, 2004 ; El Hajj, 2010). L'utilisation des matériaux à base de produits végétaux a les avantages suivants :

- Les ressources abondantes et renouvelables: Les végétaux se renouvellent selon la saison et par conséquent assurent une ressource abondante sachant que les autres ressources (charbon, pétrole, gaz) seront épuisées d'ici quelques décennies. Par

⁴ <http://www.passiv.de/>

⁵ <http://www.minergie.fr/le-label-minergie/de-haute-performance.html>

conséquent, l'utilisation des végétaux évite les soucis d'épuisement de ressources à l'avenir.

- Faible énergie grise : L'énergie grise est la somme de toutes les énergies nécessaires à la production, au transport, à la fabrication, à l'utilisation et enfin à la démolition du matériau ou à son élimination en fin de sa vie. La figure 1.4 compare l'énergie grise de différents matériaux du génie civil. On remarque que celle du béton de chanvre est plus faible que les autres et ceci est dû aux raisons suivantes : faibles énergies à la production et limitation des consommations liées au transport en favorisant la consommation locale.
- Réduction des émissions de gaz à effet de serre.

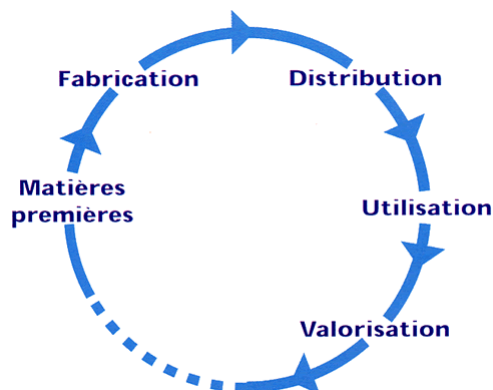


Figure 1. 3: Le cycle de vie d'un produit.

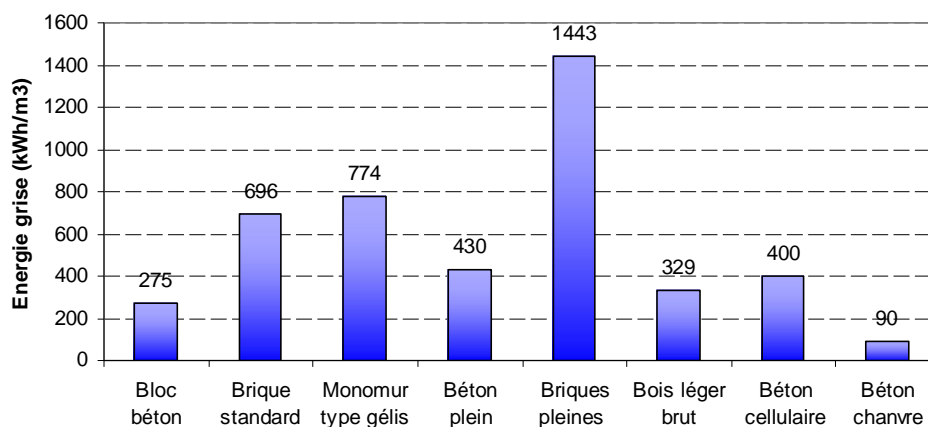


Figure 1. 4: Energie grise des matériaux utilisés dans le bâtiment⁶.

Les émissions de CO₂ par unité de surface de mur extérieur pour différents matériaux sont présentées dans la figure 1.5. Le résultat montre que les émissions engendrées par les matériaux à base de produits végétaux sont les plus faibles. En plus, pour les végétaux, leur croissance absorbe le CO₂ contenu dans l'atmosphère tandis que cette activité se réduit considérablement lorsque l'arbre est adulte.

⁶ <http://www.citemaison.fr/scripts/bibliotheque-materiaux.php>

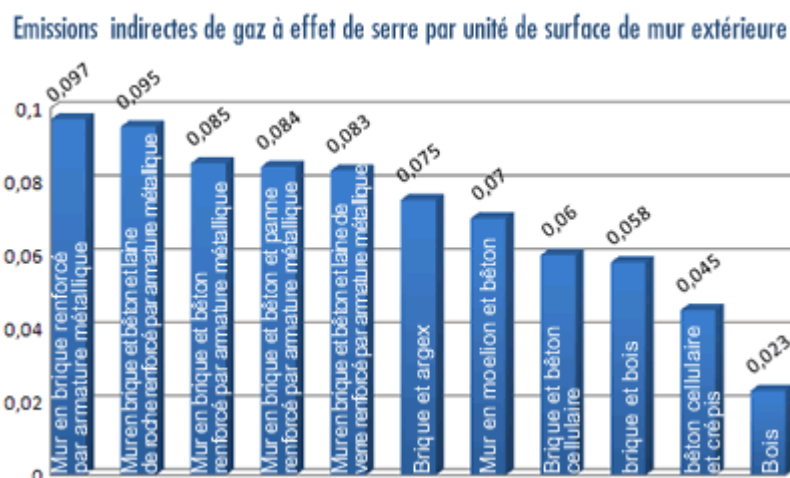


Figure 1. 5: Emissions de gaz à effet de serre par unité de surface de mur extérieure⁷.

1.1.3 Pourquoi choisir le béton de chanvre ?

Les analyses ci-dessus montrent positivement l'utilisation des matériaux à base végétale dans le secteur du bâtiment. Parmi les nouveaux matériaux à base végétale, le chanvre tient une place primordiale grâce aux principaux avantages : grande disponibilité en France, renouvellement permanent, bonne régulation hygrométrique, bilans énergétique et écologique très favorables. La figure 1.6 présente l'état de culture du chanvre dans l'Union Européenne et en France où la surface cultivée est de 9900 ha en 2003 soit 61 % de la production européenne.

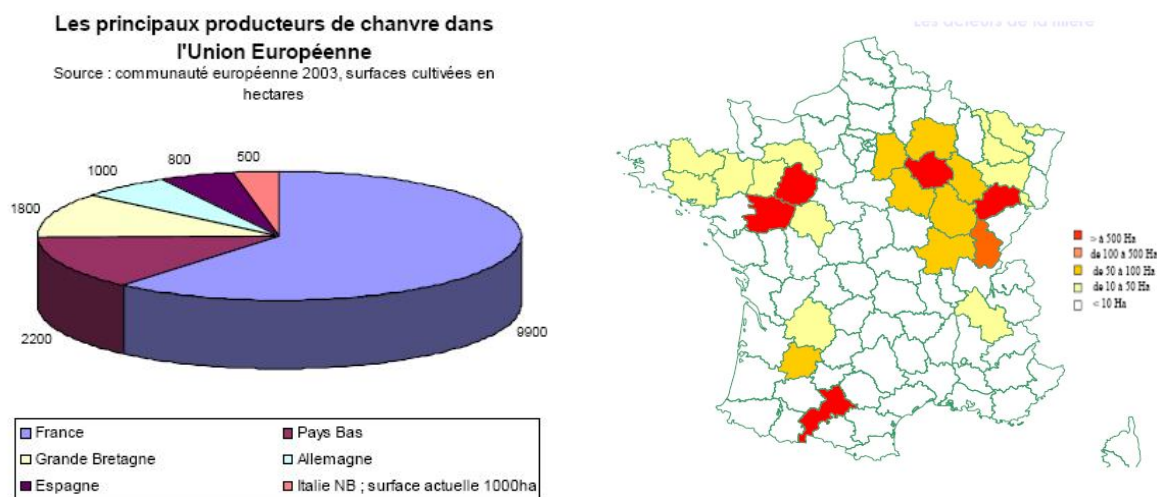


Figure 1. 6: Etat de la culture du chanvre dans l'Union Européenne et en France (2003)⁸.

La figure 1.7 compare la résistance thermique, la consommation en énergie primaire et l'émission de CO₂ du béton de chanvre aux autres matériaux. Ces résultats expliquent pourquoi l'utilisation du béton de chanvre est de plus en plus recommandée et conseillée pour la construction écologique sachant que son énergie grise est faible par rapport à la plupart des matériaux de construction (la figure 1.4). Un hectare de chanvre peut utiliser 15 tonnes de

⁷ Réduction des émissions de gaz à effet de serre et flux de matière – analyse de système des logements, 1ere partie, Institut de Wallon, 2000.

⁸ http://www.eco-construisons.org/files/547/2008.12.conf_MAT/8.Chanvre.LGoudet.pdf.

CO₂ avant d'arriver à maturité. Une analyse de cycle de vie du bois a montré que 1 m² de mur à ossature bois de 26 cm peut stocker 75 kg de CO₂. L'impact du béton de chanvre sur le changement climatique est de l'ordre de -0,35 kg CO₂ eq./UF/an tandis que les autres matériaux de construction émettent plus que 0,49 kg CO₂ eq./UF/an (la figure 1.7). Ceci nous permet d'envisager un objectif très ambitieux au futur : les Constructions Zéro Carbone.

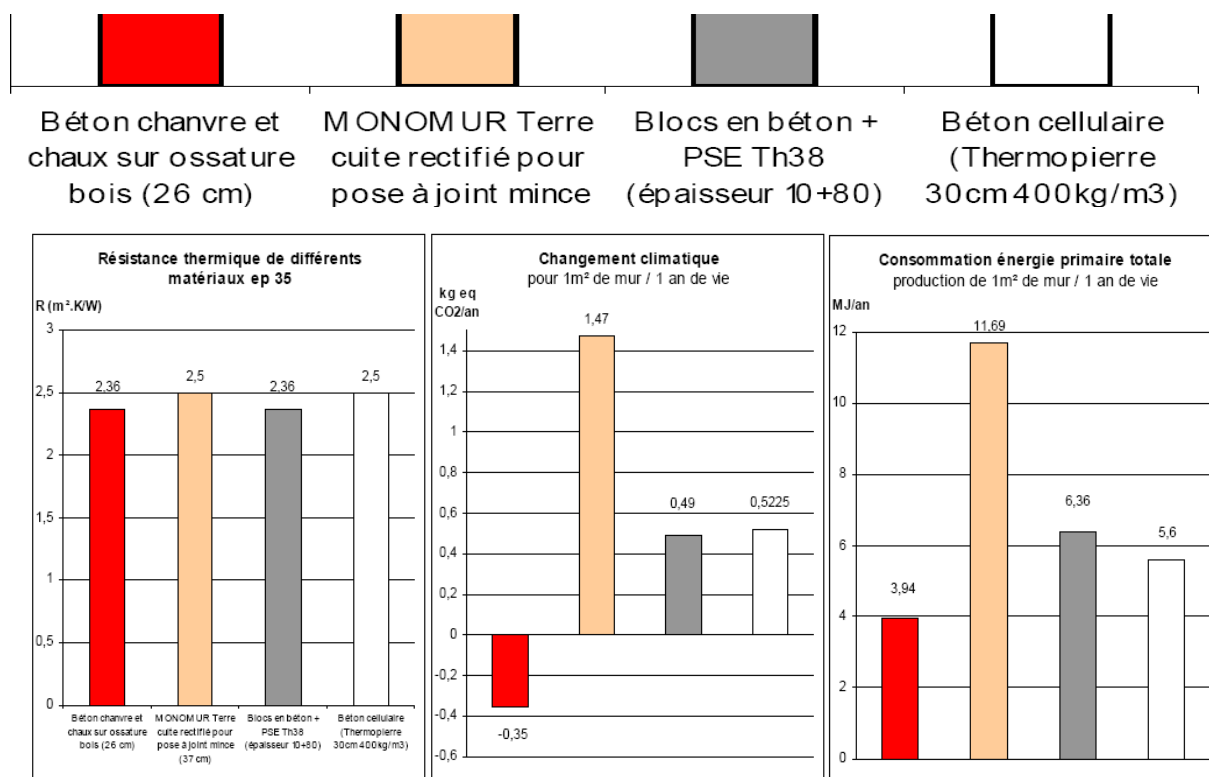


Figure 1. 7: Comparaison des intérêts environnementaux entre le béton chanvre et les autres matériaux⁹.

1.1.4 Synthèse des recherches effectuées sur le béton de chanvre

Les connaissances des propriétés physiques du béton de chanvre sont indispensables pour valoriser ce matériau dans la construction. Avant 1997, les publications sur l'utilisation du béton de chanvre sont rares voire inexistantes et après cette date, le béton de chanvre a fait l'objet de nombreux travaux de recherche et de développement non seulement en laboratoire mais aussi sur le chantier.

Au niveau des recherches déterminant les propriétés mécanique et thermique du béton de chanvre, différents travaux (Collet, 2004 ; Cerezo, 2005 ; O'Dowd et al., 2005 ; Arnaud et al., 2006 ; Arnaud, 2000 ; Evrard, 2008) ont montré que ses caractéristiques dépendent des paramètres suivants :

- La nature et le dosage des matières premières (liants : chaux vive CaO, chaux aérienne Ca(OH)₂, amidon, etc.) ;
- Le granulats chanvre (taille, qualité, eau) ;
- La méthode de fabrication (machine à projection, méthode de préfabrication) ;

⁹ http://www.eco-construisons.org/files/547/2008.12.conf_MAT/8.Chanvre.LGoudet.pdf

- Les conditions extérieures (température, humidité relative) etc.

En ce qui concerne ses propriétés acoustiques, il y a peu de recherche jusqu'à maintenant. Les travaux de Cerezo (2005) ont permis de découvrir quelques pistes du comportement acoustique du béton de chanvre dans lesquels le coefficient d'absorption obtenu varie entre 0,3 et 0,9 selon le dosage et la fréquence. Les mêmes valeurs sont obtenues pour les essais effectués au laboratoire LTM-GRESPI de l'Université de Reims (Gillet, 2009). Cette valeur du béton de chanvre est élevée par rapport à celle d'autres matériaux du génie civil testés dans les mêmes conditions d'essais. Cependant, dans la thèse de Cerezo, le coefficient d'absorption est obtenu par l'utilisation des échantillons dont la surface a été talochée sachant que ce coefficient varie selon l'état de surface des échantillons.

Afin de mieux comprendre et d'analyser plus précisément le comportement hygrothermique de ce matériau, les recherches déterminant les propriétés hydriques du béton de chanvre ont été effectuées (Collet, 2004 ; Evrard, 2008). Dans ses travaux, Collet a mesuré la courbe isotherme de sorption (adsorption et désorption) et la perméabilité à la vapeur puis elle a calculé le coefficient de diffusion hydrique isotherme. De plus, afin de faciliter la mise en place des bancs expérimentaux pour caractériser les propriétés hygrothermiques, le volume élémentaire représentatif (VER) est recherché et les résultats montrent que la dimension du VER du béton de chanvre est de l'ordre de 5 cm.

Les propriétés physiques ne reflètent qu'une vision partielle de la performance lorsque les matériaux sont utilisés dans la construction. Dans le but de caractériser sa performance puis de la comparer aux autres matériaux, les études du comportement hygrothermique au niveau d'une paroi ont été effectuées (Samri, 2008 ; Evrard 2008). Dans son travail, Samri a effectué des travaux expérimentaux et des études numériques élaborées sous COMSOL Multiphysiques sur une paroi dont les épaisseurs sont de 15 cm et 30 cm pour deux types de béton de chanvre de dosages HLC1 et HLC2 (dosage en liant plus faible) respectivement. De plus, l'influence de l'aspect poreux sur l'échange d'eau sous forme vapeur et liquide au sein du matériau et le rôle de l'enduit sur les performances hygrothermiques d'une paroi en chanvre ont été mis en évidence. Les résultats obtenus ont permis de mettre en valeur la capacité de régulation hygrothermique du béton de chanvre en amortissant les fluctuations quotidiennes en humidité relative et en température. Ces conclusions sont cohérentes avec les résultats obtenus par Evrard. Ce dernier a déterminé les propriétés hygrothermiques du béton de chanvre en vue de leur utilisation dans le logiciel WUFI4.1 Pro et ceci pour différentes configurations (plancher, paroi verticale, toiture...), ce qui a permis de comparer les résultats expérimentaux avec les résultats numériques au niveau du comportement hygrothermique dynamique d'une paroi en béton de chanvre.

En bref, les recherches effectuées jusqu'à ce jour s'arrêtent soit au niveau des propriétés physiques soit au niveau de l'évaluation des performances hygrothermiques d'une paroi. Ces résultats ne sont pas suffisants pour prédire précisément le confort d'habitat et la performance hygrothermique d'un bâtiment qui contient plusieurs éléments et facteurs à considérer : les parois, systèmes de chauffage et de ventilation, les fenêtres, l'état de l'art du bâtiment, les systèmes passifs, etc. Par conséquent, une étude du comportement hygrothermique d'un local en béton de chanvre sera effectuée dans cette thèse par le biais d'une réponse plus précise du comportement hygrothermique au niveau du bâtiment et la prise en compte d'autres facteurs comme les stratégies de ventilation et de climatisation, la ventilation nocturne en période caniculaire, la ventilation hygro-réglable etc..

1.2 LES PROPRIETES PHYSIQUES DU BETON DE CHANVRE

Le béton de chanvre est un matériau poreux humide dont trois phases (solide, liquide, gazeuse) existent en même temps dans le matériau (dans le cas non saturé). Sa masse volumique sèche est de l'ordre de 200 à 900 kg/m³ et comparable au cas du béton cellulaire. Les propriétés du béton de chanvre dépendent de plusieurs facteurs : dosage, qualité des particules de chanvre et de chaux, méthode de fabrication, conditions extérieures, etc. Avant d'aborder les propriétés physiques du béton de chanvre, nous présentons la formule décrivant les caractéristiques physiques fondamentale abordées dans cette thèse.

1.2.1 Introduction des caractéristiques physiques

Dans cette thèse, nous utilisons le diagramme de phases comme montré dans la figure 1.8.



Figure 1. 8 : Les trois phases d'un milieu poreux non saturé.

V : volume apparent (m³)

m : masse totale (kg)

V_s : volume solide (m³)

m_s : masse de solide (kg)

V_l : volume liquide (m³)

m_l : masse de liquide (kg)

V_g : volume gazeux (m³)

m_g : masse de gaz (kg)

V_p : volume des pores (m³)

La masse totale :

$$m = m_l + m_s + m_g \text{ (kg)} \quad [1.1]$$

Le volume apparent :

$$V = V_l + V_s + V_g \text{ (m}^3\text{)} \quad [1.2]$$

Le volume des pores :

$$V_p = V_l + V_g \text{ (m}^3\text{)} \quad [1.3]$$

La masse volumique et masse volumique (kg.m⁻³) à l'état sec :

$$\rho = \frac{m}{V} ; \rho_0 = \frac{m_{\text{sec}}}{V} \quad [1.4]$$

La porosité totale (%) qui tient compte des cavités occluses au sein du solide (pore fermé) :

$$n = \frac{V_g + V_l}{V} = \frac{V - V_s}{V} = \frac{\rho_s - \rho_0}{\rho_s} \quad [1.5]$$

La teneur en eau volumique θ (%) :

$$\theta = \frac{V_{\text{eau}}}{V} \quad [1.6]$$

La teneur en eau massique, exprimée par unité de masse (kg/kg) ou par unité de volume (kg/m^3) :

$$u = \frac{m - m_s}{m_s} ; w = \frac{m - m_s}{V} = \rho_0 u \quad [1.7]$$

1.2.2 La composition du béton de chanvre

Le béton de chanvre est un matériau poreux obtenu en mélangeant un liant à base de chaux, des fibres de chanvre (chènevotte) et de l'eau.

La chaux employée est en majeure partie de la chaux aérienne Ca(OH)_2 , puis de chaux hydraulique. La chaux est adaptée aux constructions en matériaux naturels tel le chanvre puisqu'elle récupère le CO_2 lors de sa mise en œuvre. Pour le béton de chanvre, ces deux liants sont normalement combinés d'un mélange avec une proportion quelconque par exemple le liant T70 se compose 1/3 de chaux hydraulique et 2/3 de chaux aérienne. En ce qui concerne les particules, elles sont obtenues à partir de la tige d'une plante le « Cannabis Sativae» (la figure 1.9) tandis que les graines ou chènevis de cette plante sont utilisées dans l'alimentation animale, cosmétique etc.

La forte porosité des particules de chanvre est due aux nombreux capillaires dont le diamètre est compris entre 10 et 40 μm comme montré dans la figure 1.10 qui met en évidence la structure tubulaire de la particule. Sa structure poreuse permet d'expliquer deux caractéristiques importantes : sensibilité à l'eau (pouvoir absorbant élevé) et capacité de déformation du granulat.

Les performances mécaniques et hygrothermiques sont liées au dosage de chaux. Plus le dosage de liants est grand, plus seront grandes la conductivité thermique et la résistance mécanique. Cela peut être expliqué par le fait que plus le dosage en liant est grand, plus les particules de béton de chanvre sont noyées par une matrice de chaux réduisant leur capacité d'isolation thermique.

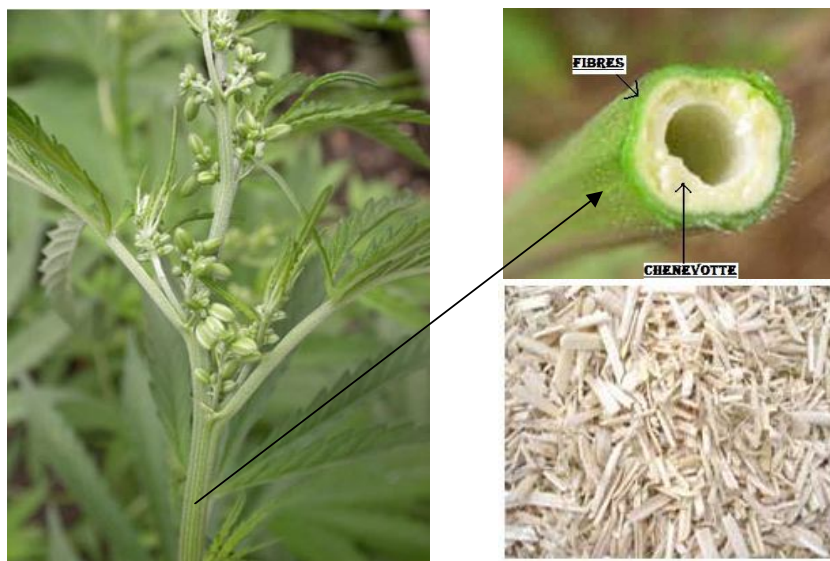


Figure 1. 9 Plante de cannabis, la tige et la chènevotte ¹⁰.

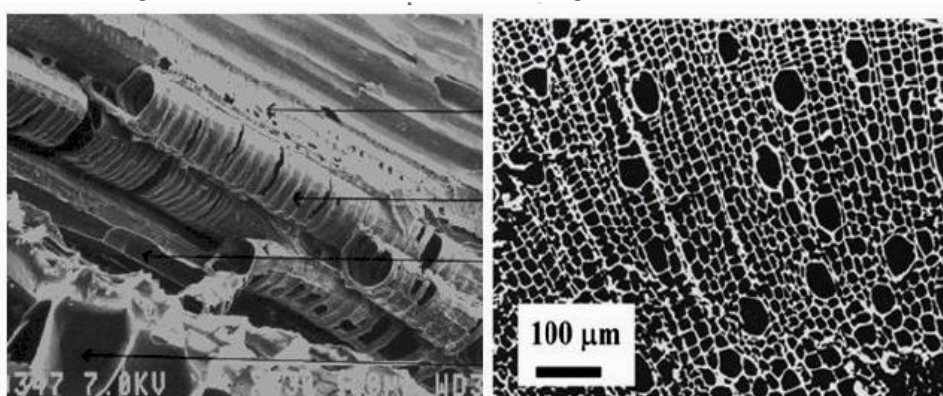


Figure 1. 10: Image microscopique électronique d'une particule de chanvre (Garcia-Jaldon, 1995).

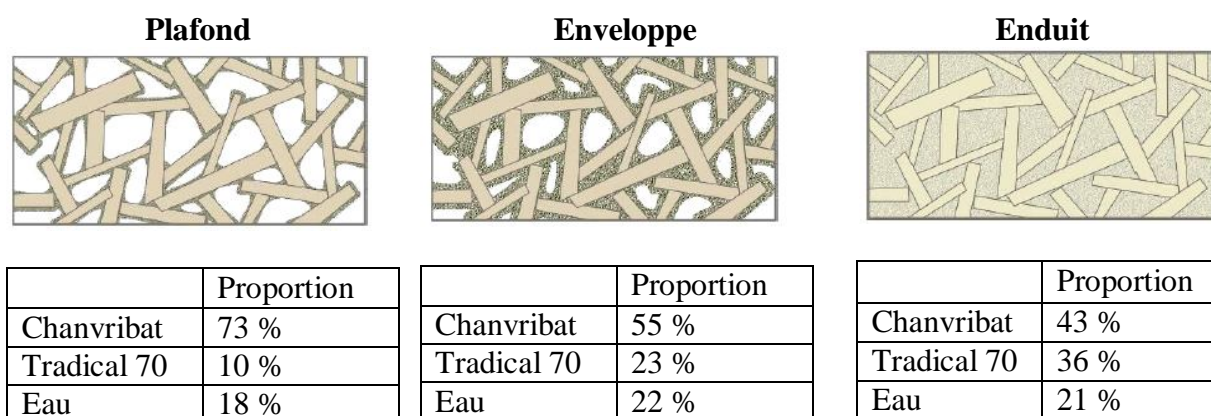


Figure 1. 11: Dosage en fonction de l'utilisation (Evrard, 2008).

¹⁰ <http://www.chanvre.oxatis.com/PBCPPlayer.asp?ID=151416>

Le dosage employé dépend également de l'utilisation du béton de chanvre dans l'enveloppe du bâtiment. La figure 1.11 montre les dosages utilisés en fonction de l'utilisation (Evrard, 2008):

- Le tradical 70 est un liant formulé à base de chaux grasse (75 %), de liants hydrauliques (15 %) et puzzolanique (10 %) ;
- Chanvribat est un granulats fabriqué à partir de chènevotte extraite mécaniquement du chanvre.

1.2.3 Porosité et masse volumique du béton de chanvre

Les caractéristiques physiques d'un matériau poreux sont liées à la structure de sa porosité et celle-ci permet d'évaluer également le comportement hygrothermique (pouvoir absorbant, isolation thermique, etc.) et mécanique (résistance de traction, compression, déformation sous la contrainte, etc.). Il est donc important d'étudier les paramètres structuraux de la porosité du béton de chanvre. En tenant compte de la connexion entre les pores, on distingue : la porosité ouverte dont les vides sont connectés et la porosité close dont les vides ne sont pas liés (pore isolé au sein de solide). Les pores fermés n'ont pas d'influence sur le transfert de masse dans les milieux poreux mais ils auront un effet sur la conductivité thermique, la résistance mécanique, la masse volumique et d'autres propriétés. La porosité ouverte contribue au transfert de l'humidité au sein du matériau et elle est désignée par le rapport entre le volume des pores ouverts (accessibles par les molécules d'eau) et le volume de l'échantillon. Il est noté ici que les pores sont quelques fois subdivisés en réseaux des pores ouverts et pores sacciformes, il n'y a que les premiers qui contribuent au transfert massique en régime permanent. La porosité ouverte est calculée par la formule :

$$n = \frac{V_0}{V} (\%) \quad [1.8]$$

Lorsque l'état saturé a lieu, tous les pores ouverts sont remplis d'eau et la porosité ouverte est donc calculée à partir de la teneur en eau massique de saturation :

$$n = u_{sat} \frac{\rho_0}{\rho_t} (\%) \quad [1.9]$$

La porosité de béton de chanvre est exploitée par Collet (2004) pour deux gâchées du béton de chanvre notés : A et B. Les résultats obtenus montrent que le béton de chanvre est un matériau macroporeux dont le diamètre médian des pores est de 0,69 μm et 0,78 μm pour les bétons A et B respectivement. Concernant la porosité ouverte, les moyennes obtenues pour le béton de chanvre sont comparées aux autres matériaux dans la construction et présentées dans le tableau 1.1.

Le tableau 1.1 montre que le béton de chanvre a une porosité ouverte beaucoup plus grande et une masse volumique sèche plus faible que les autres matériaux.

Une autre notion importante, c'est le volume élémentaire représentatif (VER) qui est le volume minimum à prendre en considération pour que, une fois appliquée la théorie d'homogénéisation, les résultats obtenus soient représentatifs du comportement macroscopique du milieu hétérogène. Il faut choisir la taille d'un VER d'une façon à capturer

le mouvement globale du fluide, du solide, le transfert thermique et pour lisser les complexités morphologiques. Le VER doit respecter les conditions suivantes (Whitaker, 1997):

- R_0 , rayon du VER, est très petit devant la taille du milieu étudié.
- $l_f \ll R_0 \ll L$ où L est la dimension caractéristique de l'ensemble du matériau et l_f est la taille caractéristique de la porosité).

Matériaux	Teneur en eau saturée massique	Masse volumique (kg.m^{-3})	Porosité ouverte
Béton de chanvre A	163,6 %	413	63,8 %
Béton de chanvre B	168,3 %	425	72 %
Béton cellulaire	87 %	600	43,5 %
Béton C12/25	7,95 %	2200	17,5 %
Brique extrudée	20 %	1630	33,3 %

Tableau 1. 1 : Masse volumique, teneur en eau saturée, porosité ouverte pour différents matériaux ((Collet , 2004), (WUFI)).



Figure 12.a : Porosité du béton de chanvre.

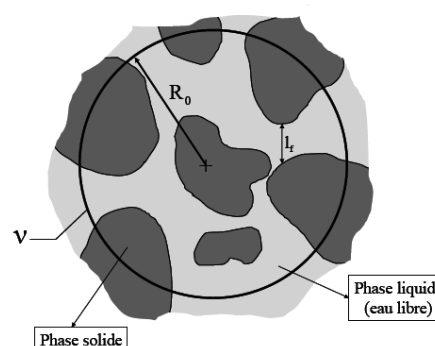


Figure 12.b : Volume Élémentaire Représentatif (VER).

Figure 1. 12 : VER et analyse visuelle de la porosité du béton de chanvre (Evrard, 2008).

Collet (2004) a déterminé le VER du béton de chanvre en mesurant la masse volumique d'échantillons de taille de plus en plus petite. Les résultats montrent que pour le béton de chanvre la dimension d'un VER est de l'ordre de 5 cm. Ce résultat est proche des analyses visuelles effectuées par Evrard (2008) qui a approximé la dimension d'un VER de l'ordre de 4,7 cm (la figure 1.12).

1.2.4 Propriétés mécaniques du béton de chanvre

Les propriétés mécaniques d'un matériau décrivent sa réponse aux charges appliquées. L'utilisation du béton de chanvre est envisagée pour plusieurs applications que ce soit en rénovation ou en construction neuve: remplissage de colombage, plancher de structure bois, des éléments de construction préfabriquée ayant un rôle structurel ou porteur (brique, bloc en béton de chanvre), etc... De ce fait, l'étude de ses propriétés mécaniques est nécessaire et a

fait l'objet de quelques travaux de recherche (Arnaud et al, 2001 ; Cerezo, 2005). Ces propriétés mécaniques sont la contrainte de rupture (en compression et en traction du matériau), la déformation, le module d'Young et le coefficient de Poisson qui sont mesurés au 28^{ème} jour pour le béton normal par exemple puisqu'à cette date, l'éprouvette atteint 95 % de ses propriétés finales.

Avant de présenter les propriétés du béton de chanvre, il est nécessaire de rappeler les formules qui permettent de les calculer et de mieux comprendre leur sens physique. La contrainte de traction ou de compression exprimée en MPa est calculée selon la formule :

$$\sigma = \frac{F}{A} \quad [1.10]$$

Où F et A sont la force (N) et la section d'échantillon (mm²) respectivement. La contrainte maximale que l'éprouvette peut supporter avant rupture s'appelle la contrainte de rupture ou bien la résistance de compression ou traction.

En ce qui concerne le module d'Young E, il est calculé à partir de la déformation et de la contrainte selon la loi de Hooke qui n'a considéré que la phase élastique et linéaire donc proportionnelle et réversible:

$$E = \frac{\sigma}{\varepsilon} \quad [1.11]$$

Où la déformation ε est calculée en divisant l'allongement par la longueur initiale.

Le nombre de Poisson dont le calcul est illustré dans la figure 1.13 caractérisant la contraction perpendiculaire à la direction de l'effort appliqué est calculé selon formule :

$$\nu = \frac{(l_0 - l) / l_0}{(L_0 - L) / L_0} \quad [1.12]$$

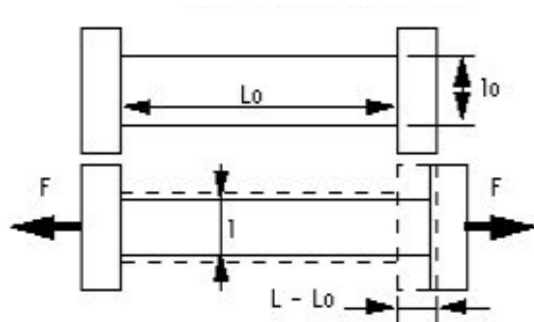


Figure 1. 13: Illustration du calcul du coefficient de Poisson.

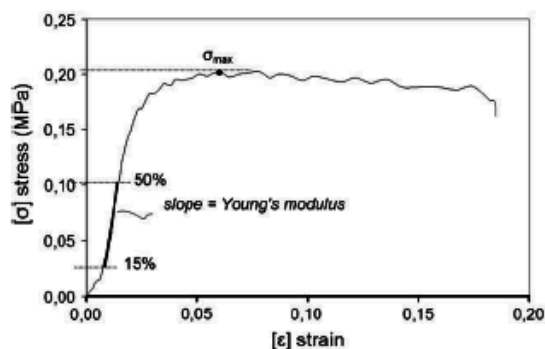


Figure 1. 14: La courbe contrainte déformation pour le spécimen A (Bruijn et al, 2009).

Les recherches de Cerezo (2005) et Bruijn (2009) montrent que le béton de chanvre possède un comportement élasto-plastique non fragile et une forte déformabilité sous contrainte et la possibilité de reprise des efforts même après avoir atteint la résistance mécanique maximale (figure 1.14). Cela permet d'apporter des solutions pertinentes dans de nombreux cas (remplissage de construction, élément préfabriqué, etc.).

La synthèse des résultats obtenus pour différents dosages en liant (faibles dosages, dosages intermédiaires et forts dosages) est montrée dans le tableau 1.2.

Dosage en liant	Concentration volumique liant	ρ (kg/m ³)	σ_{\max} de compression (MPa)	E (MPa)	$\epsilon_{\sigma\max}$	ν
Faible	10 %	250	0,25	4	0,15	0,05
Intermédiaire	19-29 %	350 - 500	0,35-0,8	32-95	0,05-0,06	0,08-0,16
Fort	40 %	600- 660	1,15	140-160	0,04	0,2

Tableau 1. 2 Caractéristiques mécaniques du béton de chanvre pour différents dosages en liant (Cerezo, 2005).

Les résultats obtenus par Cerezo (2005) montrent que les propriétés mécaniques du béton de chanvre dépendent de la concentration volumique du liant et varient entre 0,25-1,25 MPa pour la résistance de compression et entre 4 et 160 MPa pour le module de Young. Plus le dosage en liant est faible, plus la résistance mécanique, le module d'élasticité, le coefficient de Poisson sont faibles et plus la déformation est élevée. Pour un dosage faible, les particules sont connectées par des ponts de liant et le matériau présente donc des propriétés mécaniques proche de celles du chanvre en vrac. Par conséquent, la déformation est élevée (de l'ordre de 15 %) et les autres propriétés mécaniques sont faibles. Dans les cas où les dosages sont intermédiaires et forts, le niveau de performance mécanique du béton de chanvre dépend de l'épaisseur de la couche du liant enrobant les particules. De plus les essais pour les dosages avec la présence du ciment effectués par Bruijn (2009) montrent que la résistance mécanique augmente selon la proportion du ciment dans le mélange. Cependant la présence de ciment dans le béton de chanvre peut présenter des inconvénients comme la rétention des molécules de vapeur d'eau dans le matériau en contact avec le ciment ce qui entraînera sa moisissure.

1.3 LES PROPRIETES THERMIQUES DU BETON DE CHANVRE

Le béton de chanvre est un matériau poreux qui se compose généralement de trois phases : solide (partie structure du matériau, encore appelée matrice), liquide (l'eau libre ou absorbée par le matériau) et une phase gazeuse (air sec et vapeur d'eau). Les milieux poreux du béton de chanvre sont le siège de multiples phénomènes physico-chimique et de transport. Cette partie est consacrée au transfert de chaleur et aux propriétés du béton de chanvre qui y sont reliés.

1.3.1 **Transfert de chaleur dans les milieux poreux**

Le transfert de chaleur dans les milieux poreux humide se fait par plusieurs manières à cause de trois phases existant en même temps:

- Conduction : dans les phases liquide, solide et gazeuse
- Convection : dans les pores
- Rayonnement : entre les parois des pores
- Changement de phase : évaporation ou condensation de la vapeur dans les pores.

➤ Diffusion de vapeur d'eau liée à un gradient de température et de la teneur en eau.

En pratique, les transferts de masse et de chaleur ont lieu simultanément et ce sera important d'étudier les transferts hygrothermiques couplés dans les milieux poreux. On suppose qu'il n'y a pas de source d'énergie générée dans le milieu poreux, la conductivité thermique est constante et si le terme de convection dans les pores est négligé, l'équation de transfert de chaleur peut être exprimée sous la forme:

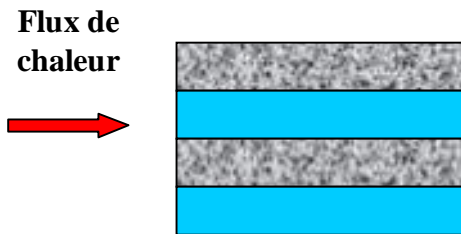
$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\lambda_m}{(\rho c)_m} \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} = a \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \quad [1.13]$$

Où le rapport entre la conductivité thermique globale et la capacité thermique volumique $(\rho c)_m$ est nommée la diffusivité thermique dont l'unité est exprimée par m^2/s . La diffusivité thermique est une grandeur intensive qui caractérise la vitesse de pénétration de chaleur dans un matériau. Plus elle est faible, plus le front de chaleur met du temps à traverser l'épaisseur du matériau.

En général, les structures sont complexes et mixtes donc la conductivité thermique se trouve dans l'intervalle de celle de modèle en série et celle du modèle parallèle dont les conductivités thermiques sont montrées dans la figure 1.15. Nous avons toujours :

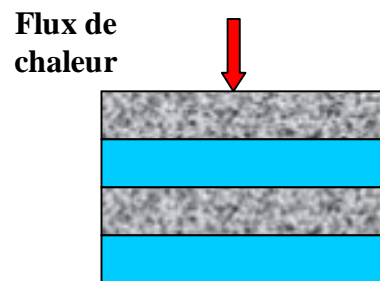
$$\lambda_{\text{modèle_série}} \leq \lambda_{\text{réelle}} \leq \lambda_{\text{modèle_parallèle}} \quad [1.14]$$

Des modèles plus précis de la conductivité thermique globale ont été élaborés où les modèles assimilent en général le milieu poreux réel à une structure de géométrie simple et régulière. Une fois cette géométrie choisie, la conductivité thermique équivalente peut être estimée par une résolution grâce aux hypothèses simplificatrices.



$$\lambda_m = (1 - n)\lambda_s + n\lambda_f$$

Figure 1.15a : Modèle en parallèle



$$\lambda_m = \frac{\lambda_s \lambda_f}{n\lambda_s + (1 - n)\lambda_f}$$

Figure 1.15a : Modèle en série

Figure 1. 15 : Modèles en série et en parallèle et leurs conductivités thermiques.

1.3.2 Conductivité thermique du béton de chanvre

La conductivité thermique λ ($W.m^{-1}.K^{-1}$) est une grandeur importante qui caractérise la capacité isolante thermique d'un matériau. Plus le matériau est isolant, plus le coefficient λ est faible. Elle a un caractère intrinsèque du matériau et sa valeur ne dépend pas de la surface de la paroi.

La mesure de la conductivité thermique du béton de chanvre a été effectuée par de nombreuses équipes (Collet, 2004 ; Cerezo, 2005 ; Evrard, 2008) et les résultats obtenus pour les valeurs équivalentes de masse volumique sont cohérents entre eux. En ce qui concerne la conductivité thermique d'un milieu sec, Evrard a trouvé que les conductivités thermiques varient de 0,109 à 0,121 W.m⁻¹.K⁻¹ pour la masse volumique du béton de chanvre sec variant entre 460 et 500 kg.m⁻³. Comparé aux conductivités thermiques obtenues par Cerezo, elles sont proches et varient de entre 0,09 et 0,16 W.m⁻¹.K⁻¹ lorsque la masse volumique sèche varie de 400 à 700 kg.m⁻³. La figure 1.16 montre la variation de la conductivité du béton de chanvre sec en fonction de sa masse volumique.

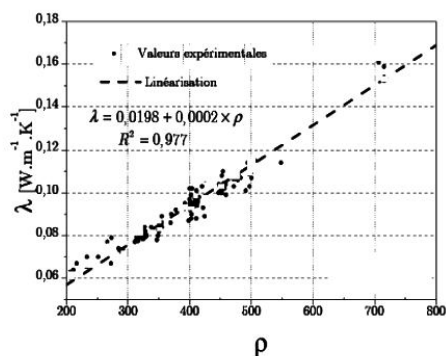


Figure 1. 16: La conductivité thermique du béton de chanvre sec en fonction de la masse volumique (Cerezo, 2008).

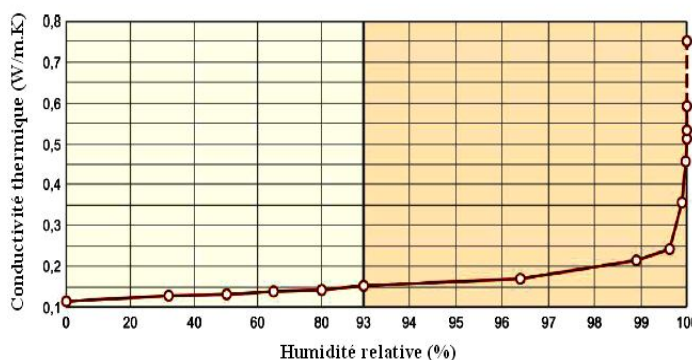


Figure 1. 17: L'influence de l'humidité sur la conductivité thermique du béton de chanvre (LHM-wall) soumis à HR=0 % et HR=100 % (Evrard, 2008).

A ne pas oublier que le béton de chanvre est un milieu poreux de forte porosité, constitué de trois phases dont les conductivités thermiques sont différentes (le tableau 1.3):

	Conductivité thermique	Unité
Air (conditions ambiantes, 20°C, 1 atm)	0,026	W.m ⁻¹ .K ⁻¹
Eau liquide (T=20°C)	0,6	W.m ⁻¹ .K ⁻¹
Phase solide	0,38-0,53 (Collet, 2004)	W.m ⁻¹ .K ⁻¹

Tableau 1. 3: La conductivité thermique des trois phases dans le béton de chanvre.

Ces valeurs montrent nettement que les phases solide et liquide sont les principales responsables des transferts de chaleur. En ce qui concerne l'eau libre, elle se situe dans les pores au sein des chènevottes ou au sein du liant ou les deux à la fois. Il est noté que la conductivité thermique augmente avec la teneur en eau et affaiblira son pouvoir isolant par rapport au coefficient théorique mesuré en laboratoire. Les mesures de la conductivité du béton de chanvre sous des conditions d'hygrométrie différentes ont aussi été effectuées (Collet, 2004 ; Collet, 2005 ; Cerezo, 2005 ; Evrard, 2008). Les résultats montrent que l'impact de l'humidité relative ambiante sur la conductivité thermique est non négligeable comme le montre la figure 1.17. Selon Cerezo, pour les masses volumiques intermédiaires (ρ autour de 450 kg.m⁻³), la conductivité augmente de 10 % passant de 0,1 à 0,11 W.m⁻¹.K⁻¹ entre HR=0 et HR=50 %. Elle atteint 0,13 W.m⁻¹.K⁻¹ pour HR=75 %. Pour des faibles masses volumiques (ρ autour de 200 kg.m⁻³), la conductivité augmente de 40% lorsque l'humidité relative augmente de 0 à 50% alors que cette augmentation n'est que de 15% pour les masses volumiques élevées (ρ autour de 700 kg.m⁻³). Une équation linéaire passant par les valeurs moyennes obtenues aux différents teneurs en eau pour deux types du béton de chanvre dont

les masses volumiques sont de 408 kg.m^{-3} et 438 kg.m^{-3} est établie par la formule (Collet, 2004):

$$\lambda=0,1057+0,0029.u \quad [1.15]$$

1.3.3 Chaleur spécifique

La capacité thermique exprime la capacité du matériau à emmagasiner de la chaleur. Elle est caractérisée par la chaleur massique ou la chaleur volumique qui mesure la quantité de chaleur nécessaire pour élever de 1°C , 1 kg (ou 1 m^3) du matériau. La capacité thermique est un critère important afin d'utiliser mieux l'énergie solaire de manière passive et sans surchauffe pour l'habitation. Les mesures de la chaleur massique du béton de chanvre sec et humide ont été effectuées par Collet (2004) et Evrard (2008) mais les résultats obtenus ne sont pas cohérents. Selon Evrard, elle est de l'ordre de $1530 \text{ J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$ alors que selon Collet elle est de $1000 \text{ J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$ sachant que la masse volumique des deux types des échantillons est proche (440 kg.m^{-3} et 408 kg.m^{-3} respectivement). Dans le cas des travaux de Collet, la chaleur spécifique n'a pas été mesurée directement mais calculée à partir des mesures de conductivité et de diffusivité thermique. Les erreurs de mesure se cumulent et peuvent entraîner une erreur assez importante. Dans le cas de la thèse de Evrard, il sèche ses échantillons à 100°C , ce qui est une température trop élevée étant donné que le béton de chanvre contient de la matière végétale. Pour le bois, la température de séchage maximale est de l'ordre de 80°C et on recommande même plutôt 40°C afin de ne pas modifier le matériau (réaction de la cellulose et des lignines à la température). Par conséquent, la technique de séchage utilisée (100°C) a peut-être endommagé le matériau.

Lorsque le béton de chanvre est soumis à des conditions humides, sa capacité thermique augmente proportionnellement à la quantité d'eau absorbée par le matériau. La figure 1.18 montre l'évolution de la chaleur massique du béton de chanvre lorsque l'humidité relative varie de 0 % à 100 %.

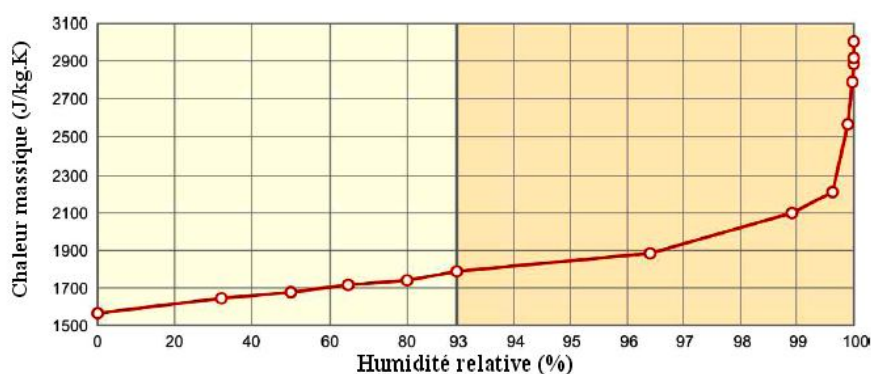


Figure 1. 18: Evolution de la chaleur massique en fonction de l'humidité relative (Evrard, 2008).

1.3.4 Effusivité thermique (E_{ff}) et diffusivité thermique du béton de chanvre

A la différence de la diffusivité thermique présentée précédemment caractérisant la rapidité de pénétration de chaleur dans un matériau, l'effusivité thermique décrit la rapidité avec laquelle un matériau absorbe et restitue la chaleur. Plus l'effusivité thermique est basse plus le matériau va réchauffer rapidement avec moins d'énergie. Le coefficient est exprimé en $J.m^{-2}.K^{-1}.s^{-1/2}$ en calculant la racine carrée du produit de la capacité thermique du matériau par sa conductivité thermique:

$$E_{ff} = \sqrt{\lambda \rho C} \quad [1.16]$$

Matériau	Masse volumique	Chaleur spécifique	Conductivité thermique	Diffusivité thermique	Effusivité thermique
	$kg.m^{-3}$	$J.kg^{-1}.K^{-1}$	$W.m^{-1}.K^{-1}$	$10^{-7} m^2.s^{-1}$	$J.m^{-2}.K^{-1}.s^{-1/2}$
Béton de chanvre (Collet, 2004)	413	1000	0,1057	2,6	206,9
Béton de chanvre (Evrard, 2008)	440	1530	0,1	1,5	267
Béton cellulaire	600	850	0,14	2,7	267,2
Béton C12/25	2200	850	1,60	8,6	1729,7
Brique extrudée	1630	850	0,60	4,3	911,8

Tableau 1. 4: Diffusivité thermique et effusivité thermique de quelques matériaux dans la construction.

Le tableau 1.4 compare la diffusivité thermique (a) et l'effusivité thermique (E_{ff}) du béton de chanvre à celles d'autres matériaux du génie civil et ceci pour le matériau sec. Les résultats montrent que a et E_{ff} du béton de chanvre sont plus faibles que celles des autres matériaux comme le béton normal ou la brique extrudée. Une diffusivité thermique faible permet au béton de chanvre d'amortir la diffusion de chaleur extérieure, cependant sa faible effusivité thermique diminue sa capacité de stockage. Une étude sur l'inertie thermique du béton de chanvre sera effectuée dans l'annexe 2.

1.4 LES PROPRIETES HYDRIQUES DU BETON DE CHANVRE

Ayant une forte porosité ouverte, le béton de chanvre a une particularité de pouvoir stocker et déstocker la vapeur au sein du matériau. Par conséquent, il contribue à stabiliser l'humidité relative intérieure du local. De plus, l'eau existant dans le matériau a une influence importante sur les propriétés physiques comme indiqué précédemment. Ainsi, cette partie porte sur la caractérisation hydrique du béton de chanvre afin de mieux comprendre le mécanisme de transfert de masse dans ce matériau.

1.4.1 L'humidité dans le béton de chanvre

A. Les modes de fixation de l'humidité dans les matériaux poreux

Le béton de chanvre a une capacité de stockage ou déstockage de l'humidité de l'air environnant. L'humidité dans un matériau peut exister sous l'état solide, liquide ou vapeur et son état dépend de sa température et de sa pression donc des conditions environnementales. Sachant qu'il est difficile de déterminer séparément chacune de ces phases et sa proportion, on n'utilise qu'un paramètre qui les caractérise : la teneur en eau totale (volumique ou massique). Une augmentation ou diminution de l'humidité de l'air au voisinage du matériau entraîne une augmentation ou diminution de la teneur en eau du matériau c'est ce qu'on appelle phénomène d'adsorption ou de désorption respectivement. Plusieurs modèles développés sur la sorption des matériaux cellulosiques comme le bois sont basés sur deux concepts généraux (Navi et al, 2005) : le concept de multicouches et le concept de solution polymère. Le concept de solution polymère ne considère que le matériau polymérique formé de polymères de cellulose, d'hémicelluloses et de lignine et que la sorption d'eau est due à la sorption volumique. Dans le premier concept qu'on va étudier dans ce travail, la sorption d'eau dans les matériaux cellulosiques est due à la sorption surfacique (adsorption par site - OH). Le mécanisme de fixation de l'humidité peut se faire en trois étapes et est montré dans la figure 1.19:

- Etape 1 : Les molécules de vapeur d'eau sont absorbées et recouvrent progressivement en une couche la surface des pores où elles sont maintenues sous effet de force de Van der Waals. On parle d'adsorption monomoléculaire. L'eau est dans un état rigide en raison de l'importance des forces de liaison entre les molécules d'eau et la surface. Dans ce cas, la phase gazeuse est continue et le transfert de la phase vapeur joue un rôle prépondérant tandis que le transfert de l'eau liquide peut être négligé.
- Etape 2 : lorsque l'humidité est plus importante, la première couche de l'étape 1 constitue alors une surface où une autre monocouche des molécules secondaires peut venir s'absorber. A son tour, cette deuxième monocouche devient une surface absorbante pour une troisième monocouche, etc. La couche est de plus en plus épaisse et il s'agit de l'adsorption multicouche ou polymoléculaire. Dans ce cas, le transfert de l'humidité se fait simultanément par le transfert de l'eau liquide et la vapeur.
- Etape 3 : lorsque l'humidité devient très importante, les multicouches se rejoignent et forment un pont liquide séparé de la phase gazeuse par un ménisque. L'eau est retenue à la surface des pores par les forces capillaires. Ceci entraîne le remplissage des pores les plus fins puis des pores les plus importants : c'est la condensation capillaire.

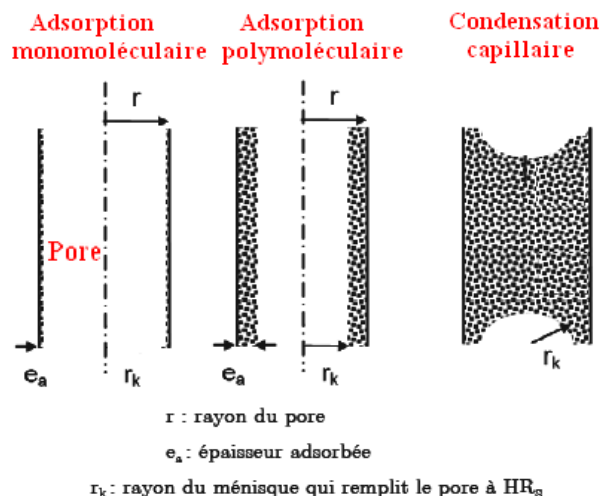


Figure 1. 19: Schéma des phénomènes d'adsorption physique dans un pore (Collet, 2004).

Ces phénomènes expliquent pourquoi un matériau poreux initialement sec se remplit progressivement d'eau quand l'humidité relative de l'ambiance augmente. La courbe représentant, pour une température donnée, la teneur en eau du matériau en fonction de l'humidité relative de l'air est appelée la courbe isotherme de sorption (adsorption/désorption). La figure 1.20 présente sa forme, elle est constituée en général de trois zones, chacune correspondant à une étape de fixation de l'eau comme indiqué ci-dessus. De plus, la courbe isotherme d'adsorption est différente de celle de désorption à cause du phénomène de l'hystérésis et la teneur en eau en désorption peut être supérieure à celle observée en adsorption.

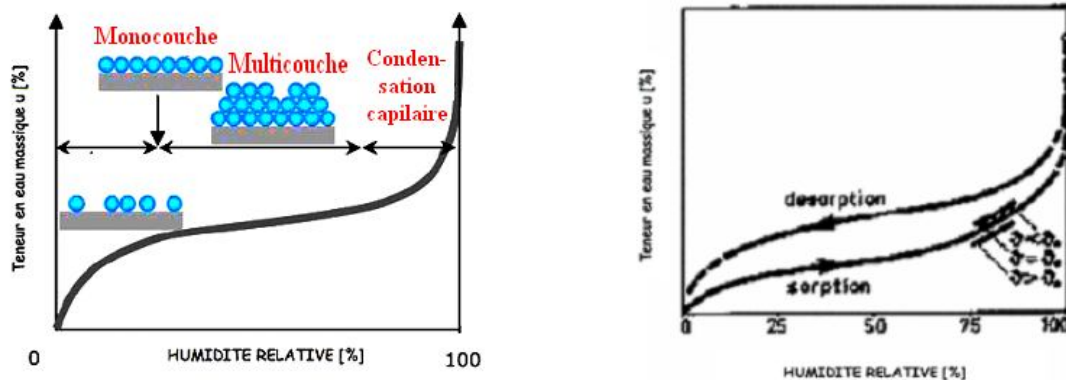


Figure 1. 20: Forme de la courbe isotherme d'adsorption et de désorption (Krus, 1996).

B. Modèle des courbes isothermes de sorption et désorption du béton de chanvre

La courbe isotherme de sorption est particulièrement importante car elle fournit une véritable carte d'identité « hygro-structurale » du matériau poreux. Plusieurs modèles théoriques: semi-empiriques et empiriques ont été proposés afin de relier la teneur en eau d'un matériau avec la température et l'humidité relative de l'environnement (Al-Muhtaseb, 2003 ; Langmuir, 1918 ; Brunauer, 1938 ; Merouani, 1987). Langmuir (1918) modélise l'adsorption monocouche pour les milieux poreux. Son modèle n'est vérifié que pour les faibles humidités relatives (inférieure à 10-20 %). En 1938, à partir du modèle de Langmuir, le modèle de BET (Brunauer, 1938) décrivant l'adsorption polymoléculaire, a été développé en considérant que

les molécules de la première couche sont liées au solide par une énergie égale à la chaleur molaire d'adsorption et que les autres couches sont liées par une énergie égale à la chaleur molaire latente de vaporisation. Son application pour les milieux poreux n'est valable que pour les humidités relatives inférieures à 40 %. Plus tard, Guggenheim, Anderson et De Boer ont établi le modèle GAB (Merouani, 1987) qui prend en compte la chaleur d'adsorption pour toutes les couches moléculaires. Ce modèle comme le modèle BET, n'est physiquement valable qu'en l'absence de condensation capillaire c'est-à-dire pour des valeurs d'humidité relative faibles et moyennes. Pour le cas du béton de chanvre exposé aux conditions climatiques extérieures qui peuvent atteindre 100 % en humidité relative, ces modèles ne sont pas adaptés à notre étude.

On présente dans cette thèse, un modèle analytique d'adsorption/désorption proposé par Merakeb (2009) en étudiant la thermodynamique de l'équilibre de phase de l'eau libre avec sa pression de vapeur saturante. La figure 1.21 présente le schéma de l'équilibre hygroscopique entre le matériau et son environnement. Dans l'enceinte de gauche, l'adsorption et la désorption de l'eau liée correspond respectivement à la vaporisation et la condensation de l'eau libre. Ces deux phases sont en équilibre avec leur pression de vapeur, P_{vs} et P_v . Dans l'enceinte de droite, la pression de vapeur P_v est liée à l'état hydrique du matériau et donc, la chaleur de sorption à l'équilibre varie en fonction de l'état hydrique du matériau. L'équilibre monovalent de l'eau liquide avec sa pression de vapeur est exprimé par la relation suivante :

$$\Delta H_s = RT \ln(\phi) + H_s \quad [1.17]$$

Où H_s et ΔH_s sont l'enthalpie de référence et l'enthalpie molaire respectivement.

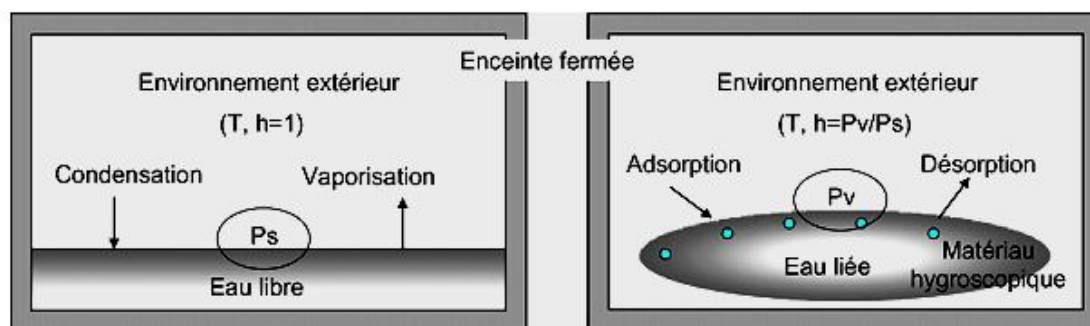


Figure 1. 21: Equilibre monovalent et hygroscopique de l'eau libre et liée avec l'air extérieur (Merakeb et al., 2009).

Les molécules d'eau liée occupent toujours l'état d'énergie le plus bas tandis que l'état d'énergie de l'eau libre est le plus haut. Lorsque l'adsorption se fait, l'eau libre passe d'un état haut d'énergie à un état plus bas caractérisé par la chaleur dégagée ΔH_s . Une relation qui permet de relier la teneur en eau et ΔH_s . La relation s'écrit de la manière suivante :

$$\Delta H_s = A \ln\left(\frac{u}{u_s}\right) \quad [1.18]$$

Où u_s est la teneur en eau maximale pour une température fixée et A est la constante liée à la chaleur molaire totale de mouillage. A partir des relations [1.17] et [1.18], nous pouvons établir une relation simplifiée entre l'humidité relative et la teneur en eau :

$$\ln\left(\frac{u}{u_s}\right) = a \ln(\phi) \exp(b\phi) \quad [1.19]$$

Où a est un paramètre thermodynamique et b une constante de calibration.

L'équation [1.19] est une expression reliant les logarithmes des variables u et ϕ par une loi linéaire pondérée par une exponentielle. Ce modèle sera utilisé pour modéliser la courbe isotherme de sorption du béton de chanvre dont les mesures ont été effectuées par plusieurs auteurs (Collet, 2004; Cerezo, 2005; Evrard, 2008). Ces auteurs ont calculé la teneur en eau des échantillons sur plusieurs paliers successifs d'humidité relative ambiante croissante puis décroissante et pour des durées longues afin que leurs masses se stabilisent avec le temps. En se basant sur les valeurs expérimentales, on propose deux courbes d'adsorption et de désorption du béton de chanvre sur une plage d'humidité relative variant de 0 % à 97 % (dans le domaine hygroscopique):

Pour l'adsorption :

$$u = 0,3 \exp(1,1 \ln(\phi) \exp(2,1\phi)) \quad [1.20]$$

Pour la désorption :

$$u = 0,3 \exp(0,6687 \ln(\phi) \exp(2,1\phi)) \quad [1.21]$$

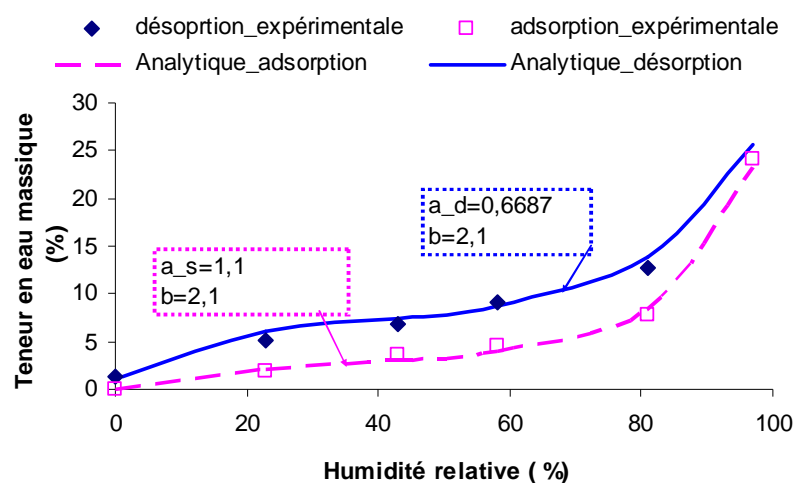


Figure 1. 22: Les isothermes d'adsorption et de désorption expérimentale et analytique du béton de chanvre.

La figure 1.22 compare l'isotherme de sorption (adsorption et désorption) du béton de chanvre expérimentale (Collet, 2004) à celle théorique donnée par les relations [1.20] et [1.21]. Analysant les deux évolutions, nous constatons que a diffère selon qu'on est en sorption ou en désorption alors que b est un paramètre du modèle.

Sur toute la plage d'humidité relative (0 – 100 %), la teneur en eau de la courbe de désorption est plus élevée que celle de la courbe d'adsorption. Cela peut être expliqué par le fait qu'il est plus facile pour l'eau de rentrer dans le réseau poreux que d'en sortir du fait des forces capillaires. En fait, les essais au porosimètre au mercure ont confirmé la présence des pores en forme de bouteille d'encre. Les équations [1.20] et [1.21] s'appliquent à la variation de l'humidité relative sur la plage complète de 0 à 97% en adsorption ou en désorption et ne

prennent pas en compte de la variation aléatoire de l'humidité relative sur une plage intermédiaire entre 0 et 97%. Pour cela, dans la partie suivante, une étude détaillée de l'hystérésis de sorption du béton de chanvre est présentée.

C. Etude des hystérésis de sorption du béton de chanvre

Le grand écart entre les courbes de désorption et d'adsorption observé pour le cas du béton de chanvre (la figure 1.22) montre l'importance d'une étude des hystérésis de sorption. Kwiatkowski (2009) montre que l'hystérésis de sorption a une influence considérable sur le comportement hygrothermique du matériau. Le modèle présenté ci-dessus ne permet que de simuler des courbes d'isotherme sur une plage entière (0 % - 100%). En réalité, le matériau est exposé à des conditions climatiques réelles très variables et il faut donc créer des modèles capables de prendre en compte les variations aléatoires de l'humidité interne. La modélisation de l'influence des hystérésis n'est pas simple car le mécanisme de ce processus n'est pas bien connu et on trouve dans la littérature peu de recherches sur ce phénomène. Quelques modèles ont été développés pour les milieux poreux (Rode Pedersen C, 1990 ; Rode Pedersen C, 2004 ; Peralta, 1995; Carmelit J et al. 2005; Time, 2006; Merakeb et al., 2009) parmi lesquels nombre d'équations théoriques, semi empiriques et empiriques ont été développés pour relier la teneur en eau d'un matériau hygroscopique avec l'humidité relative de l'environnement. En ce qui concerne les programmes de simulation hygroscopique, jusqu'à maintenant il n'y a que deux programmes (MATCH et CHEoH) qui tiennent compte de l'hystérésis de sorption dans le calcul tandis que les autres supposent son effet négligeable. Rode Pedersen (1990) présente un modèle d'hystérésis se basant sur une approche expérimentale et celle-ci est utilisée par le logiciel MATCH¹¹. Récemment, un modèle (Merakeb et al., 2009) a été développé et validé pour le bois. Il prend en compte les aspects liés aux hystérésis et aux phénomènes cycliques de variation aléatoire de l'humidité relative de l'ambiance (la figure 1.23).

Dans cette partie, on va présenter le modèle proposé par Merakeb (2009) puisqu'il est bien adapté à la forme de la courbe isotherme de sorption du béton de chanvre.

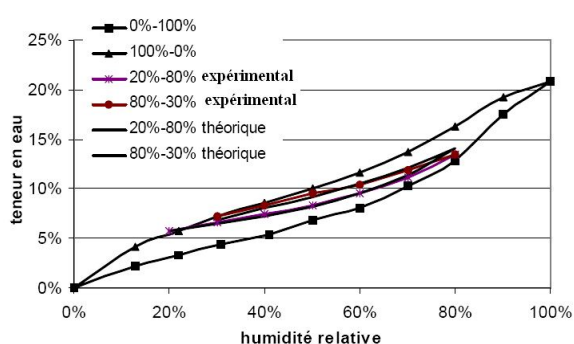


Figure 1. 23: Validation du modèle en cas des échantillons de douglas pour un cycle 20 % - 80 %-30 % (Merakeb et al., 2009).

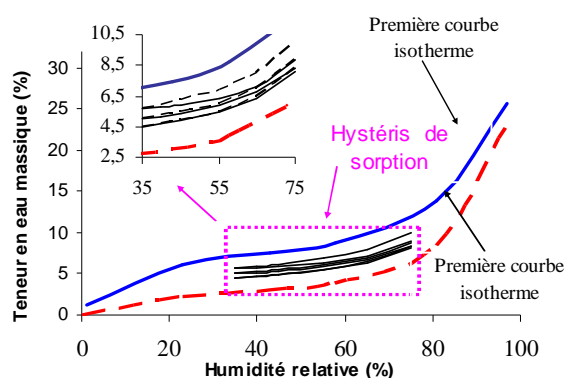


Figure 1. 24: Modélisation de l'hystérésis de sorption du béton de chanvre pour trois cycles lorsque l'humidité relative varie entre 35 % et 75 %.

¹¹ Moisture and Temperature Calculation for Constructions of Hygroscopic Materials

Afin de décrire les courbes de sorption sur n'importe quelle plage d'humidité relative, il est nécessaire d'ajouter un terme de raccord entre les isothermes d'adsorption et de désorption:

$$\ln\left(\frac{u}{u_s}\right) = a \cdot \ln(\phi) \cdot \exp(b \cdot \phi) + \Delta a \cdot \ln(\phi) \cdot \exp(\Delta b \cdot \phi) \quad [1.22]$$

Δa et Δb sont définis selon les phases d'adsorption (indice s) et de désorption (indice d). Soit $(\phi_0 ; u_0)$ l'état correspondant au point d'équilibre lors d'une inversion de sens de variation de ϕ , on a:

$$\Delta a_s = \frac{\ln\left(\frac{u_0}{u_s}\right) - a_s \cdot \ln(\phi_0) \cdot \exp(b \cdot \phi_0)}{\ln(\phi_0) \cdot \exp(\Delta b_s \cdot \phi_0)} \quad [1.23]$$

$$\Delta b_s \cdot \phi_0 = \ln \frac{\ln\left(\frac{u_0}{u_s}\right)}{a_s \ln \phi_0} \quad [1.24]$$

$$\Delta a_d = \frac{\ln\left(\frac{u_0}{u_s}\right) - a_d \cdot \ln(\phi_0) \cdot \exp(b \cdot \phi_0)}{\ln(\phi_0) \cdot \exp(\Delta b_d \cdot \phi_0)} \quad [1.25]$$

$$\Delta b_d \cdot \phi_0 = \ln \frac{\ln\left(\frac{u_{0d} - u_{0s}}{u_s}\right)}{a_d \ln \phi_0} \quad [1.26]$$

Les valeurs u_{0d} et u_{0s} sont les teneurs en eau volumique déduites de l'équation [1.22] lorsque $\phi = \phi_0$. La figure 1.24 montre l'hystérésis du béton de chanvre pour trois cycles lorsque l'humidité relative varie entre 35 % et 75 %. Le résultat numérique montre que la prise en compte de l'hystérésis de sorption du béton de chanvre est importante car sa courbe est différente de celle de la première courbe de sorption. Ne disposant pas de mesures expérimentales permettant de valider ce modèle pour le béton de chanvre, le phénomène d'hystérésis n'est pas pris en compte dans la suite de ce travail.

1.4.2 Perméabilité à la vapeur

Tout comme la chaleur qui se déplace des zones de température la plus élevée vers les zones de température la plus basse, la vapeur d'eau se déplace des zones à forte concentration en vapeur vers les zones à faible concentration, on parle de la diffusion de vapeur. Ce phénomène est caractérisé par la perméabilité à la vapeur qui exprime la quantité de vapeur transmise à travers une surface par unité de temps, de pression et d'épaisseur. Par conséquent, plus la perméabilité à la vapeur est importante, plus le matériau est perméable. Afin de déterminer la perméabilité à la vapeur du béton de chanvre, plusieurs essais ont été effectués (Collet, 2004 ; Evrard, 2008). Le principe de la mesure, dite « la coupelle » consiste à placer

un échantillon d'épaisseur e sous gradient de vapeur constant et unidimensionnel en condition isotherme (la figure 1.25). La connaissance de flux de vapeur traversant le matériau, déterminé à partir de la pesée de l'ensemble coupelle-échantillon, permet de calculer la perméabilité à la vapeur selon la formule (dans le cas où on suppose qu'on a un mélange de gaz parfait de part et d'autre de la coupelle et en négligeant la résistance massique de la couche d'air entre la solution saline et la coupelle):

$$\pi = e \frac{q_v}{P_{v2} - P_{v1}} = e \frac{q_v}{\Delta P_v} \quad [1.27]$$

Où π est la perméabilité de vapeur ($\text{kg.m}^{-1}.\text{s}^{-1}.\text{Pa}^{-1}$) ;

e : épaisseur de l'échantillon (m) ;

P_v : pression de la vapeur (Pa) ;

q_v : densité de flux de vapeur ($\text{kg.m}^{-2}.\text{s}^{-1}$).

La perméabilité des matériaux varie de façon relativement importante avec l'humidité relative et la valeur de la pression de vapeur. Les résultats obtenus par Kari (1991) présentés dans la figure 1.26 montrent que la perméabilité pour l'intervalle (90-100) % de HR est approximativement 5 à 8,5 fois plus grande que celle obtenue pour l'intervalle (10-20) % pour le mortier et la terre cuite respectivement.

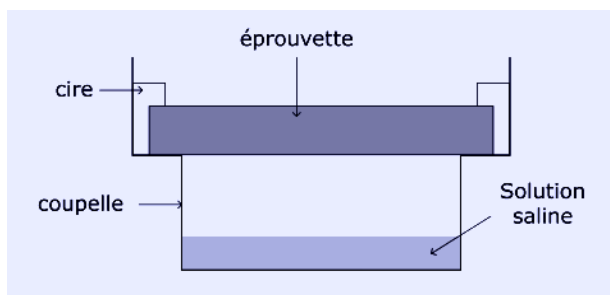


Figure 1. 25: Mesure de la perméabilité par la méthode de la coupelle (Piot, 2009).

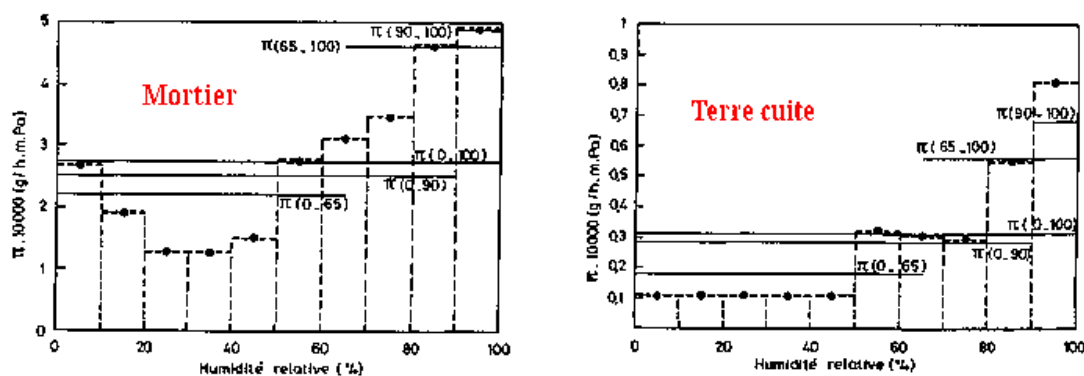


Figure 1. 26: Variation de la perméabilité avec l'humidité relative pour des intervalles de 10 % de l'humidité relative pour le mortier et la terre cuite. (Kari et al., 1991).

A partir de la perméabilité, on peut calculer le facteur de résistance à la diffusion de la vapeur d'eau qui exprime le rapport entre la diffusion de la vapeur d'eau à travers un matériau

considéré et celle d'un mètre d'air immobile à 760 mm de mercure et 20°C. Le facteur de résistance à la diffusion est adimensionnel et s'exprime par la formule:

$$\mu = \frac{\pi_a}{\pi} \quad [1.28]$$

Où π_a est la perméabilité à l'air ($2.10^{-10} \text{ kg.m}^{-1}.\text{s}^{-1}.\text{Pa}^{-1}$).

Plus il sera difficile à la vapeur d'eau de traverser un matériau, plus sa valeur (μ) sera grande. Il est noté que le facteur de résistance à la diffusion est toujours supérieur à 1 et c'est un paramètre important pour calculer les coefficients de diffusion massique dans les modèles physiques de transfert hygrothermique.

En ce qui concerne le béton de chanvre, les résultats obtenus par Collet (2004), montrent que son facteur de résistance à la diffusion pour deux intervalles de (0-50%) et (0-80%) est de 11,7 et 8,7 respectivement. De nouveaux essais ont été réalisés dans le cadre de la thèse de Chamoin (2009) et ils conduisent à des facteurs de résistance à la vapeur d'eau de l'ordre de 7,8. Concernant les résultats obtenus par Evrard (2006), la résistance à la vapeur d'eau pour la mesure (0-50%) est de l'ordre 7,68 comparée à 7,8 obtenu par Chamoin et pour un échantillon dont la masse volumique est proche.

Il est noté que la résistance de diffusion à la vapeur varie selon les différentes formulations du béton de chanvre. Le tableau 1.5 montre que cette influence est considérable, lorsque qu'on passe du mélange Tradical 70 au liant de Chaux NHL 2, le facteur μ varie forcément de 12,9 à 2,6.

Béton de chanvre	Liant			
	Chaux NHL 2 CRUALYS (LAFARGE)	Chaux NHL 3.5 CRUALYS (SAINT ASTIER)	Chaux NHL -Z5 CRUALYS (SAINT ASTIER)	Mélange Tradical 70 (STRASERVIL)
Masse volumique sèche (kg/m^3)	476	563	540	495
Facteur de résistance à la diffusion (μ)	2,6	3,6	7,5	12,9

Tableau 1. 5 : Les caractéristiques mesurées au CEBTP sur différentes formulations du béton de chanvre (Grelat, 2005).

On définit aussi la résistance effective à la diffusion de vapeur qui se calcule de la manière suivante :

$$S_d = \mu.d \quad [1.29]$$

S_d est la résistance à la diffusion de la vapeur exprimée en mètre, elle exprime l'épaisseur d'air de même résistance que le matériau ;

d est l'épaisseur de la paroi (m).

Matériau	Facteur de résistance μ	Epaisseur (cm)	Résistance effective Sd (m)
Béton de chanvre (400 kg/m ³)	7,8 (0-50) % HR	25	1,95
Béton cellulaire (600 kg/m ³)	8,3	25	2,075
Béton C12/25	92	25	23,0
Brique extrudée	9,5	25	2,375

Tableau 1. 6: Facteur de résistance et résistance effective du béton de chanvre comparé aux autres matériaux du génie civil.

Le tableau 1.6 compare le facteur de résistance à la diffusion de la vapeur d'eau et la résistance effective pour une paroi de 25 cm de plusieurs matériaux du génie civil (Chamoin, 2009 ; WUFI). Ses valeurs sont proches pour le béton de chanvre, le béton cellulaire et la brique extrudée. Comparé au béton normal, la résistance effective à la diffusion de la vapeur d'une paroi en béton de chanvre, pour une même épaisseur, est beaucoup plus faible. Cela montre que la paroi en béton de chanvre est beaucoup plus perméable à la vapeur d'eau.

1.4.3 Effusivité et diffusivité hydriques

On s'intéresse maintenant à la capacité de régulation hygrothermique du béton de chanvre. On peut s'apercevoir que la perméabilité à la diffusion de la vapeur d'eau et la capacité de sorption du matériau interviennent de façon couplée. Celle-ci est analogue au couplage thermique entre la conductivité thermique et la capacité thermique volumique dans le processus dynamique de transfert de chaleur par conduction. En transfert thermique, l'effusivité thermique dont l'unité est le J.m⁻².K⁻¹.s^{-1/2}, s'exprime par la racine du produit de la capacité thermique et de la conductivité thermique. Dans le cas du transfert hydrique, on définit l'effusivité hydrique dont l'unité est le kg.m⁻².Pa⁻¹.s^{-1/2} de manière analogue (Rode Pedersen, 2005):

$$E_{ff_m} = \sqrt{\frac{\pi \cdot \rho_0 \cdot \frac{\partial u}{\partial \phi}}{P_{vs}}} \quad [1.30]$$

Où

E_{ff_m} est l'effusivité hydrique (kg.m⁻².Pa⁻¹.s^{-1/2}) ;

ρ_0 est la masse volumique du matériau sec ;

P_{vs} est la pression saturante à la température du matériau ;

$\frac{\partial u}{\partial \phi}$ est la tangente de l'isotherme de sorption du matériau ;

π est la perméabilité à la vapeur ($\text{kg.m}^{-1}.\text{s}^{-1}.\text{Pa}^{-1}$).

On calculera l'effusivité hydrique du béton de chanvre en supposant que la perméabilité à la vapeur du béton de chanvre est constante. A partir de l'équation [1.19] décrivant la courbe de sorption du béton de chanvre, la pente des tangentes (ξ_u) aux courbes isothermes de sorption est calculée selon:

$$\xi_u = \frac{du}{d\phi} = u \left[a \left(b \ln \phi + \frac{1}{\phi} \right) \cdot \exp(b \cdot \phi) \right] \quad [1.31]$$

Remplaçant [1.31] dans [1.30] on aura l'effusivité hydrique du béton de chanvre en fonction de l'humidité relative:

$$E_{ff_m} = \sqrt{\frac{\pi \cdot \rho_0 \cdot u \left[a \left(b \ln \phi + \frac{1}{\phi} \right) \cdot \exp(b \cdot \phi) \right]}{P_{vs}}} \quad [1.32]$$

Considérons maintenant deux courbes primaires de sorption du béton de chanvre (courbe d'adsorption et de désorption primaire). En remplaçant les valeurs de a et b correspondantes, on aura les valeurs d'Eff_m correspondantes aux deux courbes.

La valeur d'Eff_m pour la courbe d'adsorption est:

$$E_{ff_m_adsorp} = \sqrt{\frac{\pi \cdot \rho_0 \cdot 0,3 \exp(1,1 \ln(\phi) \exp(2,1\phi)) \left[1,1 \left(2,1 \ln \phi + \frac{1}{\phi} \right) \cdot \exp(2,1\phi) \right]}{P_{vs}}} \quad [1.33]$$

La valeur d'Eff_m pour la courbe de désorption est:

$$E_{ff_m_desorp} = \sqrt{\frac{\pi \cdot \rho_0 \cdot 0,3 \exp(0,6687 \ln(\phi) \exp(2,1\phi)) \left[0,6687 \left(2,1 \ln \phi + \frac{1}{\phi} \right) \cdot \exp(2,1\phi) \right]}{P_{vs}}} \quad [1.34]$$

La figure 1.27 montre l'effusivité hydrique du béton de chanvre en fonction de l'humidité relative (en utilisant la perméabilité proposée par Collet (2004)). Lorsque l'humidité relative est inférieure à 80 %, l'effusivité en adsorption est plus faible que celle de désorption du fait que la teneur en eau de la courbe de désorption est plus élevée que celle de la courbe d'adsorption. Lorsque l'humidité relative est supérieure à 80%, la pente de la courbe d'adsorption augmente beaucoup plus vite que celle de la désorption et son effusivité hydrique devient plus élevée. Cependant l'effusivité hydrique des courbes de désorption et d'adsorption sont proches.

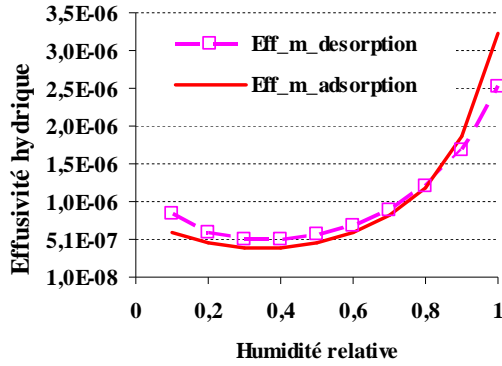


Figure 1. 27: Effusivité hydrique de désorption et d'adsorption du béton de chanvre à 20°C.

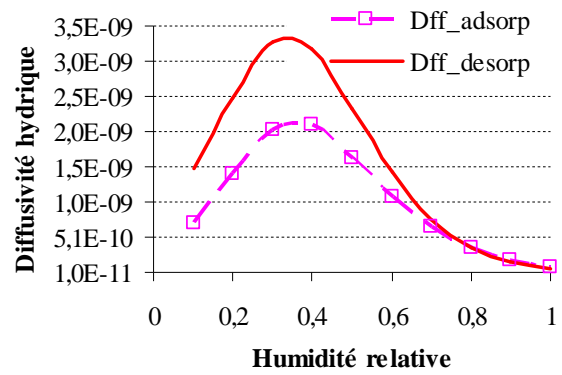


Figure 1. 28: Diffusivité hydrique du béton de chanvre en fonction de l'humidité relative à 20 °C.

De manière analogue à la diffusivité thermique, la diffusivité hydrique présente la vitesse de pénétration et de diffusion de la vapeur dans un matériau lorsqu'il est soumis à la variation d'un flux de vapeur extérieur. La diffusivité hydrique D_{diff_m} ($m^2.s^{-1}$) est calculée à partir de la formule :

$$D_{diff_m} = \frac{\pi.P_{vs}}{\rho_0 \cdot \frac{\partial u}{\partial \phi}} \quad [1.35]$$

Remplaçant [1.31] dans [1.35], on a :

$$D_{diff_m} = \frac{\pi.P_{vs}}{\rho_0 \cdot u \left[a \cdot \left(b \cdot \ln \phi + \frac{1}{\phi} \right) \cdot \exp(b \cdot \phi) \right]} \quad [1.36]$$

Pour la courbe d'adsorption, [1.36] devient :

$$D_{diff_m_adsorp} = \frac{\pi.P_{vs}}{\rho_0 \cdot 0,3 \exp(1,1 \ln(\phi) \exp(2,1\phi)) \left[1,1 \left(2,1 \ln \phi + \frac{1}{\phi} \right) \cdot \exp(2,1\phi) \right]} \quad [1.37]$$

En ce qui concerne la courbe de désorption, la formule [1.36] s'exprime par:

$$D_{diff_m_desorp} = \frac{\pi.P_{vs}}{\rho_0 \cdot 0,3 \exp(0,6687 \ln(\phi) \exp(2,1\phi)) \left[0,6687 \left(2,1 \ln \phi + \frac{1}{\phi} \right) \cdot \exp(2,1\phi) \right]} \quad [1.38]$$

La figure 1.28 montre la diffusivité hydrique du béton de chanvre en fonction de l'humidité relative. Lorsque l'humidité relative est inférieure à 80 %, la diffusivité hydrique en désorption est plus grande que celle en adsorption. Pour des valeurs d'humidité relative supérieures à 80 %, les deux courbes sont proches.

Le tableau 1.7 compare l'effusivité et la diffusivité hydrique du béton de chanvre avec quelques matériaux du génie civil (en se basant sur les données du logiciel (WUFI) pour une humidité relative de 50 % et à une température de 20°C). Les résultats montrent que parmi ceux-ci, le béton de chanvre régule le mieux la variation de l'humidité relative grâce à son pouvoir d'adsorption ou de désorption élevé. Pour une même humidité relative, l'effusivité hydrique du béton de chanvre est plus élevée que celle dans le béton cellulaire, la brique extrudée ou le béton normal. Ayant une très faible diffusivité hydrique par rapport aux autres matériaux, le béton normal présente une faible vitesse de pénétration de vapeur lorsqu'il est exposé à un flux d'humidité.

Matériau	Perméabilité à la vapeur	$\frac{\partial u}{\partial \phi}$	Diffusivité hydrique D_{diff_m}	Effusivité hydrique E_{ff_m}
	$\text{kg.m}^{-1}.\text{s}^{-1}.\text{Pa}^{-1}$	à 50 % HR	$\text{m}^2.\text{s}^{-1}$	$\text{kg.m}^{-2}.\text{Pa}^{-1}.\text{s}^{-1/2}$
Béton de chanvre	2,30E-11	0,06	2,3E-09	6,0E-07
Béton cellulaire (600 kg.m^{-3})	2,29E-11	0,03	2,9E-09	4,2E-07
Béton C12/25	2,17E-12	0,04	5,6E-11	2,9E-07
Brique extrudée	2,10E-11	0,01	2,7E-09	4,1E-07

Tableau 1. 7: Effusivité et diffusivité hydrique du béton de chanvre et de quelques matériaux du génie civil.

1.4.4 Valeur de capacité tampon hydrique

L'humidité relative est un facteur important afin d'assurer le confort dans le bâtiment. L'utilisation des matériaux poreux est un moyen efficace pour améliorer le confort puisqu'elle peut contribuer à stabiliser le niveau de l'humidité relative de l'air ambiant sans consommer de l'énergie. En plus, la capacité de régulation hydrique d'un matériau et la performance de la capacité hydrique d'un local dépendent du taux de ventilation, des conditions climatiques extérieures, des surfaces effectives exposées et des sources d'humidité internes (Tran Le et al., 2009a, Tran Le et al., 2010b). L'évaluation de cette capacité de régulation est compliquée du fait qu'on doit utiliser un modèle couplé des transferts hygrothermiques dans lequel les caractéristiques des matériaux poreux (comme l'isotherme de sorption, le coefficient de transfert hydrique, etc.) sont nécessaires. Le projet NORDTEST a proposé un simple prototype afin d'évaluer cette capacité. Les différents niveaux de la capacité hydrique dans un environnement intérieur sont montrés dans la figure 1.29 (Rode Pedersen et al., 2005). Le prototype d'essais proposés par le NORDTEST a pour objectif d'évaluer la valeur de la capacité tampon hydrique (VCTH) pour les matériaux qui sont exposés à des ambiances intérieures (les parois, les meubles etc.) pour les conditions diurnes.

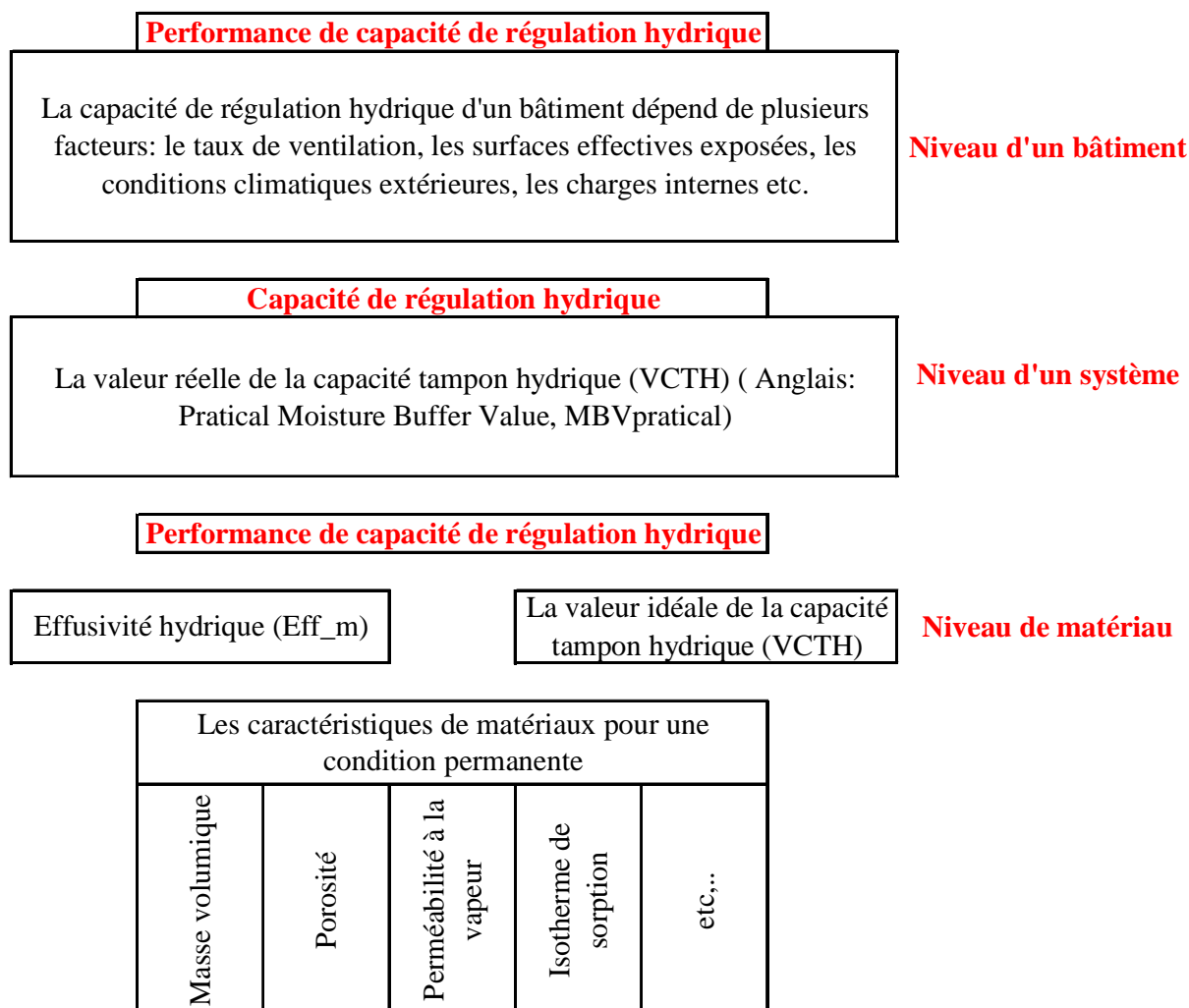


Figure 1. 29 : Différents niveaux de capacité hydrique.

Né d'un terme anglais «Moisture buffer value - MBV», la valeur de la capacité tampon hydrique (VCTH) indique la quantité d'eau adsorbée ou désorbée lorsque le matériau est soumis à une variation de l'humidité relative extérieure et pour un temps donné. Sa valeur est exprimée en $\text{kg.m}^{-2}.\%HR^{-1}$. La valeur de VCTH nous donne une « idée préliminaire » du comportement hygrothermique dynamique du matériau lorsqu'il est exposé à une ambiance intérieure. On distingue ici deux notions différentes : la valeur idéale de la capacité tampon hydrique (en anglais : MBV ideal) qui néglige la résistance de la lame d'air à la surface et celle réelle (en anglais : MBV pratical) qui prend en compte la résistance due à la lame d'air en contact avec la surface du matériau. La VCTH idéale est la valeur limite de la VCTH réelle lorsque le coefficient de convection massique est infini. Par conséquent, la VCTH idéale devient une propriété intrinsèque du matériau (Peuhkuri, 2005) et peut être utilisé pour classer les matériaux selon leur capacité tampon hydrique.

Le projet NORDTEST définit un cycle statique, de période 24h, dans lequel l'humidité relative est fixée à 75% pour 8 h ensuite à 33% pour les 16 h suivantes. La valeur de la capacité tampon hydrique est déterminée par la quantité d'humidité adsorbée/ désorbée par une unité de surface lorsque le matériau est soumis à un changement de 1 % d'humidité relative. Lorsque l'épaisseur du matériau est supérieure à la profondeur de pénétration

hydrique sous les conditions diurnes, la VCTH est indépendante de l'épaisseur du matériau et de l'amplitude de variation de l'humidité relative (Evrard, 2008). Abadie (2009) a proposé une solution analytique permettant de relier les deux paramètres VCTH idéale et VCTH réelle. Cette solution sera présentée dans le paragraphe suivant.

A. Profondeur de pénétration de la vapeur

Afin de déterminer la profondeur de pénétration réelle (PP réelle) de la vapeur dans un matériau poreux, on va étudier la distribution de la concentration de la vapeur dans une paroi semi - infinie soumise à une variation cyclique à sa surface extérieure. Le problème peut être décrit par la relation suivante :

$$\frac{\partial c}{\partial t} = D_{\theta} \frac{\partial^2 c}{\partial x^2} \quad [1.39]$$

Où c est la concentration de la vapeur (g.m^{-3}) ;

Avec les conditions initiales et les conditions aux limites :

$$c(x, t = 0) = \bar{c} \quad [1.40]$$

$$-\frac{\partial c(t)}{\partial x} = H[c_i(t) - c(t)] \text{ en } x=0 \quad [1.41]$$

Avec :

$$H=1/R_{ms}\delta_p \quad [1.42]$$

$$c_i(t) = \bar{c} + c_{amp} \cdot \sin(\omega t) \quad [1.43]$$

Où

R_{ms} est la résistance massique à la surface ($\text{Pa.s.m}^2.\text{kg}^{-1}$);

δ_p est la perméabilité à la vapeur ($\text{kg. m}^{-1} \cdot \text{s}^{-1}.\text{Pa}^{-1}$) ;

\bar{c} est la valeur moyenne de la concentration de la vapeur (g.m^{-3}) ;

c_{amp} est l'amplitude de la variation de la concentration de la vapeur (g.m^{-3}) ;

ω est la vitesse angulaire (rad.s^{-1}).

Pour une condition à 20°C, la résistance massique à la surface est calculée par la formule (Rode Pedersen, 2005) :

$$R_{ms} = \frac{1}{H} = \frac{1,44 \cdot 10^8}{h_T} \quad [1.44]$$

h_T : le coefficient de convection thermique ($\text{W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$) ;

On note que le coefficient de transport de l'humidité D_{θ} et les autres propriétés sont considérés constants donc indépendants de la teneur en eau dans le matériau. En plus, l'influence du transfert de la vapeur lié à un gradient de température est négligée. La solution mathématique de ce problème est (Carslaw et al., 1959) :

$$c(x,t) = \bar{c} + c_{amp} \frac{H}{\sqrt{(H + \omega')^2 + \omega'^2}} e^{-\omega'x} \sin(\omega t - \omega'x - \Delta) \quad [1.45]$$

Où :

$$\omega' = \sqrt{\omega / 2D_\theta} \quad [1.46]$$

$$\Delta = \tan^{-1}(\omega' / (H + \omega')) \quad [1.47]$$

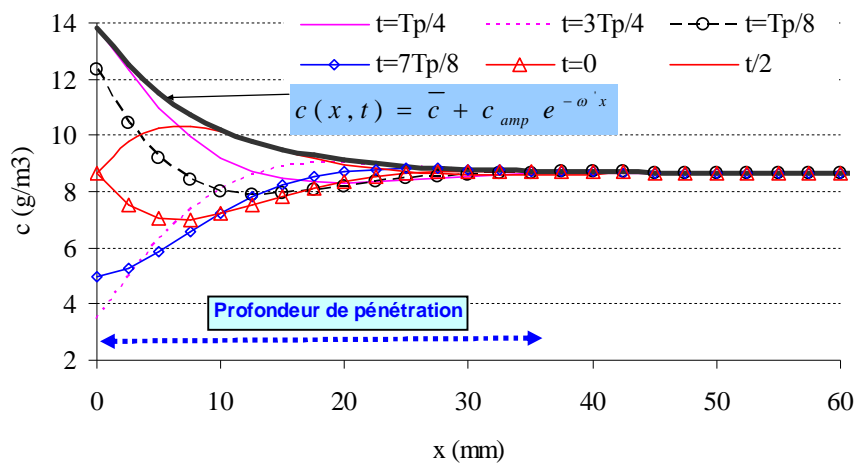


Figure 1. 30 : Evolution de la concentration de la vapeur dans une paroi semi infinie en béton de chanvre pour le cas sans résistance surfacique à la vapeur.

Les figures 1.30 et 1.31 montrent l'évolution de la concentration de la vapeur d'eau pour une paroi semi infinie en béton de chanvre pour deux cas sans et avec résistance de vapeur à la surface respectivement. La paroi étudiée est soumise à une variation sinusoïdale de la concentration de la vapeur pour une période T_p de 24 heures avec les valeurs : $\bar{c} = 8,66 \text{ g.m}^{-3}$, $c_{amp} = 5,19 \text{ g.m}^{-3}$ (équivalent à $\overline{HR} = 50\%$ et $HR_{amp} = 30\%$ à une température de $20 \text{ }^\circ\text{C}$). Pour le cas où on a une résistance massique à la surface, on considère une valeur R_{ms} de $5.10^7 \text{ Pa.s.m}^2.\text{kg}^{-1}$ (valeur recommandée dans le NORDTEST et correspondant à un coefficient de convection thermique de $2,88 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$). Les propriétés du béton de chanvre sont montrées dans le tableau 1.8.

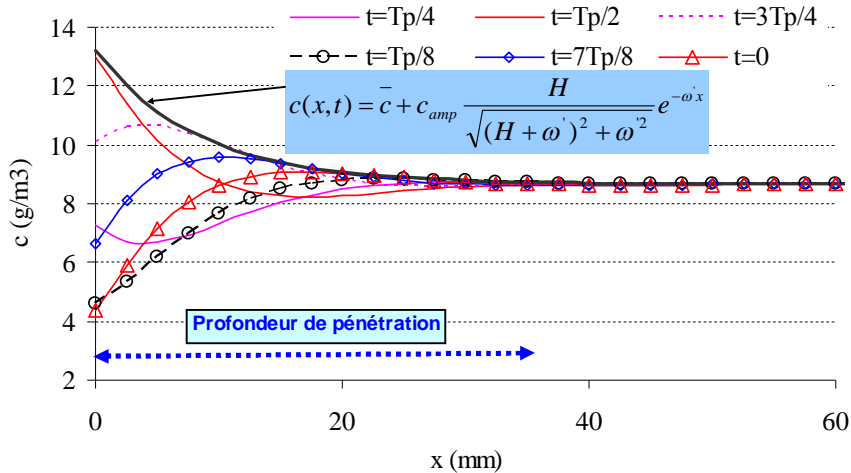


Figure 1. 31 : Evolution de la concentration de la vapeur dans une paroi semi infinie en béton de chanvre pour le cas avec résistance surfacique à la vapeur ($R_{ms}=5.10^7 \text{ Pa.s.m}^2.\text{kg}^{-1}$).

Comparé au cas sans résistance massique à la surface, la prise en compte de la résistance massique augmente le déphasage et diminue l’amplitude de la concentration de la teneur en eau dans la paroi.

On constate que la concentration de la vapeur diminue exponentiellement en fonction de la profondeur. A partir d’une épaisseur de 36 mm, les oscillations sont presque amorties. C’est la profondeur de pénétration d’une paroi en béton de chanvre.

Matériau	δ_p	D_θ	R_{ms}	T_p
	$\text{kg.m}^{-1}.\text{s}^{-1}.\text{Pa}^{-1}$	$\text{m}^2.\text{s}^{-1}$	$\text{Pa.s.m}^2.\text{kg}^{-1}$	h
Béton de chanvre	2,30E-11	2,3E-09	5,0 E+7	24

Tableau 1. 8 : Les données du béton de chanvre à 50 % HR.

Arfvidsson (1999) définit la profondeur de pénétration (PP) comme étant la distance entre la surface et le point où l’amplitude de variation de la concentration de la vapeur ne dépasse pas 1 % de celle à sa surface. On a donc:

$$e^{-\omega x} = 0,01 \tag{1.48}$$

$$PP = 4,61 \sqrt{\frac{D_\theta . T_p}{\pi}} \tag{1.49}$$

La figure 1.32 montre la profondeur de pénétration de quelques matériaux du génie civil (déterminée à 50% de l’humidité relative). La profondeur de pénétration du béton de chanvre est beaucoup plus élevée que celle du béton normal mais légèrement plus faible que celle de la brique extrudée et du béton cellulaire. En utilisant la méthode numérique, Evrard (2008) a proposé une épaisseur minimale de 1,75 cm pour la paroi en béton de chanvre afin de déterminer sa valeur de capacité tampon hydrique. La différence entre la valeur proposée par Evrard (2008) et celle théorique peut être expliquée par le fait que la simulation est effectuée pour une paroi dont l’épaisseur est finie tandis que la solution théorique est appliquée pour

une paroi semi-infinie. En plus, la valeur de la diffusivité hydrique du béton de chanvre joue un rôle important sur l'évaluation de la profondeur de pénétration.

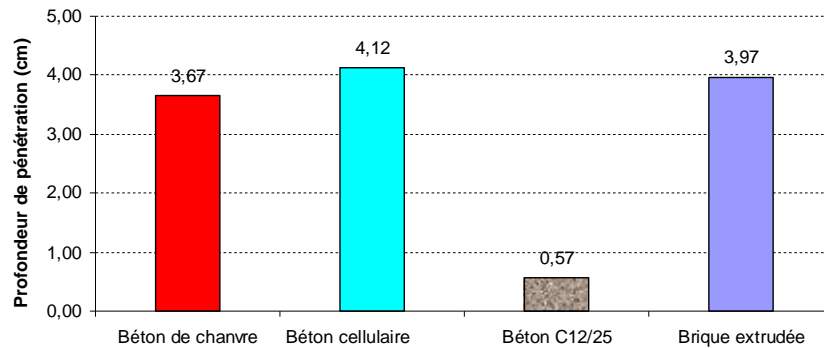


Figure 1. 32 Profondeur de pénétration des matériaux utilisés dans le génie civil pour des parois semi infinies.

B. La valeur de la capacité tampon hydrique

Selon Abadie (2009), la valeur réelle de la capacité tampon hydrique est exprimée sous la forme :

$$VCTH_{réelle} = \frac{P_s}{100} \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \frac{H}{\sqrt{(H + \omega')^2 + \omega'^2}} E_{ff-m} \sqrt{T_p} \quad [1.50]$$

Lorsque la valeur de R_{ms} tend vers zéro, la VCTH réelle tend vers la VCTH idéale, par conséquent on a :

$$VCTH_{idéale} = \frac{P_s}{100} \frac{1}{\sqrt{2\pi}} E_{ff-m} \sqrt{T_p} \quad [1.51]$$

A partir des équations [1.50] et [1.51] on obtient la relation entre la VCTH réelle et idéale comme suivante :

$$\frac{VCTH_{réelle}}{VCTH_{idéale}} = \frac{H}{\sqrt{(H + \omega')^2 + \omega'^2}} = \frac{1}{\sqrt{(1 + 1/B_{i-m})^2 + (1/B_{i-m})^2}} \quad [1.52]$$

Où $B_{i-m} = H/\omega'$ s'appelle le nombre de Biot massique.

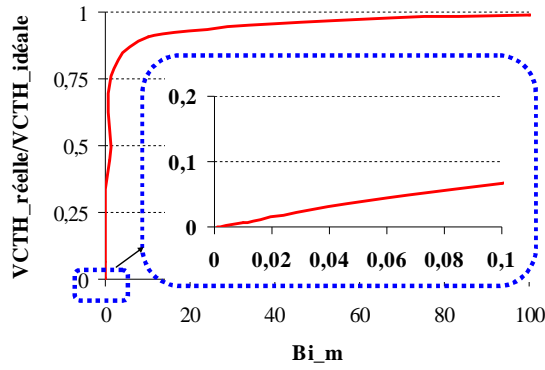


Figure 1. 33 Evolution de $VCTH_réelle/VCTH_idéale$ en fonction du nombre de Biot massique.

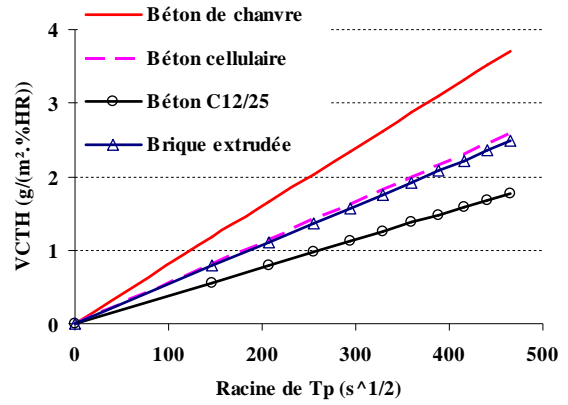


Figure 1. 34: Variation de la VCTH en fonction de la période du cycle pour différents matériaux.

La figure 1.33 montre l'évolution de $\frac{VCTH_réelle}{VCTH_idéale}$ en fonction du nombre de Biot massique. Lorsque le nombre de B_{i_m} est inférieur à 0,01, la VCTH réelle est presque nulle tandis que dans le cas où le B_{i_m} est plus grand que 100, la VCTH réelle devient la VCTH idéale. En réalité, le nombre B_{i_m} se trouve dans l'intervalle 0,01 et 100.

Il est noté que la solution obtenue est valable pour des conditions aux limites sous forme sinusoïdale. La fonction sinusoïdale modélise bien la variation diurne réelle mais rend difficile les travaux d'essai. Dans le NORDTEST, la solution théorique pour le cas d'un saut statique d'humidité relative a été effectuée. Selon Rode Pedersen (2005), en considérant des coefficients de diffusion hydrique constants, la quantité d'humidité stockée ou déstockée ($G(t)$) pendant une période de temps T_p peut être calculée en utilisant l'analyse de Fourier selon la formule suivante:

$$G(t) = \int_0^t g(t)dt = E_{ff_m} \cdot \Delta p \cdot h(\alpha) \sqrt{\frac{T_p}{\pi}} \quad [1.53]$$

Où

$$h(\alpha) = \frac{2}{\pi} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\sin^2(n\pi\alpha)}{n^{3/2}} \approx 2,252[\alpha(1-\alpha)]^{0,535} \quad [1.54]$$

Dans le cas où l'humidité relative élevée est portée pendant 1/3 de la période de temps T_p , α est égale à 1/3 et on obtient donc $h(\alpha)=1,007$. La VCTH idéale est exprimée par la formule (Rode Pedersen, 2005):

$$VCTH_idéale = 0,00568 \cdot P_s \cdot E_{ff_m} \cdot \sqrt{T_p} \quad [1.55]$$

Pour une même période de temps, au lieu d'une variation statique de l'humidité relative, la VCTH idéale pour une variation sinusoïdale de l'humidité est calculée à partir de [1.56] :

$$VCTH_idéale = 0,00399 \cdot P_s \cdot E_{ff-m} \cdot \sqrt{T_p} \quad [1.56]$$

Les formules [1.55] et [1.56] montrent que la valeur VCTH idéale d'une variation statique d'humidité est 1,42 fois plus grande que celle d'une variation sinusoïdale.

La figure 1.34 montre la VCTH de quelques matériaux du génie civil en fonction de la racine de la période de la sollicitation hydrique. Le résultat montre que la VCTH idéale du béton de chanvre est la plus élevée. Par conséquent, le béton de chanvre peut atténuer significativement la variation de l'humidité relative de l'ambiance grâce à son pouvoir de stockage- déstockage de l'humidité dans le matériau. Pour une période de 24 h et un cycle @8/16, la VCTH idéale du béton de chanvre est de 2,35 g/(m².%HR) et proche avec 2,63 g/(m².%HR) de ce qui est obtenu par Evrard (2008).

1.5 CONCLUSION

Dans ce premier chapitre, nous avons mis en évidence l'utilisation du béton de chanvre dans la construction afin de réduire les consommations énergétiques, les émissions de gaz à effet de serre et d'assurer un confort dans l'habitat en comparant ses propriétés mécanique, thermique et hydrique aux autres matériaux du génie civil. Les résultats montrent que le béton de chanvre a une faible conductivité thermique, une énergie grise basse et une capacité de régulation hydrique élevée. Dans le chapitre suivant, on détaillera la modélisation du comportement hygrothermique du béton de chanvre à l'échelle d'une paroi et d'un local ainsi que leur implémentation dans l'environnement de simulation SPARK suivi par les études de validations expérimentales.

CHAPITRE 2

MODELISATION DES TRANSFERTS HYGROTHERMIQUES DANS LE BATIMENT

Dans ce chapitre, nous présentons les modèles de transfert hygrothermique dans la paroi et le modèle couplé avec l'ambiance, ce qui permettra de prédire le comportement hygrothermique d'un bâtiment. Nous présentons ensuite l'environnement SPARK qui a été choisi afin de mener les travaux de simulation. Enfin, les résultats de validation au niveau d'une paroi simple couche, d'une paroi multicouche et au niveau du bâtiment sont présentés.

L'humidité est un des facteurs importants qui influencent le confort dans l'habitat (ANSI/ASHRAE, 1992 ; Fang et al., 1998). Elle peut nuire à la construction et à la santé des habitants (Anderson et al., 1984 ; King et al., 1997 ; Toftum et al., 1998). Concernant la construction, le phénomène d'adsorption d'humidité par les matériaux poreux peut dégrader la qualité des matériaux (bonne isolation thermique, résistance mécanique, etc.) particulièrement dans le cas de condensation. Elle influence donc la performance thermique liée à la consommation des systèmes de climatisation (Mendes et al., 2003 ; Osanyintola et al., 2006 ; Barbosa et al., 2008). Au niveau de la santé, l'humidité favorise le développement des acariens, des moisissures et des blattes et donc elle accroît le risque d'allergie. De plus, quand elle est accompagnée d'une température élevée elle provoque une sensation désagréable de lourdeur et d'étouffement. Dans le cas des températures et humidités faibles, les problèmes de santé les plus fréquents sont liés à la voie respiratoire. Par conséquent, l'étude de transfert hygrothermique dans un bâtiment est nécessaire et essentielle pour améliorer la performance d'un bâtiment. On trouve dans la littérature plusieurs recherches portant sur ce thème et généralement elles sont divisées en deux types d'approche: la simulation numérique et les études expérimentales. On peut classer ces études en trois échelles (Piot, 2009):

- A l'échelle du matériau : approche microscopique où les lois physiques qui gouvernent les transferts d'énergie et de masse au sein d'un matériau s'appliquent.
- A l'échelle d'une enveloppe : approche phénoménologique où les phénomènes sont observés. Elle vise à décrire, à l'échelle macroscopique, les transferts dans une paroi, à l'aide de potentiels moteurs mesurables. Le passage d'une échelle microscopique à l'échelle macroscopique exige certaines considérations qui sont l'objectif de plusieurs recherches.
- A l'échelle du bâtiment : on va coupler les phénomènes de transfert au niveau d'une enveloppe avec les problématiques de traitement et de renouvellement d'air, d'occupation et de singularités constructives.

En ce qui concerne les outils de simulation qui prennent en compte le transfert hygrothermique (transferts couplés de chaleur et de masse) et le phénomène de sorption hydrique dans les matériaux à l'échelle du bâtiment, on peut citer : CLIM 2000 (EDF, 1999 ; Woloszyn, 1999) ; DOMUS (Mendes, 2003) ; WUFI¹² ; TRNSYS¹³, etc... Ces codes sont de type nodal supposant des conditions uniformes dans le local. Dans le cadre de ce travail, on utilise un environnement orienté objet SPARK permettant de prédire le comportement hygrothermique du bâtiment avec prise en compte de l'hystérésis au niveau de l'enveloppe du bâtiment.

Nous allons donc présenter dans ce chapitre les transferts de chaleur et de masse dans les milieux poreux à l'échelle microscopique afin de mieux comprendre les phénomènes complexes qui interviennent simultanément (exemple : transfert en phase vapeur et liquide) ou de manière consécutive (adsorption et condensation capillaire). Compte tenu de la complexité de ces phénomènes et de leurs interactions, les premières tentatives comme celle de Glaser (Glaser, 1959) n'ont pris en compte que le transfert de masse en phase vapeur afin de déceler les points de condensation dans la paroi. Cependant ce modèle incomplet a conduit les chercheurs à élaborer des modèles théoriques plus précis décrivant le transfert de l'humidité dans le matériau. Il s'agit notamment des travaux initialement développés par Philip et De Vries (1957). Dans cette thèse, le modèle de Mendes (1999) basé sur le modèle

¹² http://www.hoki.ibp.fhg.de/wufi/intro_f.html

¹³ <http://www.trnsys.com/>

mathématique de Philip et De Vries (1957), est utilisé. Pour les valeurs des coefficients de transport du béton de chanvre, les valeurs trouvées dans la littérature (Collet, 2004) sont utilisées. Dans ce chapitre et après avoir présenté le modèle de Mendes (1999), la méthode de couplage des parois avec les ambiances externe et interne est explicitée. Ensuite, le système des équations non linéaires est implémenté dans l'environnement de simulation SPARK et enfin les résultats numériques seront comparés aux résultats expérimentaux afin de valider les modèles présentés.

2.1 TRANSFERT DE L'HUMIDITE A L'ECHELLE MICROSCOPIQUE

On présente dans cette partie le mécanisme de transfert de l'humidité (vapeur et liquide) à l'échelle microscopique (au niveau d'un pore). Le transport de vapeur est dû à la concentration de vapeur tandis que le transfert en phase liquide se fait sous l'effet d'un gradient de pression capillaire.

2.1.1 Transfert en phase vapeur

L'air peut être considéré comme un mélange de deux gaz parfaits : l'air sec et la vapeur d'eau. Le transfert de vapeur se fait sous l'effet d'un gradient de concentration de vapeur et repose sur la loi de FICK (1855):

$$q_v = -D_v \nabla \rho_v \quad [2.1]$$

Considérant la vapeur d'eau comme un gaz parfait, on a :

$$P_v = \frac{\rho_v}{M_v} RT \quad [2.2]$$

Remplaçant [2.2] dans [2.1], la loi de FICK s'écrit en fonction de la pression de vapeur :

$$q_v = -D_v \frac{M_v}{RT} \nabla P_v \quad [2.3]$$

Où :

q_v : la densité de flux massique de vapeur d'eau ($\text{kg.m}^{-2}.\text{s}^{-1}$),

D_v : le coefficient de diffusion de vapeur dans les milieux poreux ($\text{m}^2.\text{s}^{-1}$),

M_v : la masse molaire ;

Le coefficient de diffusion de vapeur dans un milieu poreux est calculé à partir de la diffusion de vapeur dans l'air libre (D_0) et du nombre de Knudsen (K_n) qui exprime le rapport entre le libre parcours moyen (L_{pm}) et le diamètre des pores (d_p) :

$$D_v = \frac{D_0}{1 + K_n} \quad [2.4]$$

En ce qui concerne le coefficient de diffusion de vapeur dans l'air, il est donné par la relation suivante :

$$D_0(T, P) = D_0(T_0, P_0) \frac{P_0}{P} \left(\frac{T}{T_0} \right)^a \quad [2.5]$$

Selon De Vries (1987) , pour l'état de référence ($T_0=273,15$ K ; $P_0= 101325$ Pa) :

$D_0(T_0, P_0)=21,7 \cdot 10^{-6}$ ($\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$), et $a=1,88$.

A partir du nombre de Knudsen, on peut distinguer deux mécanismes de transfert de vapeur dans un milieu poreux :

- Si $K_n \gg 1$ soit $d \ll L_{pm}$: le transport se fait par effusion. Dans ce cas, le nombre de chocs molécules-paroi est très supérieur au nombre de chocs intermoléculaire. Par conséquent, le transport des molécules est déterminé par le nombre de collisions sur les parois des pores.
- Si $K_n \ll 1$ soit $d \gg L_{pm}$: le transport se fait par diffusion moléculaire libre. Dans ce cas, les collisions entre parois sont négligeables comparé aux collisions entre les molécules. On retrouve la loi de FICK appliquée à la diffusion de vapeur dans l'air.

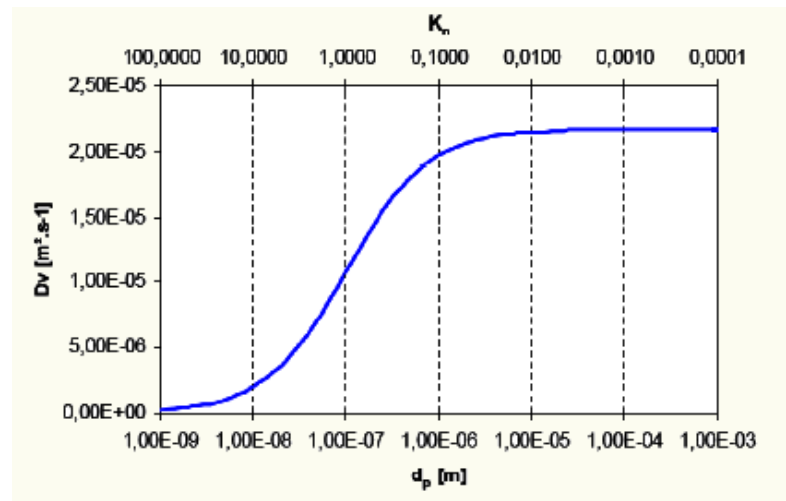


Figure 2. 1 : Coefficient de diffusion de vapeur en fonction du diamètre des pores (Collet, 2004).

La figure 2.1 présente le coefficient de diffusion de vapeur en fonction du diamètre des pores. On note que pour un matériau macroporeux dont le diamètre des pores est plus élevé que $100 \mu\text{m}$, le transport se fait principalement par diffusion moléculaire. Dans le cas du béton de chanvre, Collet (2004) a effectué les mesures de diamètre des pores et trouvé que le volume des pores de la famille principale ($0,18 < d_p < 4,53 \mu\text{m}$) représente 70 % du volume total des pores accessibles. Ceci montre que les transferts de vapeur dans le béton de chanvre se font par deux mécanismes différents : l'effusion et la diffusion dans lesquelles le transfert par la diffusion est plus prépondérant. Le phénomène de transfert de vapeur dans les pores de ce matériau devient donc compliqué.

2.1.2 Transfert en phase liquide

La présence de l'eau dans le milieu poreux est due soit à l'adsorption des molécules d'eau soit à la condensation capillaire.

- L'eau adsorbée présente une très faible mobilité qu'il est difficile de quantifier. Le transfert de masse dû à la couche adsorbée n'est pas pris en compte la plupart du temps.
- L'eau due à la condensation capillaire dans les pores se déplace sous l'effet d'un gradient de pression de liquide capillaire. Le débit massique d'un écoulement laminaire au sein d'un tube de rayon r , en absence de forces extérieures (par exemple la pesanteur) est décrit par la loi de Poiseuille :

$$q_l = -\rho_l \frac{\pi.r^4}{8\mu} \frac{\partial P_l}{\partial x} \quad [2.6]$$

Où

P_l : la pression liquide (Pa),

μ : la viscosité dynamique (N.s.m⁻²).

A l'échelle microscopique, l'équilibre des deux phases (eau liquide et vapeur) dans un pore permet de calculer la pression de l'eau liquide en utilisant la loi de Kelvin :

$$P_l = P_{vs}(T) + \frac{R.T.\rho_l}{M_v} \ln(\phi) \quad [2.7]$$

La pression de vapeur saturante étant généralement négligeable devant le second terme, l'équation [2.7] s'écrit:

$$P_l = \frac{R.T.\rho_l}{M_v} \ln(\phi) \quad [2.8]$$

Où ϕ est l'humidité relative qui exprime le rapport entre la pression partielle de vapeur d'eau et la pression de vapeur saturante pour une température et pour un volume d'air donnés. On a :

$$P_l = \frac{R.T.\rho_l}{M_v} \ln\left(\frac{P_v}{P_{vs}(T)}\right) \quad [2.9]$$

Bien que les matériaux poreux comme le béton de chanvre ne sont pas en réalité constitués de réseaux de pores cylindriques, cette supposition est souvent utilisée afin d'étudier le comportement hydrique des matériaux du génie civil.

2.2 TRANSFERT DE L'HUMIDITE AU SEIN DES PAROIS OPAQUES (ECHELLE MACROSCOPIQUE)

Dans la partie 1 nous avons présenté la théorie de transfert de masse à l'échelle microscopique. Dans cette partie on présentera la théorie de transfert de masse à l'échelle macroscopique dans laquelle les matériaux sont considérés macroscopiquement homogènes, ce qui est vérifié pour un volume au moins égal au volume élémentaire représentatif (VER). On note que le terme « humidité » englobera deux formes de l'eau : liquide et vapeur (la glace n'est pas considérée). Lorsqu'on passe de l'échelle microscopique à l'échelle macroscopique, on se heurte à quelques difficultés comme la difficulté de déterminer un VER, la discontinuité éventuelle des phases de vapeur et de liquide, le phénomène mixte d'effusion et de diffusion dans les pores, la difficulté de prise en compte de la phase absorbée dans les pores (Merouani, 1987).

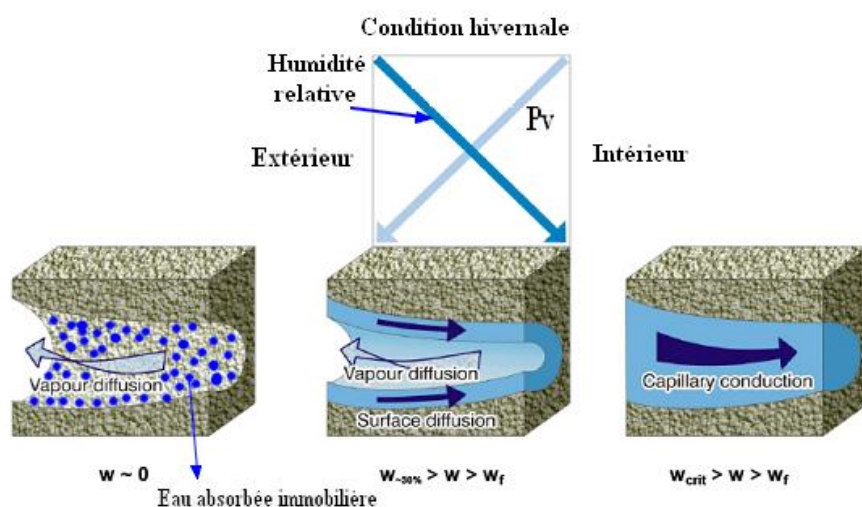


Figure 2. 2 : Le transfert d'humidité (Kunzel, 1995) en phase vapeur et liquide pour les conditions hivernales.

La figure 2.2 montre un exemple à l'échelle macroscopique de l'interaction entre la diffusion de vapeur et le transfert liquide à travers une paroi sous une condition hivernale (pays européens) afin de mieux comprendre le phénomène de transfert de l'humidité dans une enveloppe. En hiver, la pression partielle de vapeur de l'intérieur est plus grande que celle de l'extérieur du fait que la température intérieure est plus élevée mais l'humidité relative intérieure est plus faible que celle extérieure et donc la direction du gradient de l'humidité relative est opposée à celle de la pression partielle de la vapeur. Lorsque le matériau est sec, il n'y a que la diffusion de vapeur de l'intérieur vers l'extérieur sous le gradient de la pression de vapeur tandis que l'eau adsorbée reste immobile à cause de la forte adhésion avec la surface des pores. Plus l'eau est adsorbée à la surface, plus l'épaisseur de la couche adsorbée devient importante et de ce fait plus mobile sachant que les forces de liaisons des couches de molécules d'eau éloignées de la surface sont bien inférieures à celle de la couche en contact avec la surface (Brunauer et al., 1938). L'écoulement du liquide de la couche la plus épaisse vers celle la plus mince s'appelle la diffusion surfacique qui est due à la pression de succion. Pour le cas considéré, la diffusion surfacique se fait de l'extérieur vers l'intérieur dans le sens opposé à celle de la phase vapeur. Par conséquent elle conduit à diminuer le flux de

l'humidité de l'intérieur vers l'extérieur. Dans la région saturée du matériau qui correspond aux valeurs très importantes de la teneur en eau, l'humidité se déplace à l'intérieur des pores et la diffusion de la phase liquide sous la pression capillaire est prépondérante.

En bref, le transfert de l'humidité à travers une paroi se fait par diffusion et effusion de la vapeur, le transport de la phase liquide se fait par capillarité et par changement de phase. Cet ensemble de phénomènes qui se manifestent simultanément avec le transfert de chaleur rend la modélisation complexe. Cependant, plusieurs modèles sont créés et diffèrent par différents aspects et par les phénomènes thermo-physiques pris en compte. On les distingue en trois groupes suivants: simplifié, intermédiaire et complet (Mendonça, 2004).

2.2.1 Modèles de transfert de l'humidité dans le matériau poreux

Pour le premier groupe, le groupe simplifié, on peut citer les recherches de Kerestecioglu (1990a) et Duforestel (1994). Dans leurs travaux, les auteurs considèrent que seule une petite couche du matériau est affectée par l'humidité de l'air ambiant. De plus, les variables représentatives de la concentration d'humidité dans cette couche ne dépendent que du temps. Les modèles du groupe simplifié sont applicables aux matériaux dont le coefficient de diffusion de vapeur est très important.

En ce qui concerne le deuxième groupe, de type intermédiaire, on peut citer les recherches de El Diasty (1993) et Chen (1998). Comme le groupe simplifié, on considère aussi que seule une petite couche du matériau est affectée par l'humidité de l'air ambiant. Cependant la concentration de l'humidité de cette couche dans ce cas est variable dans son épaisseur. En ce qui concerne le transfert de chaleur à travers le matériau, la chaleur générée par le processus d'adsorption et de désorption d'humidité est négligée.

Quant au dernier groupe, le groupe complet, ses modèles sont étudiés dans plusieurs travaux de recherche (Kerestecioglu et al., 1990 b ; Wong et al., 1990 ; Ozaki et al., 2001 ; Mendes et al., 1999 ; Kunzel et al., 1995). L'étude de Kerestecioglu (1990 b) est basée sur la théorie « Evaporation et Condensation » dans laquelle on ne considère que la diffusion de la phase vapeur dans le matériau tandis que le transfert de la phase liquide est négligée. Cependant, la sorption de l'humidité du matériau est prise en compte. Ce modèle n'est utilisé que dans le cas où la teneur en eau est faible. Comparé au modèle développé par Kerestecioglu, Wong (1990) a proposé un modèle dans lequel la migration des phases liquide et vapeur est prise en compte par capillarité et sous gradients de pression partielle de vapeur respectivement. Cependant, la diffusion de la vapeur liée au gradient de température et la chaleur générée pendant le processus de sorption d'humidité ne sont pas considérées dans ce modèle. En 2001, Ozaki (2001) a proposé un modèle dans lequel il prend en compte également les transferts de l'humidité dans deux phases liquide et vapeur et la chaleur générée liée au phénomène de changement de phase par le processus de sorption de l'humidité. Un autre modèle a été développé par Kunzel (1995) sous le nom de WUFI¹⁴, il est disponible commercialement et largement utilisé dans quelques pays en Europe (Allemagne, Europe de l'Est) et aux Etats-Unis. Dans ce modèle, le transfert en phase liquide est dû au gradient de l'humidité relative et la diffusion de vapeur est gouvernée par le gradient de la pression partielle de vapeur. L'effet du changement de phase (chaleur latente due au phénomène de sorption de matériau) est pris en compte aussi. Pour ce modèle, la diffusion de vapeur sous gradient de température n'est pas prise en compte. En se basant sur le modèle mathématique de Philip et De Vries, Mendes (1999) a développé un modèle permettant de prédire le champ de teneur en eau et de température dans une paroi. Comme dans le modèle

14 <http://www.wufi-pro.com>

antérieur, le transfert l'humidité sous deux phases liquide et vapeur et la prise en compte de la chaleur de la sorption du matériau sont considérés. De plus, l'effet du gradient de température (dans le cas non-isotherme) sur le transport de l'humidité est pris en compte.

Nous venons de présenter les modèles dans la littérature et leur utilisation se base sur plusieurs critères. En ce qui concerne le domaine d'application, les modèles complets proposés par Mendes (1999) et Kunzel (1995) sont conseillés puisqu'ils sont valables dans les deux régions : hygroscopique et saturée. Au niveau de complexité, plus le modèle est simple, plus la performance de calculs numériques est élevée. L'utilisation des modèles complets nous donne les meilleurs résultats bien qu'ils exigent de résoudre des équations fortement non linéaires et un temps de d'exécution plus important.

Dans cette thèse, comme nous nous intéressons à modéliser le comportement hygrothermique sous différentes conditions climatiques, nous avons choisi d'utiliser un modèle de type complet valable dans les deux régions hygroscopique et saturante. Ce modèle proposé par Mendes (1999) est déjà utilisé au sein du logiciel UMIDUS¹⁵ développé par l'Université Catholique Pontificale de Parana, Curitiba au Brésil. Il faut noter que Mendonça (2004) a implémenté ce modèle dans SPARK pour des parois simple couche. Par la suite on va présenter en détails ce modèle.

2.2.2 Transfert d'humidité dans une paroi simple couche

Dans cette partie, on présente en détail le modèle d'Umidus (1999) en se basant sur la théorie de Philip et De Vries (1957) qui considère que l'humidité traverse le matériau poreux sous forme liquide et vapeur. La phase liquide est supposée se déplacer par capillarité tandis que la phase vapeur se diffuse en fonction des gradients de pression partielle de vapeur. Avec ces considérations, les équations du bilan d'humidité et d'énergie sont écrites ([2.10] ; [2.11]) respectivement:

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = - \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{q}{\rho_l} \right) \quad [2.10]$$

$$\rho_0 C_{p_m} \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda(T, \theta) \frac{\partial T}{\partial x} \right) - L_v(T) \frac{\partial}{\partial x} (q_v) \quad [2.11]$$

Où :

C_{p_m} : la chaleur spécifique moyenne tenant compte de la chaleur spécifique du matériau sec et de la contribution de la chaleur spécifique dans la phase liquide ($J.kg^{-1}.K^{-1}$);

$\lambda(T, \theta)$: la conductivité thermique, une fonction de la teneur en eau et de la température ($W.m^{-1}.K^{-1}$);

L_v : la chaleur latente de vaporisation ($J.kg^{-1}$) ;

θ : la teneur en eau volumique ($m^3.m^{-3}$) ;

ρ_l : la masse volumique de l'eau ($kg.m^{-3}$) ;

¹⁵ <http://www.pucpr.br/pesquisa/lst/>

ρ_0 : la masse volumique du solide (kg.m^{-3}) ;

q_v : le flux de vapeur ($\text{kg.m}^{-2}.\text{s}^{-1}$) ;

q : le flux total d'humidité ($\text{kg.m}^{-2}.\text{s}^{-1}$) ;

Selon Philip et De Vries (1957), l'équation décrivant le transfert de vapeur d'eau liée à un gradient de température peut être écrite sous la forme :

$$\frac{q_v}{\rho_l} = -D_{T,v}(T, \theta) \frac{\partial T}{\partial x} - D_{\theta,v}(T, \theta) \frac{\partial \theta}{\partial x} \quad [2.12]$$

Où :

$D_{T,v}$: le coefficient de transport de la vapeur lié à un gradient de température, $\text{m}^2.\text{s}^{-1}.\text{K}^{-1}$;

$D_{\theta,v}$: le coefficient de transport de la vapeur lié à un gradient de la teneur en eau, $\text{m}^2.\text{s}^{-1}$;

La première partie du second membre de la formule [2.12] constitue la diffusion de vapeur sous l'effet d'un gradient de température et la seconde partie constitue la diffusion liée à un gradient de teneur en eau.

En ce qui concerne le flux total d'humidité exprimant la somme des flux vapeur et liquide, il est écrit sous la forme :

$$q_m = q_l + q_v \quad [2.13]$$

Où q_l est le flux liquide, selon De Vries il s'écrit en condition non-isotherme :

$$\frac{q_l}{\rho_l} = -D_{T,l}(T, \theta) \frac{\partial T}{\partial x} - D_{\theta,l}(T, \theta) \frac{\partial \theta}{\partial x} \quad [2.14]$$

Où :

$D_{T,l}$: le coefficient de transport de phase liquide lié à un gradient de température, $\text{m}^2.\text{s}^{-1}.\text{K}^{-1}$;

$D_{\theta,l}$: le coefficient de transport de la phase liquide lié à un gradient de la teneur en eau, $\text{m}^2.\text{s}^{-1}$;

En remplaçant [2.14] et [2.12] dans [2.13] on a :

$$\frac{q_m}{\rho_l} = -D_T(T, \theta) \frac{\partial T}{\partial x} - D_\theta(T, \theta) \frac{\partial \theta}{\partial x} \quad [2.15]$$

Avec $D_T = D_{T,l} + D_{T,v}$ et $D_\theta = D_{\theta,l} + D_{\theta,v}$

Où :

D_T : le coefficient de transport de masse lié à un gradient de température, $\text{m}^2.\text{s}^{-1}.\text{K}^{-1}$;

D_θ : le coefficient de transport de masse lié à un gradient de la teneur en eau, $\text{m}^2.\text{s}^{-1}$;

A partir de ces relations, les équations de conservation de masse et de chaleur sont réécrites ([2.16] ; [2.17]) respectivement :

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(D_T(T, \theta) \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial x} \left(D_\theta(T, \theta) \frac{\partial \theta}{\partial x} \right) \quad [2.16]$$

$$\rho_0 C p_m \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda(T, \theta) \frac{\partial T}{\partial x} \right) + L_v \rho_l \left(\frac{\partial}{\partial x} \left(D_{T,v}(T, \theta) \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial x} \left(D_{\theta,v}(T, \theta) \frac{\partial \theta}{\partial x} \right) \right) \quad [2.17]$$

La chaleur spécifique moyenne peut être calculée selon la formule [2.18] :

$$C p_m = C p_0 + C p_1 \frac{\rho_l}{\rho_0} \theta \quad [2.18]$$

Considérons maintenant les conditions aux limites (pour les surfaces extérieure et intérieure) qui sont rattachées à l'équation de conservation d'humidité. La figure 2.3 montre le bilan d'énergie aux surfaces interne et externe des parois. Le matériau est soumis aux conditions limites de transport convectif de masse aux surfaces extérieure et intérieure, comme les équations [2.19] et [2.20] :

$$-\rho_l \left(D_T \frac{\partial T}{\partial x} + D_\theta \frac{\partial \theta}{\partial x} \right) \Big|_{x=0,e} = h_{M,e} (\rho_{ve,a,e} - \rho_{ve,s,e}) \quad [2.19]$$

$$-\rho_l \left(D_T \frac{\partial T}{\partial x} + D_\theta \frac{\partial \theta}{\partial x} \right) \Big|_{x=L,i} = h_{M,i} (\rho_{ve,s,i} - \rho_{ve,a,i}) \quad [2.20]$$

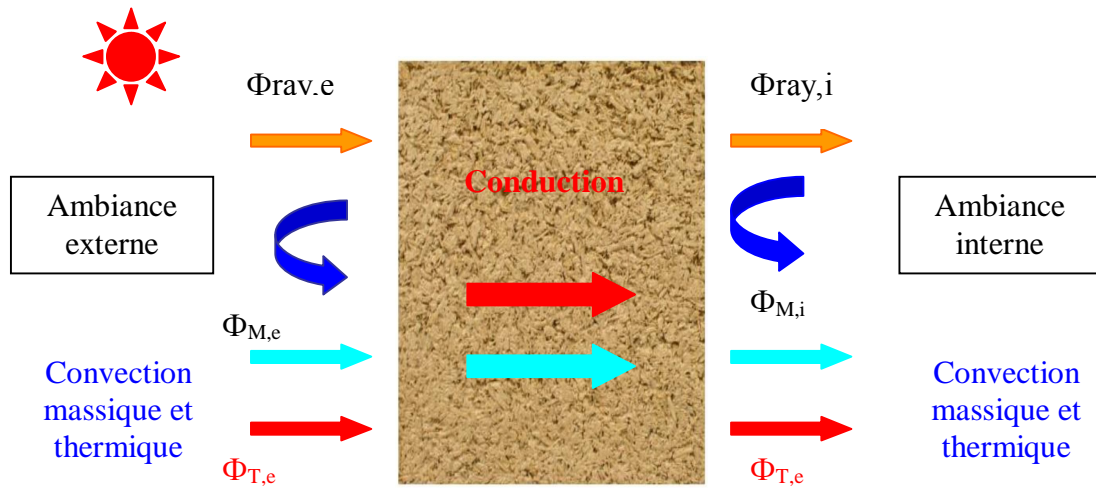


Figure 2. 3 : Bilan d'énergie aux surfaces interne et externe des parois.

Les conditions aux limites liées à l'équation de conservation d'énergie sont écrites sous la forme :

$$-\lambda(T, \theta) \frac{\partial T}{\partial x} - L_v \rho_l \left(D_{T,v} \frac{\partial T}{\partial x} + D_{\theta,v} \frac{\partial \theta}{\partial x} \right) \Big|_{x=0,e} = h_{T,e} (T_{a,e} - T_{s,e}) + L_v h_{M,e} (\rho_{ve,a,e} - \rho_{ve,s,e}) + \Phi_{ray,e} \quad [2.21]$$

$$-\lambda(T, \theta) \frac{\partial T}{\partial x} - L_v \rho_l \left(D_{T,v} \frac{\partial T}{\partial x} + D_{\theta,v} \frac{\partial \theta}{\partial x} \right) \Big|_{x=L,i} = h_{T,i} (T_{s,i} - T_{a,i}) + L_v h_{M,i} (\rho_{ve,s,i} - \rho_{ve,a,i}) + \Phi_{ray,i} \quad [2.22]$$

Les termes de droite des équations ([2.21]-[2.19]) correspondent respectivement aux densités de flux de chaleur dus à la convection thermique Φ_T et à la convection massique Φ_M dans les couches limites adjacents aux surfaces solides, alors que les Φ_{ray} présentent les densités de flux radiatifs nets reçus ou perdus de l'environnement par les surfaces du matériau.

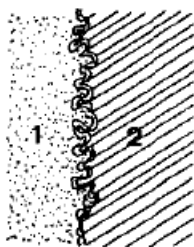
2.2.3 Transfert de l'humidité dans une paroi multicouche

L'étude du transfert hygrothermique des parois multicouches s'avère nécessaire du fait que la plupart des parois sont multicouches dans le bâtiment. La connaissance de la réponse d'une telle paroi permet d'améliorer le confort thermique dans le bâtiment. Jusqu'à maintenant, on trouve dans la littérature des modèles de transfert hygrothermique dans une paroi multicouche avec un contact parfait (sans résistance) ((Mendes et al., 2004) ; (Wilson et al., 1995) ; (Nofal et al., 2001) ; (Karagiozis et al., 2001) ; (Qin et al., 2009)). Concernant les modèles traitant le transfert de l'humidité dans une paroi multicouche avec d'un contact imparfait, on trouve peu de travaux sur le sujet ((Qiu et al., 2003) ; (De Freitas et al., 1996) ; (Terashima et al., 1997) ; (Derluyn et al., 2003)). Dans son article, Qiu (2003) a montré que la différence de pression capillaire à l'interface de contact crée une résistance au transfert de la phase liquide dont l'influence sur la distribution de la teneur en eau dans la paroi est considérable. De Freitas (1996) divise l'interface de contact entre deux matériaux en trois configurations :

- Continuité hydraulique : il y a une connexion interne des deux matrices solides des deux matériaux.
- Contact naturel : il n'y a pas de connexion interne des deux matrices solides.
- Couche d'air : il y a une couche d'air dont l'épaisseur est de quelques millimètres formée entre les deux matériaux.

Les trois configurations sont présentées dans la figure 2.4.

Contact hydraulique



Contact naturel



Lame d'air

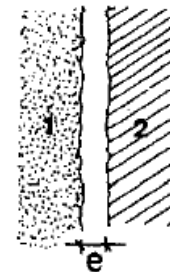


Figure 2. 4 Trois configurations de contact entre deux matériaux (De Freitas et al., 1996).

Le mécanisme de transfert hygrothermique à l'interface du contact de deux matériaux n'est pas facile à interpréter car on ne connaît pas l'état de contact avec une précision nécessaire. Dans cette partie, on considère une paroi constituée de deux matériaux A et B. Au sein de chaque matériau, les équations du paragraphe précédent sont valables. Quant à l'interface, on a considéré deux types de contact :

- **Contact parfait** : sans aucune résistance de contact ;
- **Contact imparfait** : avec la résistance de contact.

Dans le cas de **contact parfait**, le modèle est basé sur le modèle de Mendes (2003) dans lequel la température et la pression capillaire sont supposées continues, par conséquent nous avons :

$$\begin{cases} (T)_A = (T)_B \\ (\psi)_A = (\psi)_B \end{cases} \quad [2.23]$$

Où T est la température (°C) et ψ est la pression capillaire (Pa) donnée par la loi de Kelvin :

$$\phi = \exp(\psi g / R_v T) \quad [2.24]$$

à partir de l'équation [2.24], on peut en déduire :

$$\frac{R_v(T)_A}{g} \ln(\phi)_A = \frac{R_v(T)_B}{g} \ln(\phi)_B \quad [2.25]$$

Où R_v est la constante de vapeur d'eau, ϕ est l'humidité relative et g est la constante de gravitation. Comme les températures à l'interface sont égales, on a donc :

$$(\phi)_A = (\phi)_B \quad [2.26]$$

Ce qui signifie que l'humidité relative est continue à l'interface et θ est discontinue du fait que pour une même humidité relative les isothermes de sorption sont différentes pour des matériaux hygroscopiques différents.

Le contact parfait nécessite une interpénétration parfaite des deux matériaux à l'interface. En réalité, il existe des résistances thermique et massique à l'interface à cause des bulles d'air entre les deux couches de matériaux. Le phénomène devient très complexe et la compréhension de mécanisme de transfert hygrothermique sera une clé pour déterminer le flux de chaleur et flux de l'humidité dans la paroi (Tran le et al., 2009a). Pour le **contact imparfait**, le flux de chaleur à travers le contact est proportionnel au gradient de température et est réécrit de la forme suivante dans le cas monodimensionnel:

$$\Phi_{th} = -\lambda \nabla T = -\lambda \frac{dT}{dx} = -\frac{dT}{dx/\lambda} = -\frac{\Delta T}{R_{th}} \quad [2.27]$$

Où R_{th} ($m^2 K \cdot W^{-1}$) est la résistance thermique à l'interface des matériaux et dépend de la conductivité thermique et de la distance entre deux matériaux constituant le contact.

L'humidité traverse le contact sous la forme liquide et vapeur. La phase liquide se fait par le gradient de pression capillaire (Künzel, 1995) tandis que le diffusion de vapeur est due à un gradient de pression partielle de vapeur (Lakey et al., 1997). Le flux de l'humidité est donc exprimée par :

$$q_m = q_l + q_v = -K\nabla\Psi - \delta\nabla P_v \quad [2.28]$$

Où K est la conductivité hydraulique ($\text{kg.Pa}^{-1}.\text{m}^{-1}.\text{s}^{-1}$) fonction de la pression capillaire.

On peut écrire [2.28] sous la forme monodimensionnelle:

$$q_m = -K \frac{d\Psi}{dx} - \delta \frac{dP_v}{dx} = -\frac{d\Psi}{dx/K} - \frac{dP_v}{dx/\delta} = -\frac{\Delta\Psi}{R_{ml}} - \frac{\Delta P_v}{R_{mv}} \quad [2.29]$$

Le transfert d'humidité à travers un contact imparfait est donc caractérisé par deux résistances massiques R_{mv} et R_{ml} qui désignent les résistances contre le transfert de la phase vapeur et de la phase liquide respectivement. Ces deux valeurs dépendent de la perméabilité à la vapeur, du coefficient de diffusivité massique et de la distance des deux matériaux constituant le contact. Lorsqu'il n'y a pas de contact réel, l'humidité traverse l'interface sous forme de vapeur et l'équation [2.29] devient :

$$q_m = q_v = -\frac{\Delta P_v}{R_{mv}} \quad [2.30]$$

En ce qui concerne les résistances thermique et massique, elles sont déterminées en se basant sur la cohérence entre les résultats de simulation et ceux de l'expérimentation ((Terashima et al., 1997) ; (Tran Le et al., 2009a)).

2.2.4 Détermination des coefficients de transport

Dans cette partie, nous déterminons les coefficients de transport d'humidité qui sont nécessaires afin de simuler les transferts hygrothermiques dans les matériaux.

Il est noté que la teneur en eau est exprimée soit en teneur volumique θ , soit en teneur en eau massique u . Ces deux variables sont reliées par la relation suivante:

$$\theta = \frac{\rho_0}{\rho_l} u \quad [2.31]$$

Le coefficient de diffusion D_θ :

En ce qui concerne la diffusivité hydrique, les coefficients peuvent être déduit à partir de la **perméabilité apparente** à la vapeur π et de l'inverse des pentes des tangentes aux isothermes d'adsorption- désorption (Crausse et al., 1996). On a :

$$D_{\theta} = D_{\theta,v} + D_{\theta,L} = \pi \frac{P_{vs}(T)}{\rho_0} \frac{\partial \phi}{\partial u} \quad [2.32]$$

En remplaçant la relation $\partial u = \frac{\rho_l}{\rho_0} \partial \theta$ dans la formule [2.32], on aura :

$$D_{\theta} = D_{\theta,v} + D_{\theta,L} = \pi \frac{P_{vs}(T)}{\rho_l} \frac{\partial \phi}{\partial \theta} \quad [2.33]$$

En utilisant la relation [1.42] exprimant les pentes des tangentes aux isothermes de sorption dans la formule [2.33], on obtient :

$$D_{\theta} = \pi \frac{P_{vs}(T)}{\rho_0} \theta \left[a \left(b \ln \phi + \frac{1}{\phi} \right) \exp(b \cdot \phi) \right] \quad [2.34]$$

Les coefficients de diffusion D_T et $D_{T,v}$:

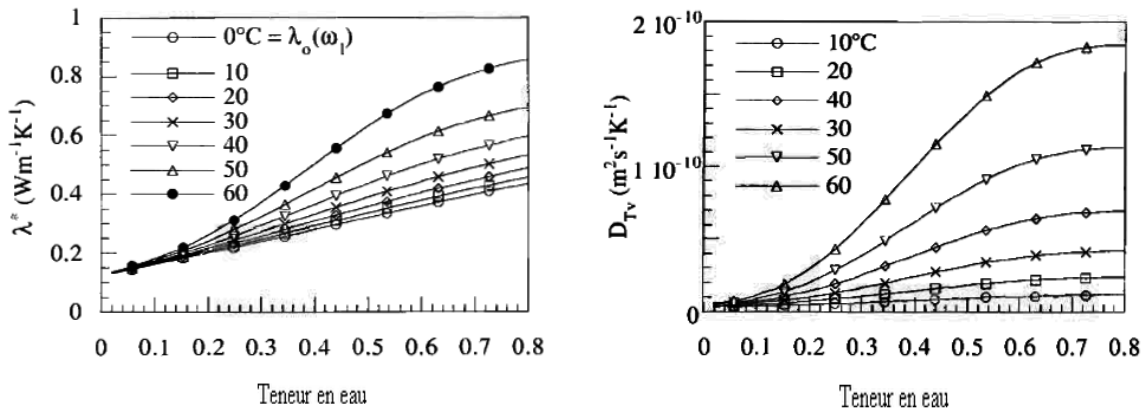


Figure 2. 5 : La conductivité thermique et les coefficients de diffusion de la vapeur en fonction de la teneur en eau volumique sous un gradient de température pour le cas du béton cellulaire (Crausse et al., 1996).

Concernant la diffusion hydrique sous l'effet d'un gradient thermique, en considérant que la thermo migration en phase liquide est négligeable comme il est généralement admis, elle est donc exprimée par la diffusion de la vapeur associée à un gradient de température $D_{T,v}$. Ce coefficient de diffusion peut être déduit à partir de la conductivité thermique apparente (λ_{ap}) et de la conductivité thermique pure (λ_0) (Crausse et al., 1996):

$$D_T = D_{T,v}(\theta, T) = \frac{\lambda_{ap} - \lambda_0}{\rho_l L_v} \quad [2.35]$$

Où la conductivité thermique pure λ_0 n'est pas directement mesurable mais elle est considérée comme une mesure de la conductivité thermique à basse température. Un exemple

de calcul du coefficient de diffusion de la vapeur associé à un gradient de température est montré dans la figure 2.5.

En se basant sur la théorie développée par De Vries (1958), Bellini (1992) introduit un facteur empirique f_λ tel que les coefficients de transfert sont donnés par :

$$D_{T,v}(\theta, T) = D_a \cdot f_\lambda \cdot \phi \cdot \frac{\rho_{vs}}{\rho_l} \cdot \alpha \quad [2.36]$$

Où α est le coefficient d'expansion thermique de la vapeur saturante, le coefficient empirique f_λ peut être obtenu par les essais de la conductivité thermique via la méthode impulsionnelle avec une sonde monotige.

Abadie (2005), en se référant à la littérature, suggère aussi d'utiliser la relation suivante :

$$D_{T,v}(\theta, T) = \frac{\pi}{\rho_l} \cdot \phi \cdot \frac{\partial \rho_{vs}}{\partial T} \quad [2.37]$$

2.2.5 Application au béton de chanvre

Afin d'étudier le comportement hygrothermique d'un local en béton de chanvre, il est primordial de déterminer les paramètres du modèle présenté ci-dessus. Les calculs effectués montrent que l'effet des phénomènes d'hystérésis n'est pas négligeable (Crausse et al., 1996) du fait que les matériaux poreux sont très sensibles à l'eau. Par conséquent, la phase de simulation repose sur le choix en considérant les coefficients de transfert variables en fonction de la teneur en eau.

Concernant les propriétés physiques de base de béton de chanvre à l'état sec, elles sont présentées dans le tableau 2.1.

Matériau	Masse volumique	Conductivité thermique	Chaleur spécifique
	kg/m ³	W/(m.K)	J/(kg.K)
Béton de chanvre	413	0,106	1000

Table 2. 1: Les propriétés physiques de béton de chanvre à l'état sec (Collet, 2004).

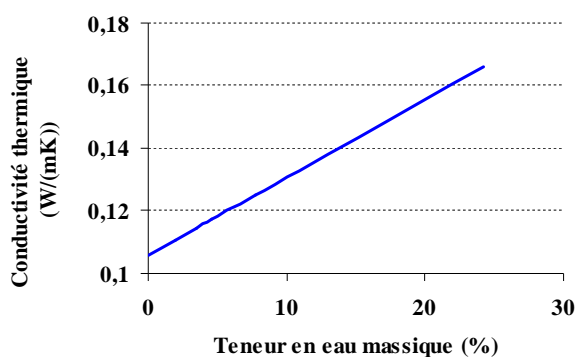


Figure 2. 6: La conductivité thermique du béton de chanvre en fonction de la teneur en eau massique (Collet, 2004).

La figure 2.6 montre la conductivité thermique du béton de chanvre en fonction de la teneur en eau massique dans le matériau (Collet, 2004). On note que lorsque le béton de chanvre est soumis à une humidité relative de 80 %, sa conductivité thermique augmente de l'ordre de 26 %. L'évolution des coefficients de transfert hydrique est obtenue à partir des relations du paragraphe précédent et ils ont été validés par rapport aux valeurs proposées dans la littérature (Collet, 2004).

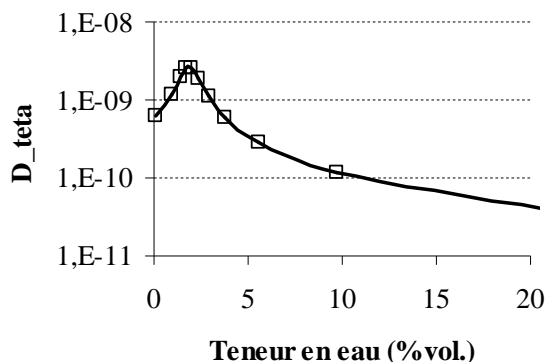


Figure 2. 7: Evolution de la diffusivité hydrique isotherme D_0 en fonction de la teneur en eau volumique du béton de chanvre.

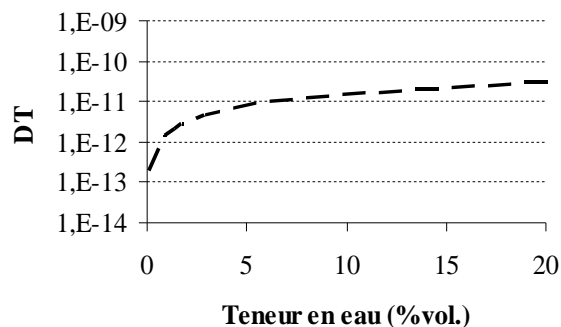


Figure 2. 8: Evolution du coefficient de diffusivité hydrique sous l'effet d'un gradient de température (DT) en fonction de la teneur en eau.

La diffusivité hydrique D_0 du béton de chanvre en fonction de la teneur en eau volumique est montrée dans la figure 2.7. On note que c'est une courbe non-linéaire et elle est comprise entre $2,5 \times 10^{-9}$ ($\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$) et 5×10^{-11} ($\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$). La valeur maximale de D_0 est atteinte à la teneur en eau de 1,94 %.

L'évolution du coefficient de diffusivité hydrique sous l'effet d'un gradient de température (DT) est tracée dans la figure 2.8. Sa valeur est comprise entre 10^{-13} ($\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$) et 3×10^{-11} ($\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$) et elle croît légèrement de façon continue avec la teneur en eau.

On vient de présenter l'évolution des coefficients de transfert du béton de chanvre en fonction de la teneur en eau. Ces coefficients sont utilisés dans la suite afin de simuler le comportement hygrothermique du béton de chanvre au niveau d'une paroi et du bâtiment.

2.3 TRANSFERTS HYGROTHERMIQUES DANS LE BATIMENT

Nous venons de présenter le comportement hygrothermique à l'échelle d'une paroi dans laquelle les matériaux échangent simultanément de la chaleur et de l'humidité avec les ambiances qui les entourent. Cependant ce comportement ne reflète que partiellement la réponse d'un bâtiment qui est un environnement complexe. Il est composé de différents volumes de géométries variables et complexes avec des systèmes de ventilation et de climatisation. Dans cette partie, on présentera les modèles de simulation du bâtiment qui sont généralement constitués du couplage d'un modèle de parois et d'un modèle pour les volumes d'air. Plusieurs modèles sont comparés dans les travaux de Woloszyn (2008) dans lesquels les modèles diffèrent dans leur complexité. Selon Mora (2003), quatre niveaux de finesse (la

figure 2.9) sont disponibles pour la modélisation des transferts hygrothermiques dans le bâtiment et leur utilisation dépend des objectifs du modélisateur:

- Modélisation monozone : Le bâtiment est considéré comme une enceinte dont les caractéristiques sont parfaitement uniformes. Dans ce cas, le comportement de l'ambiance de l'ensemble du bâtiment est représenté par un seul jeu de variables d'état : température, pression, concentration, etc.
- Modélisation multizone : Le bâtiment est considéré comme un ensemble de zones idéalisées par un seul nœud de calcul qui sont reliées entre elles par des éléments permettant la caractérisation de transfert hygrothermique. L'hypothèse de mélange parfait et instantané dans chaque zone du bâtiment est utilisée.
- Modélisation intermédiaire : Le partitionnement à l'intérieur même d'une zone de bâtiment est effectué afin d'affiner la précision des modèles.
- Modélisation par code de champ : Les techniques de CFD sont utilisées dans ce cas. Elles mettent en œuvre des procédures de résolution de différentes variantes des équations de Navier Stokes.

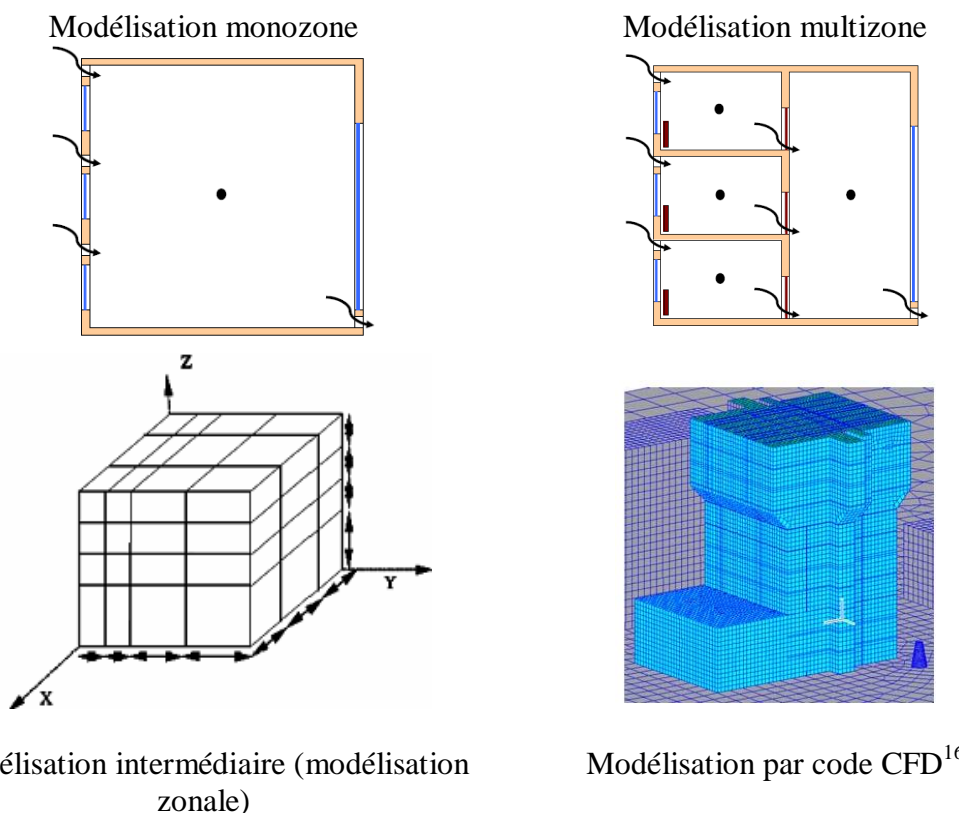


Figure 2. 9 : Les différents niveaux de finesse de modèle de bâtiment (Mora, 2003).

Différents niveaux de « granularité » de la modélisation hygrothermique à l'échelle du bâtiment sont classés dans le cadre de l'annexe 41 de l'Agence Internationale de l'Energie. La « granularité » ne signifie que le découplage spatial, et non la complexité physique ou numérique du modèle. Quatre principaux niveaux de granularité sont présentés dans le tableau 2.1 (Woloszyn et al., 2008).

¹⁶ <http://www.thermoanalytics.com/applications/mom/mom-06-2005/>

Dans cette thèse, on s'intéresse à la modélisation multizone, dite aussi méthode nodale qui est largement utilisée dans le domaine des transferts hygrothermiques. Cette méthode considère l'air intérieur comme un mélange parfait et instantané. Ainsi chaque zone du bâtiment est caractérisée par une pression, une température et une concentration d'humidité. La méthode nodale se compose des équations de conservation de l'énergie et de masse dans l'ambiance (au sein de chacune des zones), des équations de transfert hygrothermique dans les parois, des formules additionnelles de convection entre les surfaces intérieures de paroi avec les couches limites adjacentes et finalement des équations des échanges radiatifs entre les surfaces et leur environnement. Dans un premier temps, on présente les modèles de couplage des parois avec l'ambiance externe et interne. Puis nous présentons le modèle de l'ambiance où sont appliquées les lois de conservation.

Approche	Zone d'air	Enveloppe
Simplifié	Mono - zone (Bâtiment = 1 zone) ;	Modèle type fonction de transfert ;
Intermédiaire	Multi – zone (1 pièce de bâtiment = 1 zone) ;	Modélisation 1D
Fine	Zonal (1 pièce de bâtiment est subdivisée en plusieurs zones) ;	Modélisation 2D
Très fine	CFD	Modélisation 3D

Tableau 2. 1: Granularités typiques utilisées pour la modélisation thermo – hygro - aéraulique des bâtiments.

2.3.1 Méthode de couplage des parois avec les ambiances externe et interne

Les mécanismes de transfert entre les parois et leur environnement sont : les transferts hygrothermiques dus à la convection thermique et massique et les échanges radiatifs CLO et GLO entre les différentes surfaces. Les échanges massique et énergétique des surfaces vers les ambiances externe et interne, et des surfaces vers l'intérieur du matériau, sont couplés respectivement et exprimés par les équations de conservation d'énergie et de masse aux surfaces de l'enveloppe. Ce sont les conditions aux limites des équations [2.19] à [2.22] (figure 2.3).

Les deux coefficients de convection thermique et massique sont liés l'un et l'autre par la formule de Lewis:

$$Le = \frac{h_T}{h_M \cdot \rho_a \cdot C_{Pa}} \quad [2.38]$$

Où ρ_a, C_{Pa} sont respectivement la masse volumique (kg.m^{-3}) et la chaleur spécifique de l'air ($\text{J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$).

2.3.2 Modèle de transferts radiatifs (externe et interne)

En ce qui concerne le rayonnement, on distingue les échanges de grandes longueurs d'ondes (GLO) et les échanges de courtes longueurs d'ondes (CLO). Le flux de chaleur radiant net perdu par une surface quelconque, Φ_{ray} peut être exprimé sous la formule :

$$\Phi_{ray} = \Phi_{ray,GLO} + \Phi_{ray,CLO} \quad [2.39]$$

Afin de s'affranchir du calcul des facteurs de formes qui rend le modèle global plus complexe, on a utilisé dans cette thèse la méthode de température rayonnante moyenne qui est largement utilisée dans l'approche nodale (Cron et al., 2003) pour calculer les échanges radiatifs internes. Concernant le transfert rayonnant des surfaces extérieures, on suppose qu'il n'y a aucune influence du voisinage sur les locaux étudiés.

A. Modèle de transfert radiatif extérieur

La figure 2.10 montre différents mécanismes de transferts radiatifs par CLO et GLO entre les surfaces extérieures d'une maison et l'environnement extérieur.

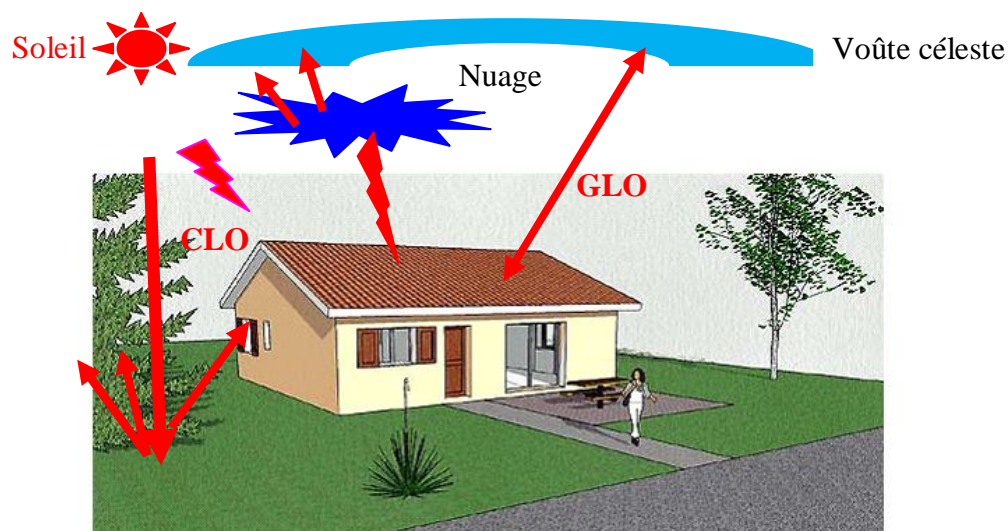


Figure 2. 10: Les mécanismes de transferts radiatifs externes dans notre modèle.

Étude du rayonnement de courtes longueurs d'onde (CLO)

Le flux radiatif de courte longueur d'onde absorbé par une surface exposée à l'environnement extérieur vient principalement du soleil. Il est évalué par la somme des flux diffus, direct et réfléchi par le sol.

$$\Phi''_{CLO} = \Phi''_{r,D} + \Phi''_{r,d} + \Phi''_{r,R} \quad [2.40]$$

Où :

$\Phi''_{r,D}$: La densité de flux de rayonnement direct (W.m^{-2});

$\Phi''_{r,d}$: La densité de flux de rayonnement diffus (W.m^{-2}) ;

$\Phi''_{r,R}$: La densité de flux de rayonnement réfléchi (W.m^{-2}).

Etude du rayonnement de grandes longueurs d'ondes (GLO)

Une surface de bâtiment échange l'énergie radiante dans le domaine des grandes longueurs d'ondes (GLO) avec le sol, la voûte céleste et les surfaces voisines. Le rayonnement dû à l'échange avec les surfaces voisines est négligé du fait qu'on suppose le bâtiment isolé (tout seul). Par conséquent, le rayonnement GLO est la somme du rayonnement échangé avec le sol et avec la voûte céleste :

$$\Phi''_{r,GLO,e} = \Phi''_{r,GLO,sol} + \Phi''_{r,GLO,ciel} \quad [2.41]$$

La densité de flux GLO net entre le sol et la surface e avec une inclinaison φ par rapport à l'horizontal est calculée dans la formule [2.42] en supposant que la température du sol est celle de l'environnement (Mendonça, 2004) :

$$\Phi''_{r,GLO,sol} = \sigma \left(\varepsilon_i T_i^4 - \varepsilon_{sol} T_{air}^4 \right) \left(\frac{1 - \cos \varphi}{2} \right) \quad [2.42]$$

La voûte céleste est considérée comme un corps noir caractérisé par une température fictive T_{ciel} . Le flux rayonnant entre la surface i et la voûte céleste est calculé selon la formule :

$$\Phi''_{r,GLO,ciel} = \sigma \left(\varepsilon_i T_i^4 - T_{ciel}^4 \right) \left(\frac{1 + \cos \varphi}{2} \right) \quad [2.43]$$

Dans la formule [2.43] la température fictive T_{ciel} est calculée à partir de la température de l'air T_{air} , de la température du ciel clair T_{cc} et d'un coefficient qui tient compte de la fraction d'ensoleillement de la journée :

$$T_{ciel}^4 = \delta T_{cc}^4 - (1 - \delta) T_{air}^4 \quad [2.44]$$

Où T_{cc} est exprimée sous la forme (Raoust, 1979) :

$$T_{cc}^4 = 0,0552 T_{air}^{3/2} \quad [2.45]$$

B. Modèle de transfert radiatif intérieur

Les surfaces intérieures reçoivent du rayonnement CLO provenant des fenêtres ou des sources internes (éclairage, etc.) comme l'indique la figure 2.11.a. La figure 2.11.b montre la modélisation des transferts GLO dans un local par le biais d'une température rayonnante moyenne.

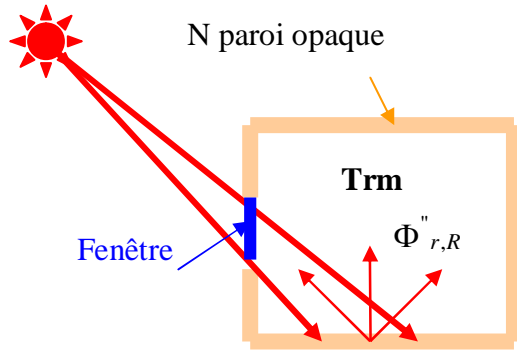


Figure 2.11a : Modèle de rayonnement de courtes longueurs d'ondes dans un local

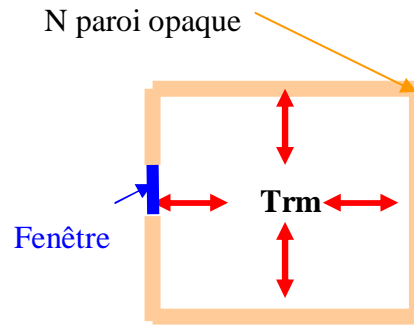


Figure 2.11b : Modèle de rayonnement de grandes longueurs d'ondes dans un local

Figure 2. 11: Les mécanismes d'échange par rayonnement dans un local.

En ce qui concerne le rayonnement CLO transmis par les parois vitrées, il est réparti de façon uniforme sur le plancher. Une partie de ce rayonnement (60%) est absorbé et le reste est réfléchi vers les autres parois d'une manière diffuse proportionnellement au prorata des surfaces.

Le flux radiatif entre une paroi de surface i quelconque et les autres parois est calculé par :

$$\Phi_{rad,GL}^{int} = h_{m,i} S_i (T_{S_i} - T_{rm}) \quad [2.46]$$

Où :

S_i : aire de la surface intérieure m^2 ;

$T_{S,i}$: température de la surface intérieure (K);

La température radiative moyenne T_{rm} est écrite sous la forme :

$$T_{rm} = \frac{\sum_1^n S_i T_{S_i}}{\sum_1^n S_i} \quad [2.47]$$

Le coefficient de transfert radiatif linéarisé associé est écrit sous la forme :

$$h_{rm} = 4\varepsilon\sigma_0 T_{rm}^3 \quad [2.48]$$

2.3.3 Modèle de l'ambiance

On considère dans ce cas, un local comprenant une chambre avec 6 faces comme dans la figure 2.12. Pour modéliser l'ambiance intérieure, on suppose que l'air se comporte comme un gaz parfait de propriétés uniformes. La température et l'hygrométrie intérieures sont déterminées en utilisant les bilans de masse et d'énergie.

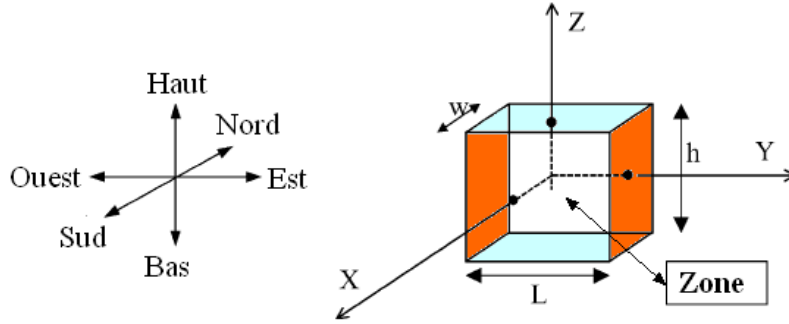


Figure 2. 12 : Représentation d'une zone.

Bilan massique d'air sec à l'intérieur du local :

La somme des débits massiques d'air sec $\dot{q}_{as,i}$ entrant et sortant du local est nulle:

$$\sum_i^n q_{as,i} = 0 \quad [2.49]$$

$$q_{as,Ouest} - q_{as,Est} + q_{as,Sud} - q_{as,Nord} + q_{as,Bas} - q_{as,Haut} = 0 \quad [2.50]$$

Bilan massique de la vapeur d'eau du local :

La variation temporelle de la masse volumique de la vapeur d'eau est égale à la somme des débits massiques de vapeur d'eau provenant des locaux adjacents ou de l'extérieur ou aux sources intérieures de vapeur d'eau :

$$V \frac{\partial \rho_{ve}}{\partial \tau} = q_{ve,Ouest} - q_{ve,Est} + q_{ve,Sud} - q_{ve,Nord} + q_{ve,Bas} - q_{ve,Haut} + q_{ve,Source} \quad [2.51]$$

Equation de conservation de l'énergie :

La variation de la température est calculée par la somme de chaleurs transférées par la conduction (Φ_i) provenant des locaux adjacents ou de l'extérieur ou aux sources éventuelles de chaleur sensible ($\Phi_{sources}$). Cette équation est écrite:

$$(\rho_{as} C p_{as} + I) V \frac{dT_{ah}}{dt} = \Phi_{Ouest} - \Phi_{Est} + \Phi_{Sud} - \Phi_{Nord} + \Phi_{Bas} - \Phi_{Haut} + \Phi_{Source} \quad [2.52]$$

Où I est l'inertie thermique de la zone.

2.4 SIMULATION NUMERIQUE

Dans la partie précédente, nous avons présenté les modèles de transfert hydrothermique dans une paroi (simple et multicouche) et la méthode de couplage des parois avec les ambiances interne et externe. Dans cette partie, nous présenterons la méthode de discrétisation et l'environnement de simulation SPARK qui a été utilisé dans cette thèse.

2.4.1 Méthode de discrétisation

Afin de résoudre le système d'équations précédent on a utilisé la méthode des différences finies avec un schéma implicite. On note que Δx et Δt représentent les pas de l'espace et du temps respectivement. K_j^n représente la valeur du scalaire K au nœud j et à l'instant n . Le schéma de discrétisation d'une paroi double couche (comprenant deux matériaux A et B) est montré dans la figure 2.13.

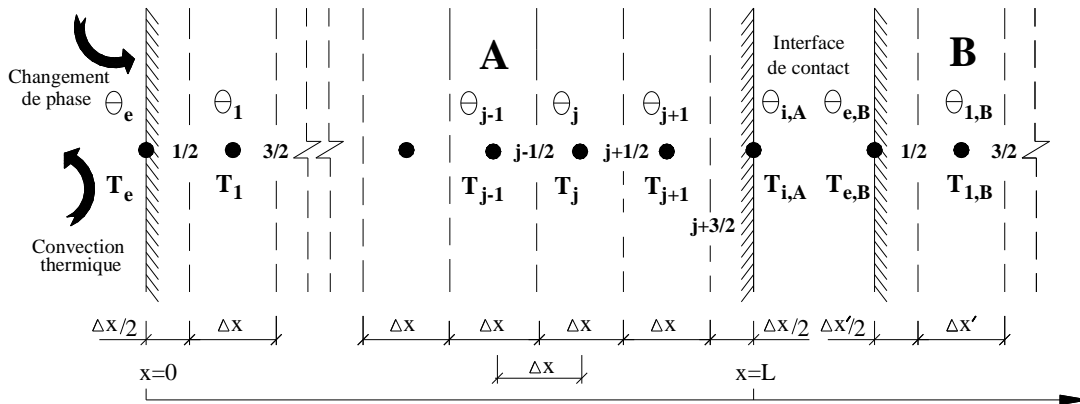


Figure 2.13 : Schéma de discrétisation

L'équation [2.16] est écrite sous la forme :

$$\frac{\theta_j^{n+1} - \theta_j^n}{\Delta t} = \frac{1}{\Delta x} \left[\left(D_T \frac{\partial T}{\partial x} + D_\theta \frac{\partial \theta}{\partial x} \right)_{j+1/2}^{n+1} - \left(D_T \frac{\partial T}{\partial x} + D_\theta \frac{\partial \theta}{\partial x} \right)_{j-1/2}^{n+1} \right] \quad [2.53]$$

Ou bien :

$$\frac{\theta_j^{n+1} - \theta_j^n}{\Delta t} = \frac{1}{\Delta x} \left[\left(D_{T,j+1/2}^{n+1} \frac{T_{j+1}^{n+1} - T_j^{n+1}}{\Delta x} + D_{\theta,j+1/2}^{n+1} \frac{\theta_{j+1}^{n+1} - \theta_j^{n+1}}{\Delta x} \right) - \left(D_{T,j-1/2}^{n+1} \frac{T_j^{n+1} - T_{j-1}^{n+1}}{\Delta x} + D_{\theta,j-1/2}^{n+1} \frac{\theta_j^{n+1} - \theta_{j-1}^{n+1}}{\Delta x} \right) \right] \quad [2.54]$$

L'équation [2.54] peut être écrite sous la forme :

$$\begin{aligned} & \left(\frac{\Delta x^2}{\Delta t} + D_{\theta,j+1/2}^{n+1} + D_{\theta,j-1/2}^{n+1} \right) \theta_j^{n+1} - D_{\theta,j+1/2}^{n+1} \theta_{j+1}^{n+1} - D_{\theta,j-1/2}^{n+1} \theta_{j-1}^{n+1} + \left(D_{T,j+1/2}^{n+1} + D_{T,j-1/2}^{n+1} \right) T_j^{n+1} \\ & - D_{T,j+1/2}^{n+1} T_{j+1}^{n+1} - D_{T,j-1/2}^{n+1} T_{j-1}^{n+1} = \theta_j^n \end{aligned} \quad [2.55]$$

En ce qui concerne l'équation de bilan de masse, elle est discrétisée comme [2.56] :

$$\begin{aligned} \rho_0 C p_m^{n+1} \frac{T_j^{n+1} - T_j^n}{\Delta t} &= \frac{1}{\Delta x} \left[\left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right)_{j+1/2}^{n+1} - \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right)_{j-1/2}^{n+1} \right] + \frac{L_v \rho_l}{\Delta x} \left(D_{T,v} \frac{\partial T}{\partial x} + D_{\theta,v} \frac{\partial \theta}{\partial x} \right)_{j+1/2}^{n+1} \\ & - \frac{L_v \rho_l}{\Delta x} \left(D_{T,v} \frac{\partial T}{\partial x} + D_{\theta,v} \frac{\partial \theta}{\partial x} \right)_{j-1/2}^{n+1} \end{aligned} \quad [2.56]$$

Les termes dans les parenthèses sont discrétisés encore une fois, on a :

$$\begin{aligned} \rho_0 C p_m^{n+1} \frac{T_j^{n+1} - T_j^n}{\Delta t} &= \frac{1}{\Delta x} \left[\lambda_{j+1/2}^{n+1} \frac{T_{j+1}^{n+1} - T_j^{n+1}}{\Delta x} - \lambda_{j-1/2}^{n+1} \frac{T_j^{n+1} - T_{j-1}^{n+1}}{\Delta x} \right] + \frac{L_v \rho_l}{\Delta x} \left[D_{T,v,j+1/2}^{n+1} \frac{T_{j+1}^{n+1} - T_j^{n+1}}{\Delta x} \right. \\ & \left. - D_{T,v,j-1/2}^{n+1} \frac{T_j^{n+1} - T_{j-1}^{n+1}}{\Delta x} \right] + \frac{L_v \rho_l}{\Delta x} \left[D_{\theta,v,j+1/2}^{n+1} \frac{\theta_{j+1}^{n+1} - \theta_j^{n+1}}{\Delta x} - D_{\theta,v,j-1/2}^{n+1} \frac{\theta_j^{n+1} - \theta_{j-1}^{n+1}}{\Delta x} \right] \end{aligned} \quad [2.57]$$

A partir de l'équation [2.57] on en déduit facilement [2.58] :

$$\begin{aligned} & \frac{\Delta t}{\rho_0 C p_m^{n+1} \Delta x^2} \left(\lambda_{j+1/2} + \lambda_{j-1/2} + L_v \rho_l D_{T,v,j+1/2} + L_v \rho_l D_{T,v,j-1/2} + \frac{\rho_0 C p_m \Delta x^2}{\Delta t} \right)^{n+1} T_j^{n+1} \\ & - \frac{\Delta t}{\rho_0 C p_m \Delta x^2} \left(\lambda_{j+1/2} + L_v \rho_l D_{T,v,j+1/2} \right)^{n+1} T_{j+1}^{n+1} - \frac{\Delta t}{\rho_0 C p_m \Delta x^2} \left(\lambda_{j-1/2} + L_v \rho_l D_{T,v,j-1/2} \right)^{n+1} T_{j-1}^{n+1} - \end{aligned} \quad [2.58]$$

$$\frac{\Delta t}{\rho_0 C p_m^{n+1} \Delta x^2} \left[D_{\theta,v,j+1/2}^{n+1} \theta_{j+1}^{n+1} - \left(D_{\theta,v,j+1/2}^{n+1} + D_{\theta,v,j-1/2}^{n+1} \right) \theta_j^{n+1} + D_{\theta,v,j-1/2}^{n+1} \theta_{j-1}^{n+1} \right] = T_j^n$$

Concernant les conditions aux limites, l'équation [2.19] peut être écrite sous la forme :

$$- \rho_l \left(D_{T,1/2}^{n+1} \frac{T_1^{n+1} - T_e^{n+1}}{\Delta x} + D_{\theta,1/2}^{n+1} \frac{\theta_1^{n+1} - \theta_e^{n+1}}{\Delta x} \right) = h_{M,e} \left(\rho_{v,a,e}^{n+1} - \rho_{v,s,e}^{n+1} \right) \quad [2.59]$$

Et pour l'équation [2.21] :

$$\begin{aligned} & - \lambda_{1/2}^{n+1} \frac{T_1^{n+1} - T_e^{n+1}}{\Delta x} - L_v \rho_l \left(D_{T,v,1/2}^{n+1} \frac{T_1^{n+1} - T_e^{n+1}}{\Delta x} + D_{\theta,v,1/2}^{n+1} \frac{\theta_1^{n+1} - \theta_e^{n+1}}{\Delta x} \right) = \\ & h_{T,e} \left(T_{a,e}^{n+1} - T_e^{n+1} \right) + L_v h_{M,e} \left(\rho_{v,a,e}^{n+1} - \rho_{v,s,e}^{n+1} \right) + \Phi_{ray,e}^{n+1} \end{aligned} \quad [2.60]$$

Dans le cas où le contact est supposé imparfait, les équations [2.27] et [2.29] sont écrites sous la forme suivante :

$$-\lambda_{A,j+3/2}^{n+1} \frac{T_{i,A}^{n+1} - T_{j+1}^{n+1}}{\Delta x} = \frac{1}{R_{th}} (T_A^{n+1} - T_B^{n+1}) = -\lambda_{B,1/2}^{n+1} \frac{T_{1,B}^{n+1} - T_{e,B}^{n+1}}{\Delta x'} \quad [2.61]$$

$$\begin{aligned} \frac{(\Psi_A^{n+1} - \Psi_B^{n+1})}{R_{ml}} + \frac{(P_{v,A}^{n+1} - P_{v,B}^{n+1})}{R_{mv}} &= -\rho_l \left(D_{T,A,j+3/2}^{n+1} \frac{T_{i,A}^{n+1} - T_{j+1}^{n+1}}{\Delta x} + D_{\theta,A,j+3/2}^{n+1} \frac{\theta_{i,A}^{n+1} - \theta_{j+1}^{n+1}}{\Delta x} \right) \\ &= -\rho_l \left(D_{T,B,1/2}^{n+1} \frac{T_{1,B}^{n+1} - T_{e,B}^{n+1}}{\Delta x'} + D_{\theta,B,1/2}^{n+1} \frac{\theta_{1,B}^{n+1} - \theta_{e,B}^{n+1}}{\Delta x'} \right) \end{aligned} \quad [2.62]$$

Où Δx et $\Delta x'$ sont les pas de l'espace des matériaux A et B respectivement.

Après avoir discrétisé les parois, les équations [2.55] et [2.58] sont écrites sous la forme :

$$a_j X_{j+1}^{n+1} + b_j X_j^{n+1} + c_j X_{j-1}^{n+1} = S_j^n \quad [2.63]$$

$$a'_j X_{j+1}^{n+1} + b'_j X_j^{n+1} + c'_j X_{j-1}^{n+1} = S_j'^n \quad [2.64]$$

Où a_j , b_j , c_j , a'_j , b'_j , c'_j sont des coefficients algébriques. X est un vecteur contenant m variables dépendants ; dans ce cas, il s'agit de T et θ . Ce système d'équations est fermé par les conditions aux limites.

Les équations discrétisées ont été implémentées dans l'environnement de simulation SPARK, un environnement orienté objet permettant de résoudre de façon efficace les systèmes d'équations différentielles. Dans la suite on présentera cet outil.

2.4.2 Outil de simulation numérique SPARK

Dans les parties ci-dessus, on a présenté le modèle physique permettant de coupler le transfert thermo-aéraulique dans un bâtiment. La complexité du système d'équations obtenu rend impossible une résolution analytique. Par conséquent, on doit utiliser les outils de simulation afin de le résoudre numériquement.

Les outils de simulations diffèrent par leur objectif et par leur structure propre et peuvent être classés en trois catégories (Mora, 2003) :

- Environnements monolithiques : ils se caractérisent par une architecture de calcul conçue en un seul bloc algorithmique. L'inconvénient principal de ces environnements est qu'il est difficile de les modifier.
- Environnements modulaires : La simulation se fait par l'assemblage de modules pour la formulation et la résolution du problème, chaque module réalisant une tâche élémentaire. L'avantage de ce genre d'environnement est de créer une librairie de modules spécialisés que l'on peut réutiliser dans les autres applications. Cependant, les entrées et les sorties sont fixées.

- Environnements basés sur les systèmes d'équation : Ces environnements permettent d'éviter le problème de sens de résolution inhérent aux environnements modulaires. Pour ce type d'environnement, il s'agit de formuler le problème, puis d'associer les équations. L'inconvénient principal de cette catégorie est une prise en main assez longue pour l'utilisateur.

On veut un environnement qui a une grande modularité dans l'architecture logicielle afin d'intégrer facilement les nouveaux modèles de différentes natures (par exemple transfert thermique, transfert de l'humidité, système de climatisation, etc.). De plus, on veut que les entrées et les sorties ne soient pas fixées et limitées. Par conséquent, notre choix s'est orienté vers l'environnement orienté objet SPARK¹⁷ (*The Simulation Problem Analysis and Research Kernel*), un des environnements de simulation basé sur les systèmes d'équations. Dans la suite on présentera cet environnement de simulation.

A. L'environnement SPARK

SPARK est un environnement de simulation orienté objet permettant de résoudre de façon efficace des systèmes d'équations algèbro-différentielles (Sowell et Haves, 2001). Il a été développé en collaboration avec le Simulation Research Group (SRG) au Lawrence Berkeley National Laboratory (Californie, USA) sur la base de travaux menés au centre scientifique d'IBM à Los Angeles. C'est un environnement intégré, c'est à dire qu'il prend en charge toutes les phases de la simulation, depuis la traduction des modèles équationnels fournis par l'utilisateur jusqu'à l'obtention des résultats, en passant par l'établissement d'un algorithme de résolution et son implémentation.

Le langage de définition du système d'équations à résoudre dans SPARK est orienté objet, donc pour décrire un problème dans SPARK il faut le décomposer en objets élémentaires qui sont des équations. La construction du système complet est réalisée par l'assemblage d'objets représentant chacun un sous-système d'équations : les classes macroscopiques (Macro Classes). Les objets les plus élémentaires qui représentent une seule équation sont appelés classes atomiques. Les classes macroscopiques sont un assemblage de classes atomiques et éventuellement d'autres classes macroscopiques. La génération du programme dans SPARK se fait par la connexion des classes en indiquant la manière dont elles interagissent à travers un fichier appelé « problème.pr », ce qui conduit à un système d'équations du modèle complet. SPARK lit ce fichier et produit un problème C++ qui sera compilé et ensuite lié à la librairie de résolution numérique pour produire un simulateur (fichier exécutable fichier.exe).

La figure 2.14 rappelle les différentes étapes nécessaires à la construction d'un simulateur. Ce dernier sera alors exécuté pour un ensemble de conditions aux limites (et initiales pour une formulation dynamique) définies dans les fichiers d'entrées (fichier.inp) pour obtenir une solution au problème (problème.out). Les paramètres de la simulation comme le début, la fin et le pas de temps sont rassemblés dans le fichier problème.run. La méthode de résolution ainsi que la puissance du solveur (nombre d'itérations...) est choisie dans le fichier problème.prf.

Les avantages de la programmation sous SPARK ont déjà été présentés dans la partie ci-dessus. Le fait qu'une librairie de modèles correspondant à la simulation thermique du bâtiment ait été écrite par différents chercheurs travaillant sur cet environnement facilite son utilisation. Par ailleurs l'environnement SPARK est désormais couplé avec le logiciel standard américain de simulation ENERGY PLUS¹⁸.

¹⁷ <http://gundog.lbl.gov/>

¹⁸ <http://simulationresearch.lbl.gov/>

- Une spécificité de SPARK est qu'il est non orienté, c'est-à-dire qu'il n'est pas nécessaire d'ordonner les équations, ni même de définir leur séquence d'appel pour la résolution. Ces propriétés proviennent d'une part de la définition des classes qui n'est pas orientée à priori, et dans le cas général toutes les variables peuvent être soit une inconnue soit une donnée c'est-à-dire que les équations sont prises comme des relations entre des variables, et non pas comme l'expression analytique de la variable qui précède le signe « = ». Avec cette qualité on pourra même prédire les conditions nécessaires à une sortie ou un fonctionnement souhaité. On pourra même calculer la charge de chaque composant pour une température donnée sans changer le moindre détail dans le programme.
- Une autre qualité majeure de ce langage est de permettre de réaliser et tester rapidement des prototypes de modèles. Les sous-systèmes d'équations peuvent facilement être utilisés ultérieurement pour d'autres applications, ou par un autre modélisateur souhaitant intégrer ce modèle à son problème particulier d'où la possibilité de créer une librairie de classes. Cette librairie restera toujours à notre disposition lorsqu'on souhaitera simuler une autre installation comprenant certains composants identiques à l'installation étudiée.

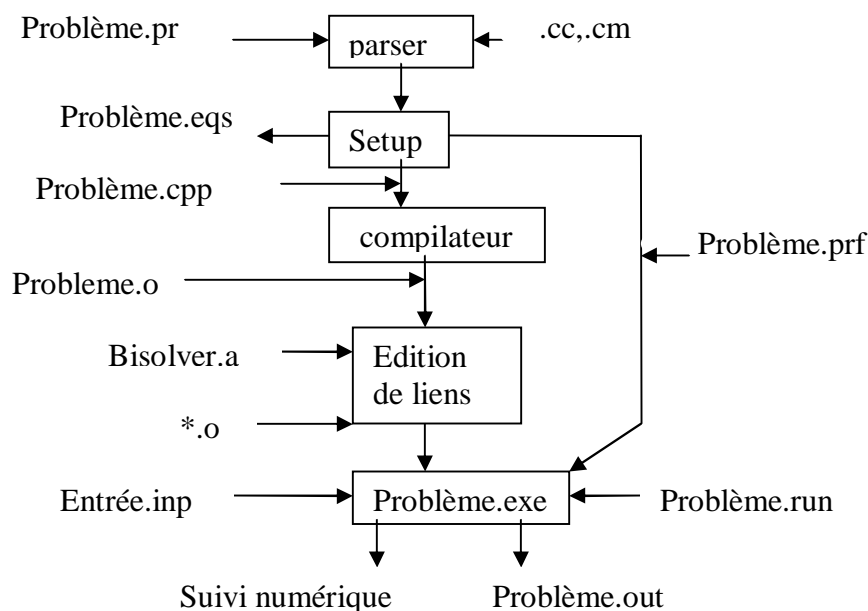


Figure 2. 14 : La construction d'un problème SPARK.

B. Librairie des modèles dans SPARK

Depuis une dizaine d'années en France, dans le cadre des thèses portant sur la modélisation des transferts hygrothermiques dans le bâtiment, les doctorants des laboratoires LEPTIAB¹⁹ et LOCIE²⁰ ont utilisé l'environnement de simulation SPARK. On peut citer les travaux de : Wurtz (1995), Musy (1999), Mora (2003), Mendonça (2004), Maalouf (2006), Bourdoukan (2008) et Tittlein (2008). Grâce à eux, une librairie qui est structurée en

¹⁹ Laboratoire d'Étude des Phénomènes de Transfert et de l'Instantanéité : Agro-industrie et Bâtiment

²⁰ Laboratoire Optimisation de la Conception et Ingénierie de l'Environnement

trois groupes présentant les trois domaines du bâtiment a été développée: l'air intérieur, l'enveloppe et les systèmes (ventilation, chauffage, climatisation, capteurs solaires...) (la figure 2.15).

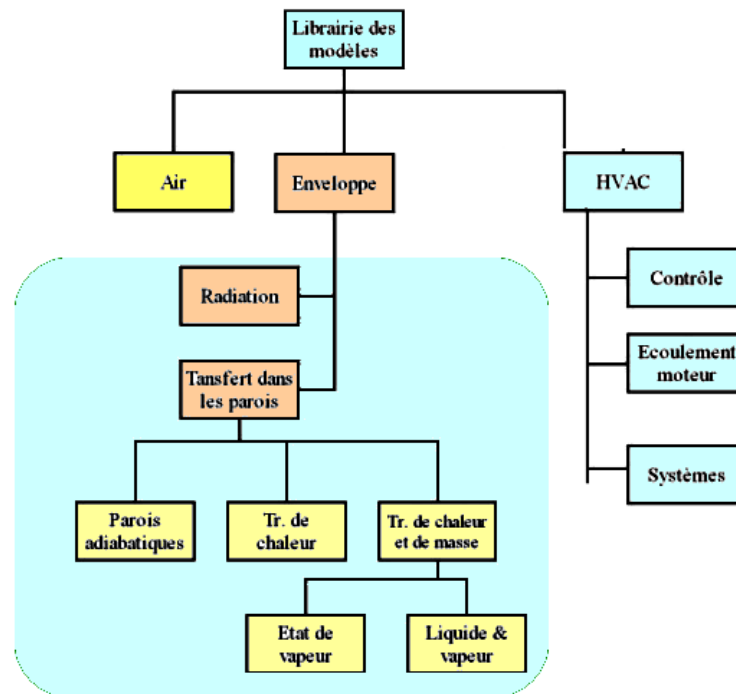


Figure 2. 15 : Diagramme de la librairie des modèles.

Le premier groupe, l'air intérieur, concerne les équations de l'air intérieur, là où la vitesse de l'air est faible (absence d'écoulement moteur).

Le second groupe, l'enveloppe, contient les équations de l'échange radiatif entre l'enveloppe du bâtiment et l'ambiance, et les équations de transfert hygrothermique à travers les matériaux de cette paroi. Ces dernières équations sont divisées en quatre sous-modèles de niveau de complexité différent, parmi lesquels deux sous-modèles qui prennent en compte le transfert d'humidité dans les parois. Récemment, nous avons développé et validé un modèle tenant en compte des résistances thermique et massique à l'interface de contact (Tran le et al., 2009a). Ce modèle a été ajouté dans la librairie et son couplage avec les ambiances interne et externe a été effectué afin de modéliser le comportement hygrothermique au niveau du bâtiment.

Le troisième groupe, contient les modèles de système de conditionnement, de chauffage et de ventilation, les équations relatives aux jets spécifiques de ces équipements et les modèles concernant les installations à dessiccation solaire.

2.5 VALIDATION DES MODELES

Dans cette partie, on présente les résultats de la validation des modèles présentés ci-dessus en comparant les résultats numériques avec ceux de l'expérimentation (retrouvée dans la littérature).

2.5.1 Validation du modèle de la paroi monocouche en béton de chanvre soumise à une sollicitation statique de température et d'humidité relative

En se basant sur les travaux de Samri (2009), on présente tout d'abord la validation du modèle au niveau d'une paroi monocouche de 30 cm d'épaisseur en béton de chanvre soumise à une sollicitation statique dont le schéma d'essai est montré dans la figure 2.16. En position E à la surface extérieure, on applique des conditions de Dirichlet en température et humidité relative: la température et l'humidité en E sont maintenues respectivement à 30°C et 70 % pendant 24 heures puis elles décroissent brutalement à 20°C et 30 %. Pour la surface intérieure (en D) qui est en contact avec l'air intérieur du laboratoire, on introduit les coefficients d'échange convectif de chaleur et de masse avec un coefficient d'échange thermique $h_{T,i} = 15 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ et celui de d'échange massique $h_{M,i} = 0,015 \text{ m.s}^{-1}$ en supposant que le nombre de Lewis est à 1. La paroi est discrétisée en 50 nœuds par la méthode de différences finies.

En se basant sur les propriétés physiques proposées par Samri, les caractéristiques du béton de chanvre utilisé dans cette étude sont montrées dans le tableau 2.2 :

Matériaux	Densité	Conduc- thermique λ	Chaleur spécifique sèche	D_{Θ}	D_T	$D_{\Theta v}$	D_{Tv}
	kg/m^3	W/(m.K)	J/(kg.K)	m^2/s	$\text{m}^2/(\text{s.K})$	m^2/s	$\text{m}^2/(\text{s.K})$
Béton de chanvre (20°C, 40 % HR)	329	0,095	1122	2,8E-07	5E-13	1E-12	5E-13

Tableau 2. 2 : Propriétés du béton de chanvre pour la validation.

Afin d'analyser les résultats, nous utilisons l'erreur quadratique moyenne exprimée par la formule:

$$\delta_{EQM} = \sqrt{\frac{\sum_{n=1}^N (\Delta K_n)^2}{N}} \quad [2.65]$$

Ou ΔK exprime la différence entre la valeur expérimentale et celle numérique, N est le nombre des valeurs comparées.

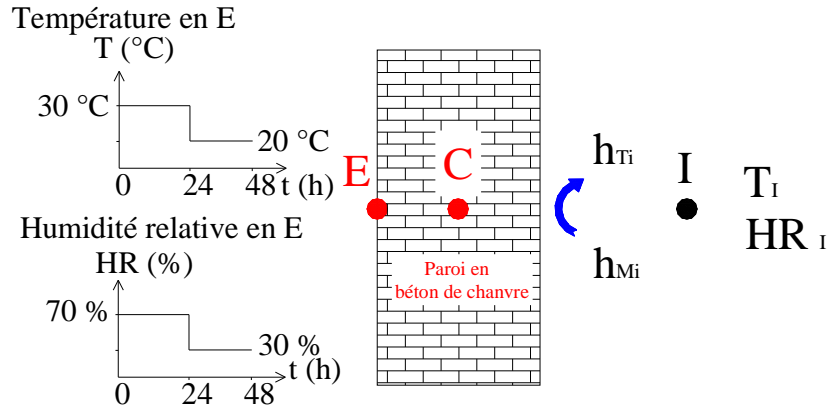


Figure 2. 16: Schéma de l'essai.

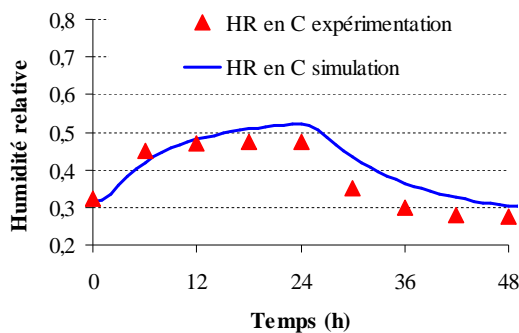


Figure 2. 17: comparaison entre les valeurs expérimentale et numérique de l'évolution de l'humidité relative en C.

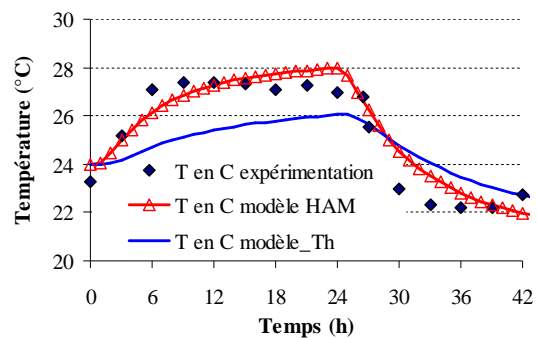


Figure 2. 18: Comparaison des évolutions de la température en C, expérimentale et numérique pour les deux modèle HAM et Th.

La figure 2.17 montre la comparaison entre les valeurs expérimentale et numérique de l'évolution de l'humidité relative en C. La valeur de δ_{EQM} pour l'humidité relative en C est de 4,6 %. A cause de la sollicitation statique en E, on observe une augmentation de l'humidité relative en C jusqu'à 24 heures, après elle commence à diminuer. Cette augmentation s'accompagne d'un changement de phase qui est ici une condensation dans le matériau ou l'évaporation correspondant à la période de décroissance de l'humidité relative. Sachant que le phénomène de changement de phase influence la température, les évolutions numérique et expérimentale de la température en C sont montrées dans la figure 2.18.

Concernant les résultats numériques, on présente les résultats obtenus de deux modèles :

- **HAM** : prise en compte de transfert couplé de chaleur et de masse dans la paroi ;
- **Th** : on ne considère que le transfert de chaleur (le phénomène de transfert de masse dans la paroi est ignoré).

Les résultats montrent que le modèle **HAM** prédit beaucoup mieux l'évolution temporelle de la température en C grâce à la prise en compte des phénomènes de changement de phase. En fait, lorsque le temps varie de 0 – 24 heures, l'humidité relative en C augmente de 32 % à 50 % à cause de la condensation de la vapeur d'eau dans la paroi. Ce phénomène étant exothermique, il dégage de la chaleur et provoque une croissance de la température en C. Par conséquent, la température en C pour le modèle **HAM** est plus élevée que celle du modèle **Th** jusqu'à 24h. De 24h à 48h, la chute de l'humidité relative en C due au phénomène d'évaporation de l'eau conduit à la décroissance de la température en C. On observe donc une

température plus faible pour le modèle **HAM** que celui de **Th**. Les valeurs de δ_{EQM} de la température en C pour les deux modèles **HAM** et **Th** sont de 0,87 °C et 1,3 °C respectivement et montrent un bon accord pour le modèle **HAM**. Les résultats mettent en évidence l'importance de la prise en compte des transferts couplés de chaleur et de masse dans la simulation.

On vient de valider le modèle utilisé où les coefficients de diffusion hydrique et thermique sont pris en compte. Il sera donc intéressant de faire une étude de sensibilité des coefficients afin de connaître son effet sur le comportement hygrothermique d'une paroi.

2.5.2 Etude de sensibilité des paramètres

L'étude de sensibilité est effectuée en considérant une variation des paramètres de 25 % par rapport aux valeurs de référence proposées dans le tableau 2.2.

A. Chaleur spécifique sèche

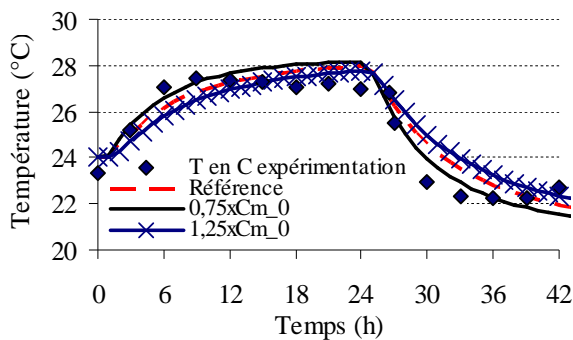


Figure 2. 19 : Influence de la chaleur spécifique sèche sur l'évolution de la température en C.

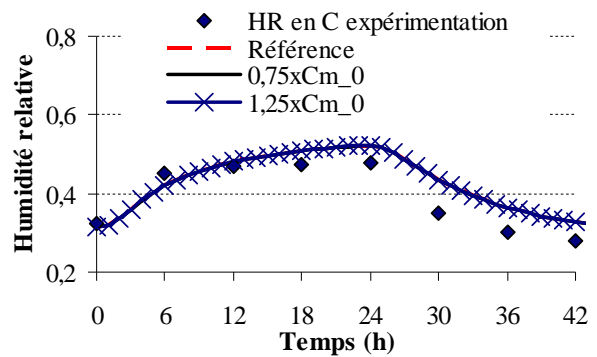


Figure 2. 20 : Influence de la chaleur spécifique sèche sur l'évolution de l'humidité relative en C.

La figure 2.19 présente l'influence de la chaleur spécifique sur l'évolution de la température en C. Plus on augmente la chaleur spécifique, plus on diminue la diffusivité thermique du matériau et donc l'amplitude de la température diminue ainsi la température en C augmente moins vite pendant les premières 24h et diminue plus lentement pendant les 24h suivantes. Une différence de 25 % de la valeur de Cm_0 peut conduire à une erreur de 0,5 °C en C.

En ce qui concerne l'influence de la chaleur spécifique sur le profil de l'humidité relative en C, elle est montrée dans la figure 2.20. Les résultats montrent que son impact sur l'humidité relative dans le matériau est très faible.

Le tableau 2.3 montre la valeur de δ_{EQM} en fonction de la chaleur spécifique sèche du matériau. La δ_{EQM} de l'humidité relative et de la température en C pour le cas référence sont les plus faibles indiquant un bon choix de la valeur de Cm_0 .

Erreur quadratique moyenne			
	Référence	0,75xCm_0	1,25xCm_0
HR (%)	4,547	4,553	4,458
T (°C)	0,871	0,882	0,960

Tableau 2. 3 Erreur quadratique moyenne en fonction de la chaleur spécifique.

B. Conductivité thermique

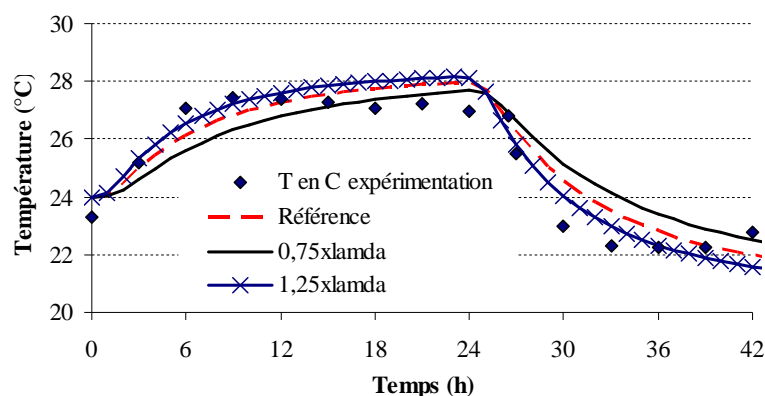


Figure 2. 21 : Influence de la conductivité thermique sur l'évolution de la température en C.

La figure 2.21 montre l'influence de la conductivité thermique sur l'évolution de la température en C. On note que plus la conductivité thermique est élevée, plus la température en C répond rapidement au changement de la température du fait que la diffusivité thermique augmente. On remarque que son effet est considérable avec une différence de 0,55 °C lorsqu'on fait varier la conductivité thermique de 25 %. Quant à la variation de l'humidité relative, elle est très faible et n'a pas été tracée.

Erreur quadratique moyenne			
	Référence	0,75xlamda	1,25xlamda
T (°C)	0,871	1,022	0,872
HR (%)	4,547	4,554	4,449

Tableau 2. 4 Erreur quadratique moyenne en fonction de la conductivité thermique.

Le tableau 2.4 compare la valeur de l'erreur quadratique moyenne des trois cas étudiés. On note que la valeur de δ_{EQM} pour les deux cas référence et 1,25*lamda sont très proches et mieux que celle de 0,75*lamda.

C. Masse volumique

L'impact de la masse volumique sur la température en C est montré dans la figure 2.22 tandis que l'impact sur l'humidité relative n'a pas été tracé du fait qu'il est très faible. On note que cet impact est analogue à celui de la chaleur spécifique puisque les deux paramètres sont liés par la diffusivité thermique. Dans ce cas, une erreur de 25 % de la masse volumique peut conduire à une erreur de 0,6 °C en C.

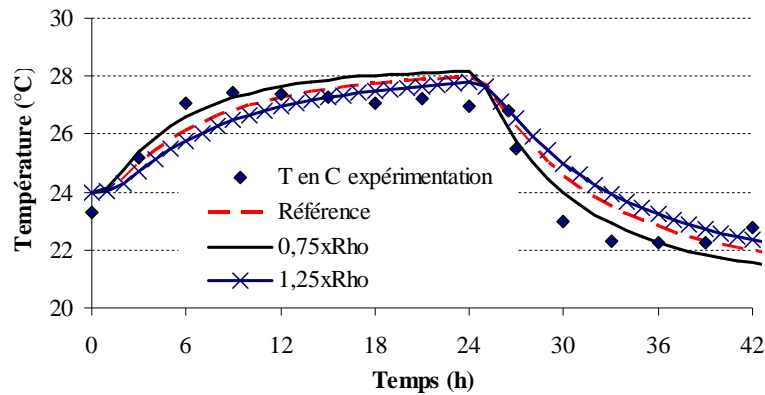


Figure 2. 22 : Influence de la masse volumique sur l'évolution de la température en C.

Erreur quadratique moyenne			
	Référence	0,75xRho	1,25xRho
HR (%)	4,547	4,553	4,458
T	0,87	0,88	0,96

Tableau 2. 5 : Erreur quadratique moyenne en fonction de la masse volumique.

La comparaison des erreurs quadratiques moyennes en fonction de la masse volumique est présentée dans le tableau 2.5. On note que la valeur de δ_{EQM} du cas de référence est la plus faible entre eux.

D. Coefficient de transport de masse D_θ

L'influence du coefficient de transport de masse D_θ sur l'humidité relative en C est montrée dans la figure 2.23. Plus la valeur de D_θ est grande, plus l'humidité relative évolue vite. Ainsi pendant le palier de sorption lors des premières 24 heures, l'humidité relative croît plus vite lorsque D_θ augmente et elle est plus faible quand D_θ diminue. Ensuite pour le palier de désorption (après 24 heures), on observe le phénomène inverse. Dans notre cas, une erreur de 3,5 % d'humidité relative est observée lorsque D_θ varie de 25%. A l'opposé des cas précédents où l'impact sur la température était important, l'impact de D_θ sur la température est faible et il est montré dans la figure 2.24 où les courbes sont très proches.

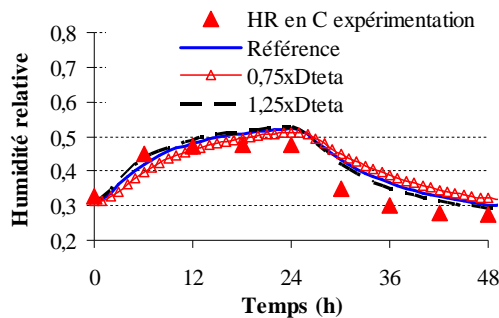


Figure 2. 23 : Influence du coefficient D_θ sur l'évolution de l'humidité relative en C.

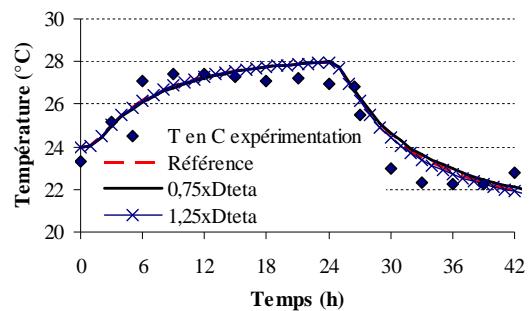


Figure 2. 24 : Influence du coefficient D_θ sur l'évolution de la température en C.

Afin de comparer les résultats numériques des trois cas étudiés avec ceux de l'expérimentation, les erreurs quadratiques moyennes sont montrées dans le tableau 2.6. La δ_{EQM} pour le cas $1,25xD_\theta$ de l'humidité relative est inférieure à celle du cas de référence

(3,9 % comparée à 4,5 % pour le cas référence) tandis que ses valeurs sont très proches pour la température. Cela confirme que les résultats du cas $1,25x D_{\theta}$ sont plus cohérents avec l'expérimentation que ceux du cas de référence.

Erreur quadratique moyenne			
	Référence	$0,75x D_{\theta}$	$1,25x D_{\theta}$
HR (%)	4,547	5,667	3,904
T	0,87	0,89	0,86

Tableau 2. 6 Erreur quadratique moyenne en fonction de D_{θ} .

E. Coefficient de transport de masse $D_{\theta v}$

L'impact du coefficient de transport de masse $D_{\theta v}$ sur la température et l'humidité relative est très faible et n'a pas été tracé. En ce qui concerne l'erreur quadratique moyenne des trois cas, elles sont présentées dans le tableau 2.7. On note que la valeur de δ_{EQM} de l'humidité relative pour le cas $1,25x D_{\theta v}$ est la plus faible.

Erreur quadratique moyenne			
	Référence	$0,75x D_{\theta v}$	$1,25x D_{\theta v}$
HR	4,547	4,548	4,453
T	0,87	0,87	0,87

Tableau 2. 7 Erreur quadratique moyenne en fonction de $D_{\theta v}$.

F. Coefficient de transport de masse D_T et D_{Tv}

L'influence des coefficients D_T et D_{Tv} sur l'évolution de la température et de l'humidité relative ne sont pas considérables et n'ont pas été tracés. Les tableaux 2.8 et 2.9 montrent les erreurs quadratiques moyennes en fonction de D_T et D_{Tv} . Comparées au cas de référence et aux cas $0,75x D_T$ ou $0,75x D_{Tv}$, les valeurs de δ_{EQM} pour les cas $1,25x D_T$ et $1,25x D_{Tv}$ sont les plus faibles. L'utilisation de ces valeurs permet de réduire davantage les écarts entre les résultats numériques et ceux des expérimentations.

Erreur quadratique moyenne			
	Référence	$0,75x D_T$	$1,25x D_T$
HR (%)	4,547	4,550	4,451
T (°C)	0,87	0,87	0,87

Tableau 2. 8 Erreur quadratique moyenne en fonction de D_T .

Erreur quadratique moyenne			
	Référence	$0,75x D_{Tv}$	$1,25x D_{Tv}$
HR (%)	4,547	4,548	4,453
T (°C)	0,871	0,872	0,870

Tableau 2. 9 Erreur quadratique moyenne en fonction de D_{Tv} .

G. Isotherme de sorption

La figure 2.25 montre l'impact de l'isotherme de sorption sur la variation de l'humidité relative en C. On note que pour le palier de sorption (les premières 24h de la simulation), l'humidité relative en C pour le cas $1,25x Sorption$ est inférieure à celle des autres cas. En ce qui concerne la période de désorption (de 24h à 48 h), sa valeur devient plus élevée. Lorsque

l'isotherme de sorption varie de 25%, l'humidité relative en C varie de 1%. Par contre, son influence sur la teneur en eau est beaucoup plus importante. La teneur en eau pour le cas 1,25xSorption est plus élevée que celle des cas de référence et de 0,75xSorption. Son influence est présentée dans la figure 2.26. Une variation de 25 % de l'isotherme de sorption peut conduire à une différence de 0,43 % de la teneur en eau en C (soit une variation de 24 %).

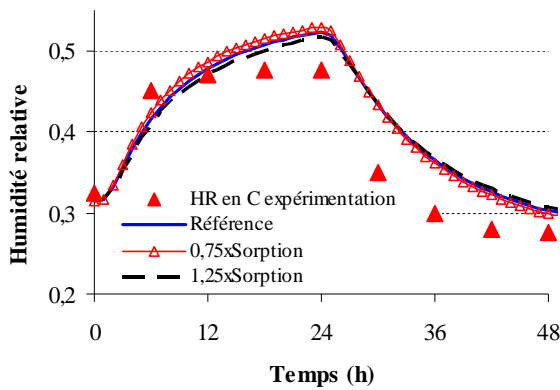


Figure 2. 25 Influence de la courbe isotherme de sorption sur l'évolution d'humidité relative en C.

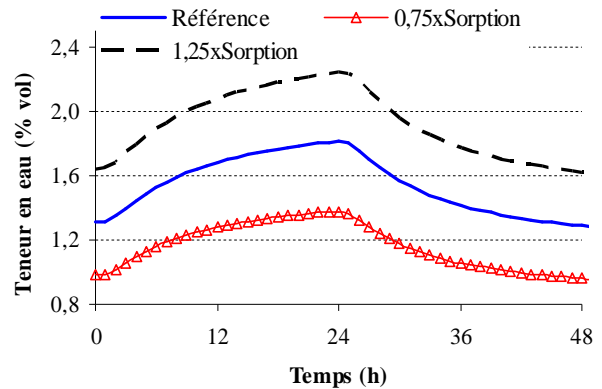


Figure 2. 26 : Influence de l'isotherme de sorption sur la teneur en eau en C.

Les erreurs quadratiques moyennes pour les trois cas sont montrées dans le tableau 2.10. On note que les δ_{EQM} pour la température et l'humidité relative du cas de référence sont comprises entre celles des cas 0,75*Sorption et 1,25*Sorption.

Erreur quadratique moyenne			
	Référence	0,75xSorption	1,25xSorption
HR (%)	4,55	4,57	4,48
T (°C)	0,87	0,85	0,89

Tableau 2. 10: Erreur quadratique moyenne en fonction de l'isotherme de sorption.

H. Coefficients de convection thermique et massique extérieurs

Les coefficients de convection thermique et massique extérieures dépendent de plusieurs facteurs comme : l'état de surface, géométrie du système, la vitesse vectorielle du fluide, les propriétés physiques de matériau etc. Ils sont complexes et difficiles à déterminer de manière correcte. Une étude de sensibilité des coefficients de convection thermique et massique est donc nécessaire.

La figure 2.27 montre l'impact des coefficients de convections thermique et massique extérieurs sur le profil de la température en C. On note que leur impact pour les premières 24 heures est plus significatif que celui de la période de désorption. Plus on augmente les coefficients extérieurs, plus on augmente l'humidité relative en C. Une différence de 25 % des coefficients extérieurs par rapport à la valeur de référence nous conduit à une erreur de 1,5 % sur l'humidité relative en C. En ce qui concerne l'impact des coefficients sur la température en C, il est montré dans la figure 2.28. Les résultats montrent que son influence est faible.

Le tableau 2.11 présente les erreurs quadratiques moyennes en fonction des coefficients de convection extérieurs par rapport aux valeurs expérimentales pour les trois cas. Les δ_{EQM} pour la température et l'humidité relative du cas de référence se trouvent dans l'intervalle de ceux des cas 0,75xHext et 1,25xHext et sont proches.

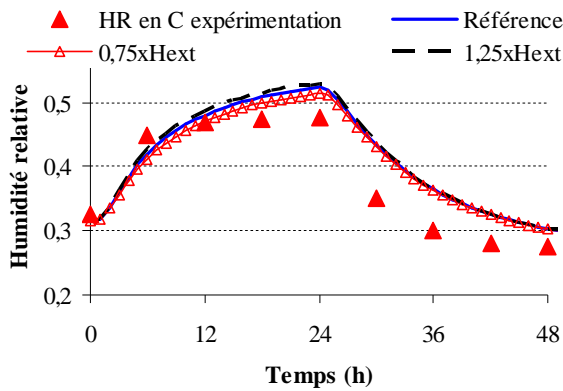


Figure 2. 27 : Influence des coefficients de convections extérieurs sur l'humidité relative en C.

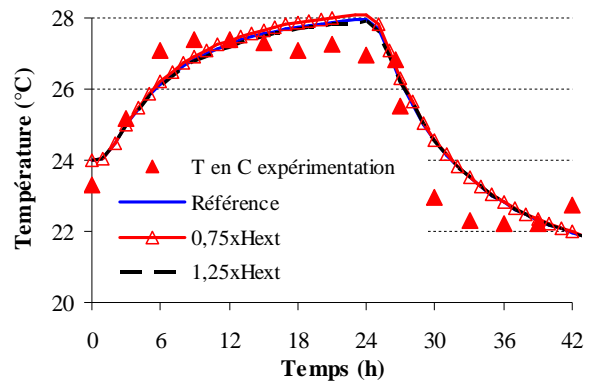


Figure 2. 28 : Influence des coefficients de convections thermiques et massiques extérieurs sur la température en C.

Erreur quadratique moyenne			
	Référence	0,75xHext	1,25xHext
HR (%)	4,55	4,33	4,64
T (°C)	0,87	0,89	0,86

Tableau 2. 11 : Erreur quadratique moyenne en fonction des coefficients de convection extérieurs.

I. Coefficients de convections thermiques et massiques intérieurs

L'influence des coefficients de convections intérieurs sur le profil de la température et de l'humidité relative est faible et n'a pas été tracé ici. Le tableau 2.12 montre les erreurs quadratiques moyennes pour les trois cas étudiés. On note que les valeurs de δ_{EQM} sont très proches avec des différences maximales de 0,3 % pour l'humidité relative et 0,006°C pour la température.

Erreur quadratique moyenne			
	Référence	0,75xHint	1,25xHint
HR (%)	4,55	4,85	4,28
T (°C)	0,871	0,870	0,877

Tableau 2. 12 : Erreur quadratique moyenne en fonction des coefficients de convections intérieurs.

J. Finesse de discrétisation

Tout au long de cette partie, la paroi est discrétisée par un grand nombre de nœuds (50 nœuds- cas de référence dans cette étude) afin de mieux valider le modèle avec les résultats expérimentaux. Par conséquent la solution de systèmes d'équations s'avère encore couteuse à la fois en temps et en ressources de calculs. Afin de réduire l'effort de simulation, nous avons discrétisé la paroi sur un maillage grossier (en 25 et 10 nœuds). Cette discrétisation s'inscrit dans la logique de modélisation couplée des parois avec l'ambiance à l'échelle du bâtiment. Cela nous permet d'obtenir des résultats satisfaisants avec des temps de calcul réduits.

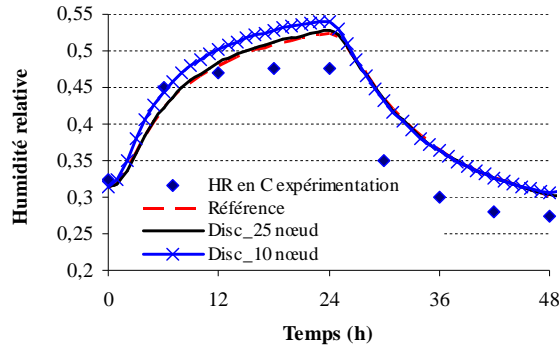


Figure 2. 29 : Influence de la finesse de discrétisation sur le profil de la température en C.

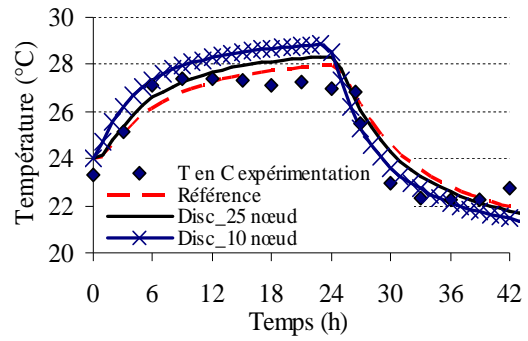


Figure 2. 30 : Influence de la finesse de discrétisation sur le profil de l'humidité relative en C.

Les figures 2.29 et 2.30 montrent l'influence de la finesse de discrétisation sur le profil de la température et de l'humidité relative en C. On note que plus le maillage est grossier, plus les résultats sont différents par rapport à ceux du cas de référence. En ce qui concerne le profil de la température en C, la discrétisation en 10 nœuds conduit à une différence de 1,1 °C de température et 2 % de l'humidité relative par rapport à celles pour une discrétisation en 50 nœuds.

Erreur quadratique moyenne			
	Référence	Disc_25 nœud	Disc_10 nœud
HR (%)	4,55	4,59	4,83
T (°C)	0,87	0,90	1,13

Tableau 2. 13 : Erreur quadratique moyenne en fonction de la finesse de discrétisation.

Le tableau 2.13 présente les erreurs quadratiques moyennes en fonction de la finesse de discrétisation. La δ_{EQM} diminue de 0,28 % en humidité relative et de 0,26 °C en température lorsqu'on passe de 10 à 50 nœuds. Peu de différences entre les cas de 25 nœuds et 50 nœuds ce qui signifie que pour alléger les temps de calcul on peut discrétiser la paroi en 25 nœuds.

K. Sensibilité réduite de l'humidité relative et de la température

L'étude de sensibilité des paramètres a été effectuée séparément dans les parties ci-dessus. Considérons maintenant la variation de la température et de l'humidité relative en fonction du temps $T=T(x,t,\beta)$ et $HR=HR(x,t,\beta)$ où x et t sont des variables indépendantes et β le vecteur des paramètres. Les dérivées premières de la température et de l'humidité relative, par rapport au paramètre β_i sont appelées coefficients de sensibilité :

$$X_i = \frac{\partial T}{\partial \beta_i} \text{ ou } X_i = \frac{\partial HR}{\partial \beta_i} \quad [2.66]$$

Dans la pratique, on utilise le produit $\beta_i X_i$ appelé coefficient de sensibilité réduite, afin de donner le même poids à tous les paramètres et de pouvoir les comparer entre eux (Lachi, 1991). Dans cette partie, la valeur de $\partial \beta_i$ est considérée égale à 25 % de β_i .

La figure 2.31 montre la sensibilité réduite de la température en C aux différents paramètres du modèle. Tout d'abord, on note que la sensibilité réduite à la masse volumique, à la conductivité thermique et à la chaleur spécifique sont plus grandes que les autres. Dans

les premières 24 heures, on constate que leurs valeurs extrêmes sont atteintes au bout de 7 heures. Pour la période de désorption, elles sont atteintes à 33 heures et elles s'annulent à 24h l'instant où les sauts de la température et de l'humidité relative ont lieu. On remarque aussi que le signe de la sensibilité réduite à la conductivité thermique est opposé à celui de la sensibilité à la masse volumique et à la chaleur spécifique. Les résultats montrent aussi que la courbe de sensibilité réduite aux paramètres D_{Tv} , D_T , $D_{v\theta}$ est négligeable. En ce qui concerne la sensibilité réduite aux coefficients de convection thermique et massique et au coefficient de diffusion hydrique D_θ , elles varient à long terme et peuvent atteindre une valeur de l'ordre de $0,45^\circ\text{C}$.

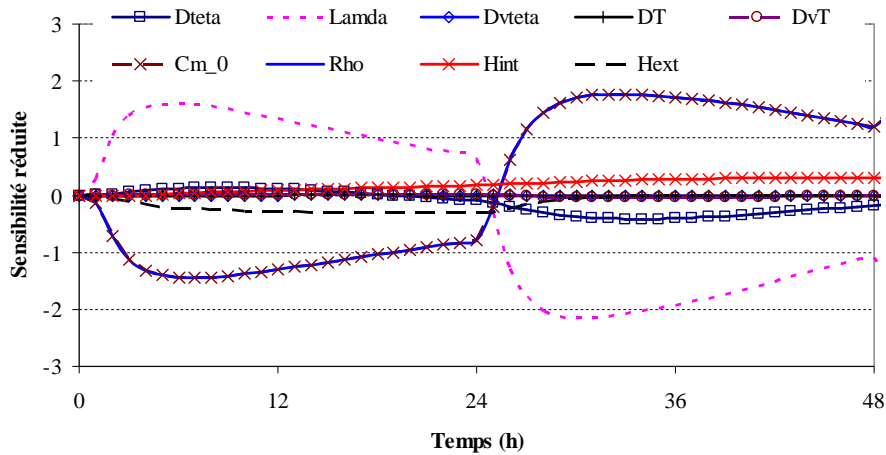


Figure 2. 31 : Sensibilité réduite de la température aux différents paramètres.

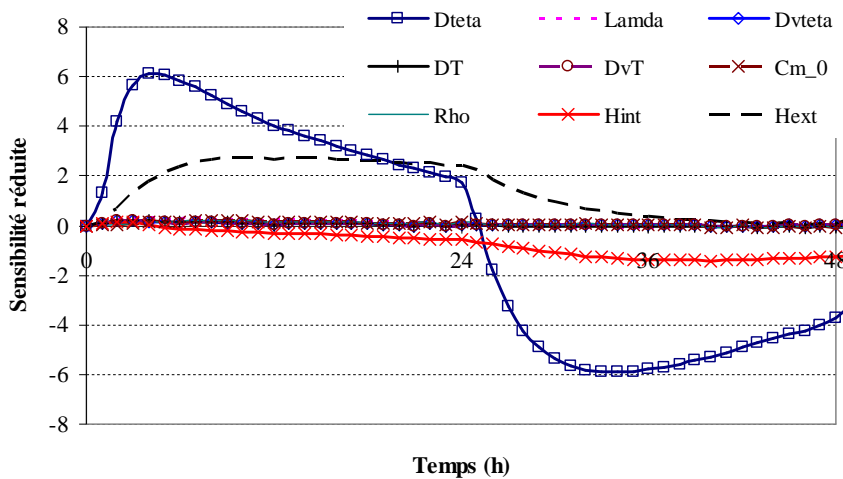


Figure 2. 32 : Sensibilité réduite de l'humidité relative aux différents paramètres.

La sensibilité réduite de l'humidité relative en C aux différents paramètres est montrée dans la figure 2.32. On note que la sensibilité réduite aux coefficients de convection et au D_θ est plus élevée que celles des autres paramètres. Concernant la sensibilité réduite au D_θ , elle augmente au début puis elle atteint sa valeur maximale après 4 heures de simulation. Ensuite, elle diminue jusqu'à 0 à long terme (33 h). En ce qui concerne la sensibilité réduite aux coefficients de convection, elle augmente au début puis atteint la valeur constante à partir de la 36^{ème} heure.

L'étude de sensibilité effectuée dans cette partie nous confirme que la chaleur spécifique, la masse volumique, la conductivité thermique, les coefficients de convection et le coefficient de diffusion hydrique D_0 influencent considérablement le profil de la température tandis que le profil de l'humidité relative est très sensible aux coefficients de convection, coefficient D_0 et l'isotherme de sorption.

Nous venons de présenter la validation d'une paroi simple couche en béton de chanvre, dans la suite on va présenter la partie de la validation d'une paroi multicouche avec la prise en compte des résistances de contact à l'interface.

2.5.3 Validation du modèle de la paroi multicouche avec contact imparfait

Afin de valider les modèles étudiés, nous comparons les résultats de simulation avec les résultats expérimentaux trouvés dans la littérature (Terashima et al., 1997). Il s'agit d'une paroi double couche dont l'épaisseur de chaque couche est de 15 mm (figure 2.33). Elle est constituée de deux matériaux poreux différents : le béton cellulaire, un matériau de chaleur spécifique $C_{p_0} = 1044 \text{ J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$ et de masse volumique $\rho_0 = 518 \text{ kg.m}^{-3}$ et le silicate de calcium de chaleur spécifique $C_{p_0} = 760 \text{ J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$ et de masse volumique $\rho_0 = 450 \text{ kg.m}^{-3}$. La surface supérieure de la paroi est soumise aux échanges convectifs thermiques $h_T = 10 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ et massiques $h_M = 7 \times 10^{-4} \text{ ms}^{-1}$ avec l'air ambiant dont la température et l'humidité relative sont de 25°C et 75% respectivement. La surface inférieure de la paroi est imperméable et isotherme de température uniforme de 14°C . Les résistances thermique et massique sont estimées à $R_{th} = 0,065 \text{ m}^2.\text{K.W}^{-1}$, $R_{m1} = 2,1 \times 10^8 \text{ (m.s}^{-1}\text{)}$ et $R_{mv} = 2,1 \times 10^8 \text{ m}^2.\text{s.Pa.kg}^{-1}$ (se basant sur la cohérence entre les résultats numériques et ceux de l'expérimentation). Le pas de temps de la simulation est fixé à 240 secondes et chaque couche est discrétisée en 6 nœuds. Les propriétés physiques des deux matériaux sont détaillées dans l'annexe.

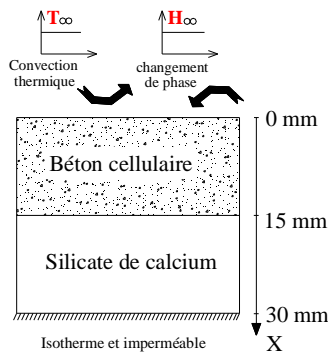


Figure 2.33.a : Spécimen 1

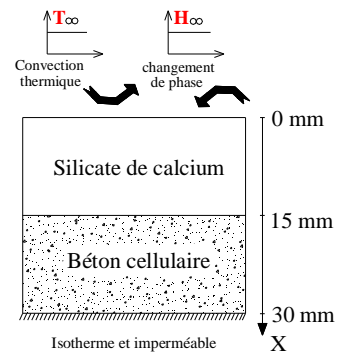


Figure 2.33.b : Spécimen 2

Figure 2. 33: Les éprouvettes d'essai.

En ce qui concerne l'évolution temporelle expérimentale de la teneur en eau dans les deux matériaux, nous constatons sur les figures 2.34 et 2.35 une forte augmentation de la teneur en humidité dans le matériau inférieur donc le silicate de calcium pour l'éprouvette 1 et le béton cellulaire pour l'éprouvette 2. Etant une surface imperméable et isotherme, l'humidité est stockée dans le matériau et la teneur en eau augmente avec le temps dans cette couche. Pour

valider le modèle de contact imparfait, nous avons confronté les résultats numériques avec ceux de l'expérimentation.

Concernant le modèle 1 (contact parfait), la figure 2.34 montre une cohérence entre les résultats expérimentaux et numériques du spécimen 1 jusqu'au 9^{ème} jour pour le béton cellulaire et jusqu'au 15^{ème} jour pour le silicate de calcium. A partir de ces jours, le décalage devient important. Pour le modèle 1 (contact parfait), la surestimation de la teneur en eau dans le béton cellulaire et sa sous-estimation dans le silicate de calcium sont observées. Les valeurs de δ_{EQM} de la teneur en eau pour $x=2,5$ mm et $x=27,5$ mm sont de 4,37 % et 2,39 % respectivement montrant un mauvais accord (sachant que la teneur maximale en eau des deux matériaux est de 20%). L'évolution temporelle de la teneur en eau de spécimen 2 pour le modèle 1 est montrée dans la figure 2.35. Dans ce cas, on observe un grand écart entre les résultats numériques et ceux de l'expérimentation. De plus, la variation de la courbe numérique de la teneur en eau dans le béton cellulaire ne suit pas la tendance de la courbe expérimentale. Les valeurs de δ_{EQM} pour $x=2,5$ mm et $x=27,5$ mm sont de 3,7 % et 12,78 % respectivement montrant un très mauvais accord. Les grands écarts peuvent être dûs à la porosité des matériaux utilisés et dans ce cas, l'hypothèse de contact parfait n'est plus valable. Il y a des bulles d'air à l'interface de contact causant une discontinuité de température et d'humidité relative. La prise en compte de la résistance de contact semble nécessaire.

La comparaison des résultats expérimentaux et numériques obtenus avec le modèle 2 qui prend en compte la résistance hygrothermique à l'interface de contact est montrée dans les figures 2.36 et 2.37. Les courbes montrent que les résultats obtenus par le modèle 2 sont bien cohérents avec ceux de l'expérimentation. En fait, pour le spécimen 1, les valeurs de δ_{EQM} de la teneur en eau pour $x=2,5$ mm et $x=27,5$ mm sont très faibles de l'ordre de 0,61 % et 0,64 % respectivement. En ce qui concerne le spécimen 2, elles sont de 1,2 % et 1,1 % pour $x=2,5$ mm et $x=27,5$ mm.

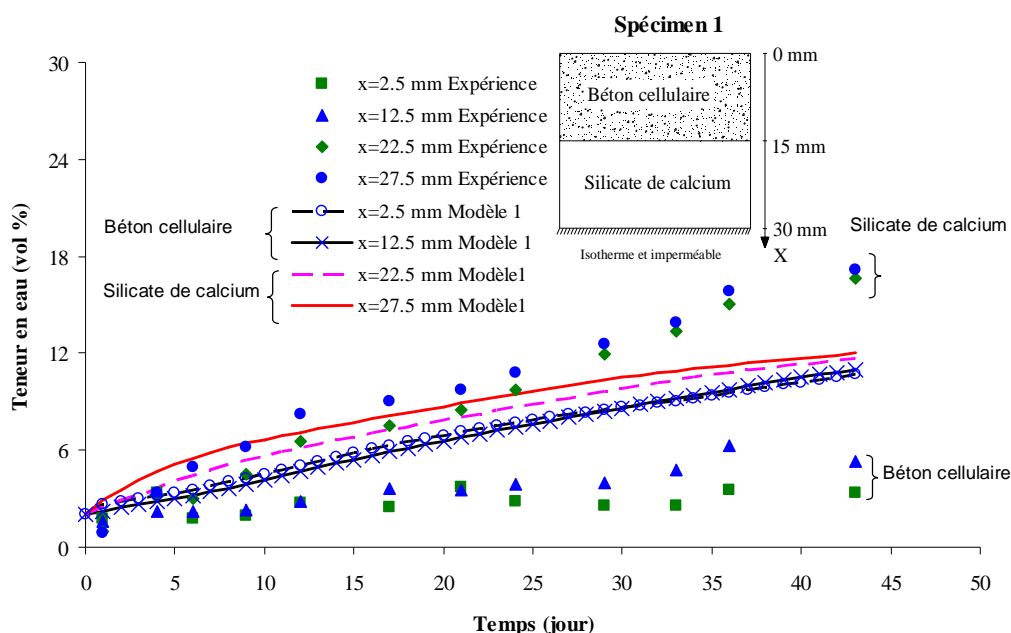


Figure 2. 34 : Evolution temporelle de la teneur en eau volumique de l'éprouvette 1 du modèle 1 (contact parfait).

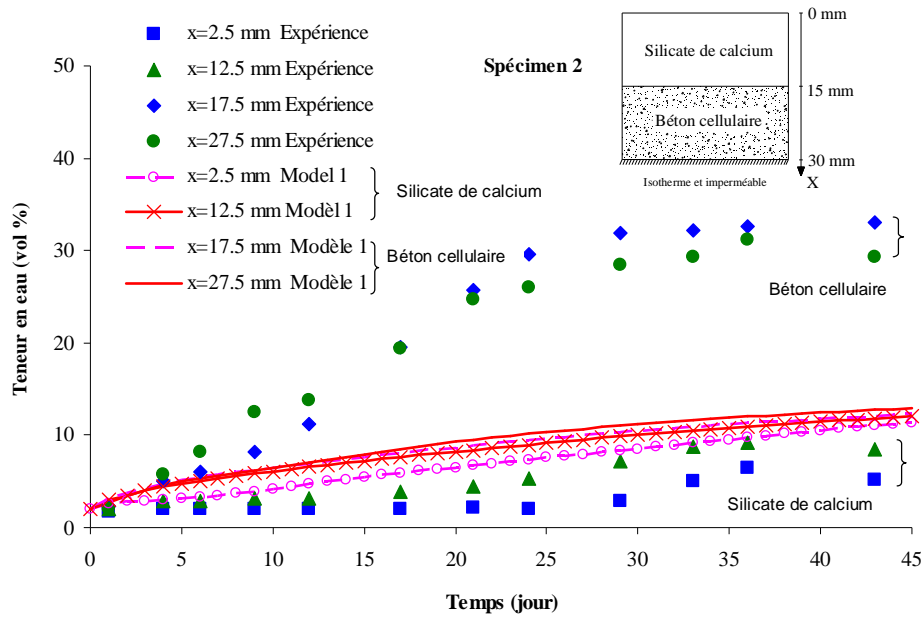


Figure 2. 35: Evolution temporelle de la teneur en eau volumique de l'éprouvette 2 du modèle 1 (contact parfait).

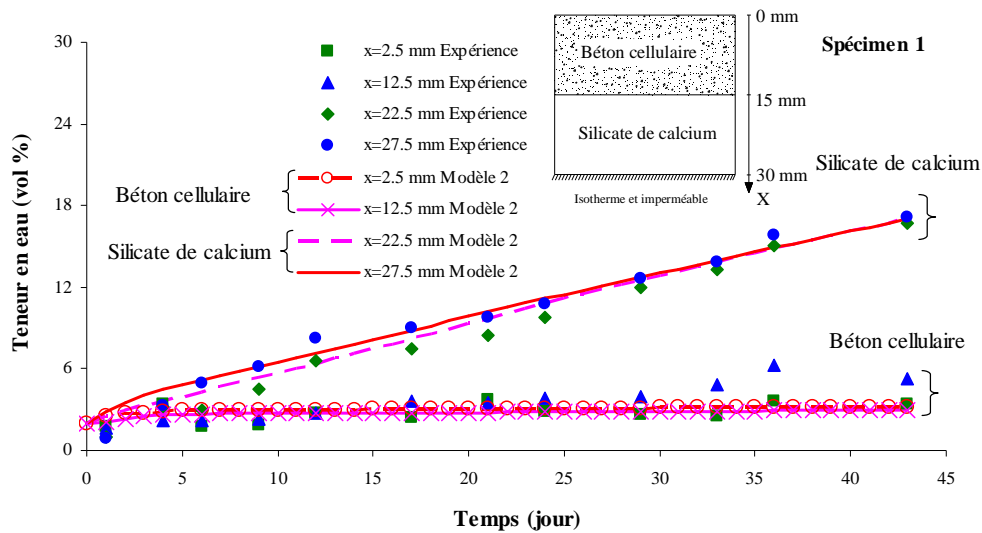


Figure 2. 36: Evolution temporelle de la teneur en eau volumique de l'éprouvette 1 du modèle 2 (contact imparfait).

Ayant des matériaux de faible épaisseur (15 mm), il serait intéressant de connaître l'évolution de la teneur en eau moyenne dans chaque matériau. Les figures 2.38 et 2.39 montrent l'évolution temporelle de la teneur en eau moyenne dans chaque matériau pour les différents modèles pendant 43 jours de simulation. Les résultats du modèle 2 sont bien cohérents avec ceux de l'expérimentation, particulièrement pour le cas du béton cellulaire. En revanche, on observe aussi un grand décalage entre les résultats du modèle 1 (contact parfait) et les résultats expérimentaux.

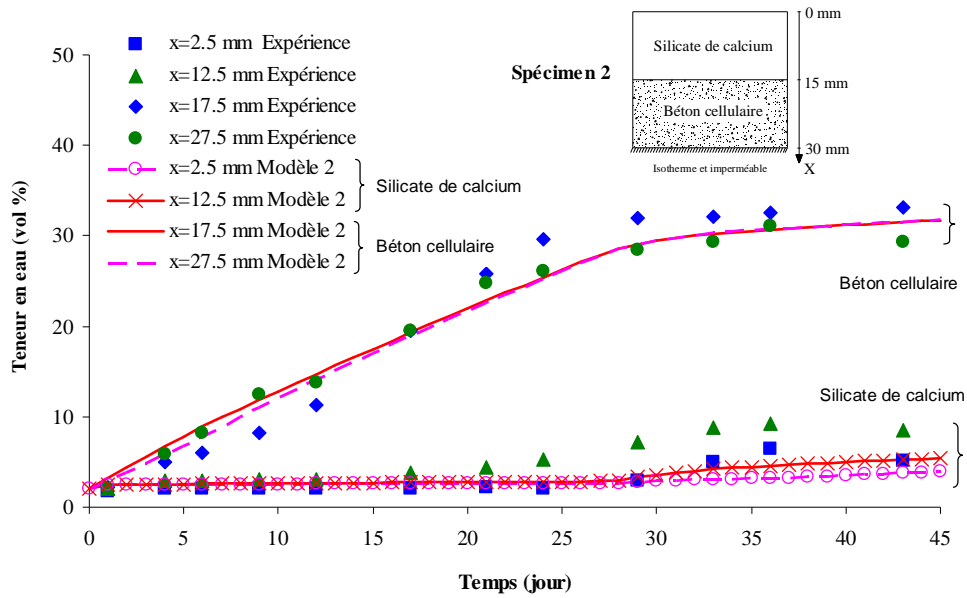


Figure 2. 37: Evolution temporelle de la teneur en eau volumique de l'éprouvette 2 du modèle 2 (contact imparfait).

Nous venons de présenter la validation du modèle qui prend en compte le contact imparfait dans une paroi double couche. D'autres études sont présentées dans l'annexe permettant d'étudier l'impact de la prise en compte des résistances de contact à l'échelle du bâtiment.

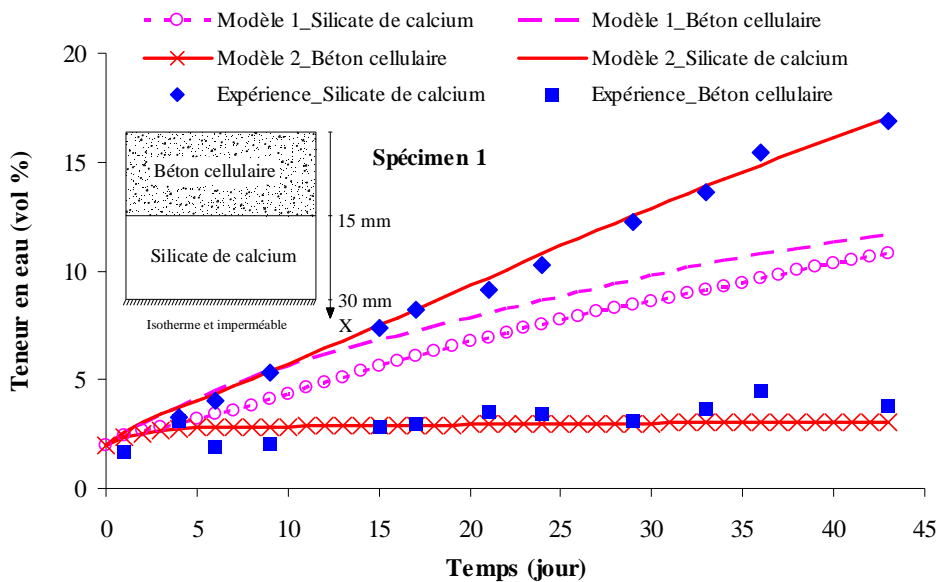


Figure 2. 38: Evolution temporelle de la teneur en eau volumique moyenne de l'éprouvette 1 des modèles 1 (contact parfait) et 2 (contact imparfait).

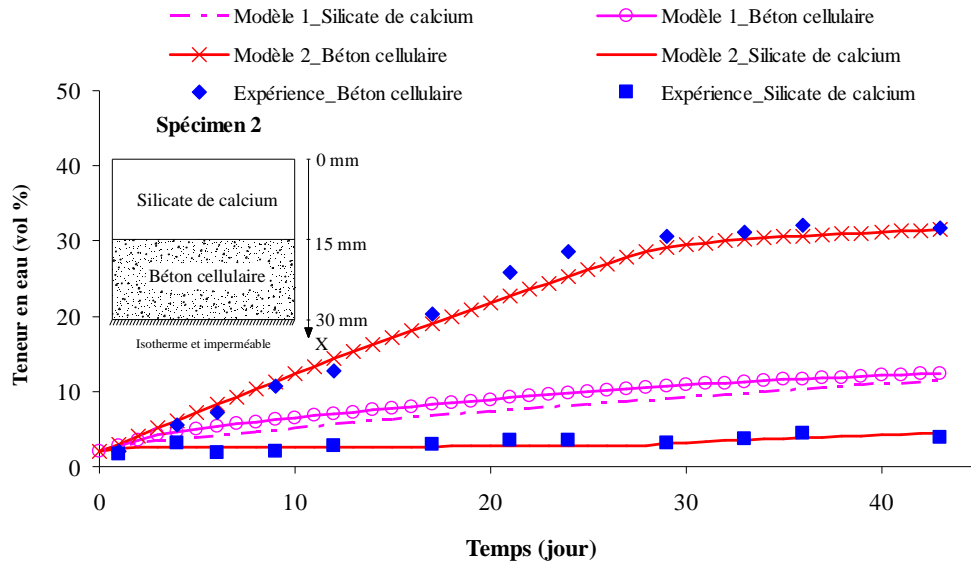


Figure 2. 39: Evolution temporelle de la teneur en eau volumique moyenne de l'éprouvette 2 des modèles 1 (contact parfait) et 2 (contact imparfait).

2.5.4 Validation du modèle du bâtiment

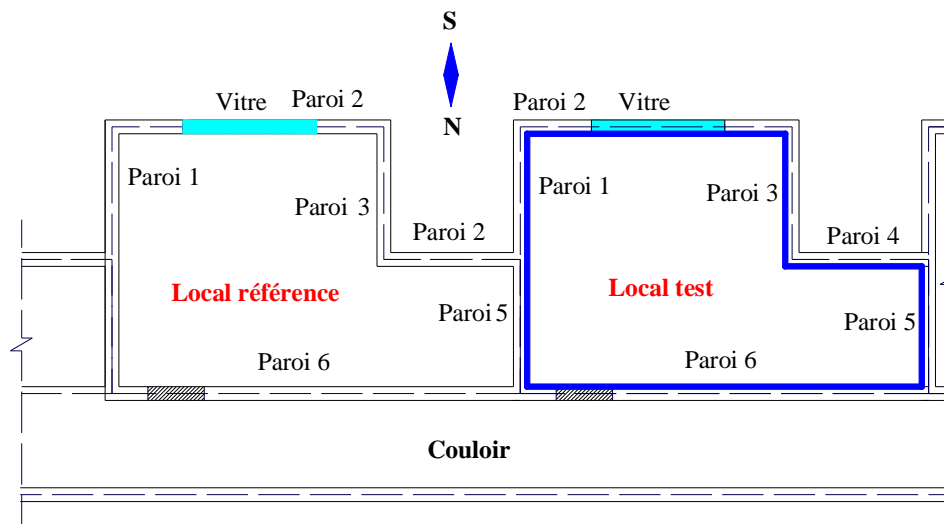


Figure 2. 40 : Plan du bâtiment étudié dans l'exercice 3 de l'annexe 41 de l'AIE²¹.

Les modèles des transferts couplés thermo-hygro-aérauliques dans le bâtiment sont validés en comparant les résultats numériques avec ceux de l'expérimentation effectués dans le cadre de l'annexe 41 de l'Agence Internationale de l'Energie (AIE). Le plan du bâtiment étudié est montré dans la figure 2.40. Il s'agit de deux locaux identiques de revêtements intérieurs différents : le premier local, local de référence, contient un matériau hydrique (le plâtre) et le second, local test, contient un revêtement imperméable bloquant les échanges massiques (feuille mince d'Aluminium). Les détails des matériaux utilisés et les conditions expérimentales sont présentés dans l'Annexe 2 : Exercices de comparaison de l'Annexe 41.

²¹ <http://www.iea.org/>

La figure 2.41 montre la comparaison entre les résultats numériques et les résultats expérimentaux de l'humidité relative intérieure du local pendant 4 jours de simulation. La valeur de δ_{EQM} de l'humidité relative intérieure du local est de 3,11 % montrant une bonne cohérence des résultats. La comparaison pour la période du 27/1 au 30/1/2005 et pour le local test est montrée dans la figure 2.42. Dans cette période, la valeur δ_{EQM} est petite de l'ordre 2,97 %. Les résultats montrent un bon accord entre les deux courbes, bien qu'on observe un petit décalage entre eux pour les valeurs extrêmes.

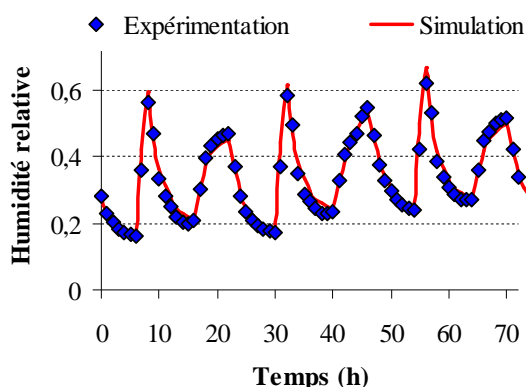


Figure 2. 41 : Comparaison de l'humidité relative intérieure du local référence pour la période du 17/1 au 20/1/2005.

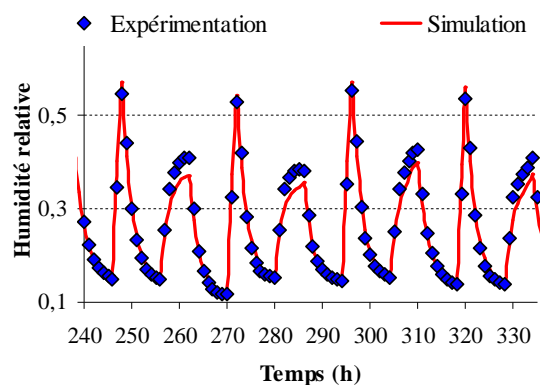


Figure 2. 42 : Comparaison de l'humidité relative intérieure du local test pour la période du 27/1 au 30/1/2005.

Les mêmes observations sont obtenues par Qin (2009) et cela peut être expliqué par le fait que la capacité de sorption d'humidité de la paroi retarde l'état d'équilibre dynamique dans l'expérimentation. Cependant, la comparaison montre que le modèle est satisfaisant et permet de prédire le comportement hygrothermique dans le bâtiment.

2.6 CONCLUSION

Dans ce deuxième chapitre, les modèles des transferts couplés de chaleur et de masse dans les milieux poreux ont été présentés ainsi que la méthode utilisée permettant de décrire les échanges hygrothermiques entre l'air et les parois et les échanges radiatifs entre les parois. Ensuite on a représenté l'environnement de simulation SPARK permettant l'implémentation des modèles. Il est bien adapté aux études paramétriques et permet à l'utilisateur d'intégrer de nouveaux modèles dans les simulations. Il dispose d'une bibliothèque de modèles qui a été enrichie par les équations données dans cet chapitre permettant de créer des simulations pour différentes configurations au niveau d'une paroi simple, d'une paroi multicouche avec et sans résistance et d'un bâtiment. Ces simulations vont être décrites dans le chapitre suivant. Puis les modèles implémentés dans l'environnement de simulation SPARK ont été validés avec les résultats expérimentaux trouvés dans la littérature à l'échelle d'une paroi et du bâtiment. Le modèle sans prise en compte des phénomènes de sorption conduit à une estimation erronée des profils de la température et de l'humidité relative dans la paroi. L'étude de sensibilité effectuée dans ce chapitre au niveau d'une paroi nous montre l'influence importante de la chaleur spécifique, de la masse volumique, de la conductivité thermique, des coefficients de convection et du coefficient de diffusion hydrique D_0 sur la température tandis que le profil de l'humidité relative est très sensible aux coefficients de convection, coefficient D_0 et l'isotherme de sorption.

CHAPITRE 3

ETUDES NUMERIQUES

Dans ce chapitre, on va présenter les études numériques réalisées à l'aide des modèles des transferts hygrothermiques dans l'environnement SPARK. Les études menées portent sur l'étude de sensibilité des paramètres du modèle utilisé, le comportement hygrothermique du béton de chanvre au niveau d'une paroi multicouche et à l'échelle du local. Nous y montrons l'intérêt de la combinaison des parois en béton de chanvre avec la ventilation hygroréglable afin de réduire la consommation énergétique et d'assurer le confort hygrothermique de l'habitat. En plus, dans ce chapitre, les études de comparaison du comportement hygrothermique du béton de chanvre par rapport aux autres matériaux du génie civil seront représentées.

Les recherches effectuées jusqu'à ce jour (Collet, 2004 ; Cerezo, 2005 ; Evrard, 2008 ; Samri, 2008) ont permis de déterminer les propriétés physiques du béton de chanvre et son comportement hygrothermique à l'échelle d'une paroi. Ces valeurs ne reflètent que partiellement le confort ressenti dans les locaux dont les parois sont en béton de chanvre. Son rôle de régulateur hygrothermique dans un local est à ce titre assez difficile à quantifier et on trouve rarement dans la littérature des études portant sur le bâtiment dont les enveloppes d'isolation sont à base végétale.

Dans ce contexte, nous proposons dans ce chapitre d'étudier et d'analyser le comportement hygrothermique au niveau d'une paroi puis à l'échelle d'un bâtiment du béton de chanvre pour différentes conditions climatiques. En ce qui concerne les études du comportement d'une paroi simple couche, nous avons effectué plusieurs simulations numériques sous différentes conditions climatiques et comparé leur performance avec les autres matériaux du génie civil (Tran Le et al., 2008 ; Maalouf et al., 2008 ; Maalouf et al., 2010). Les résultats ont montré que la faible diffusivité thermique et l'effusivité hydrique élevée du béton de chanvre permettent de réduire la consommation énergétique en hiver et d'atténuer le pic de température en été ainsi que de réguler bien la variation de l'humidité relative du local par rapport aux autres matériaux auto-isolant comme le béton cellulaire et la brique extrudée. Afin d'éviter les répétitions dans les démarches et les simulations, nous présentons rapidement les résultats des simulations concernant le comportement hygrothermique d'une paroi simple soumise à des conditions extérieures périodiques et nous présentons en détail l'étude de la paroi multicouche en béton de chanvre avec des revêtements en mortier normal ou en chanvre-chaux. Les détails concernant le comportement d'une paroi simple couche sont placés dans l'annexe 2 à la fin de cette thèse.

Dans la dernière partie de ce chapitre, nous étudions le comportement hygrothermique d'un local en béton de chanvre sous des conditions statiques et dynamiques (conditions hivernales et conditions caniculaires) et nous le comparons à d'autres locaux utilisant des matériaux classiques du génie civil.

3.1 ETUDE DU COMPORTEMENT HYGROTHERMIQUE D'UNE PAROI SIMPLE COUCHE SOUMISE A UNE SOLLECITATION PERIODIQUE EXTERIEURE

Ne pas avoir froid en hiver, ne pas avoir chaud en été, créer une ambiance intérieure agréable: le confort thermique dans le bâtiment est l'objectif final de toute construction. La température, la vitesse de l'air et l'humidité relative sont les principaux paramètres physiques qui régissent la sensation de confort thermique. L'étude de transfert hygrothermique à travers la paroi est donc nécessaire et primordiale puisque l'enveloppe du bâtiment est la barrière qui protège les occupants des conditions extérieures. Dans cette partie, nous allons comparer le comportement hygrothermique du béton de chanvre à celui d'autres matériaux couramment utilisés dans les constructions : le béton cellulaire, le béton normal et la brique extrudée. Les propriétés hygrothermiques des matériaux utilisés sont montrées dans le tableau 3.1 (pour le béton de chanvre (Collet, 2004) et pour les autres matériaux (WUFI)) et les figures 3.1, 3.2.

Concernant la conductivité thermique, sa variation en fonction de la teneur en eau est montrée dans la figure 3.1. On note que celle du béton de chanvre est la plus petite et celle du béton normal est la plus grande.

Matériaux	Masse volumique	Conductivité thermique λ	Chaleur spécifique
	kg/m^3		
Béton de chanvre	413	0,1057	1000
Béton cellulaire	600	0,14	850
Béton normal	2300	1,6	850
Brique extrudée	1650	0,6	850

Tableau 3. 1: Les caractéristiques à l'état sec des matériaux utilisés.

Les coefficients de transport de masse d'eau lié à un gradient de teneur en eau sont montrés dans la figure 3.2. On note aussi que quand la teneur en eau est inférieure 2,5 %, le coefficient de transport de masse D_θ du béton de chanvre est le plus élevé.

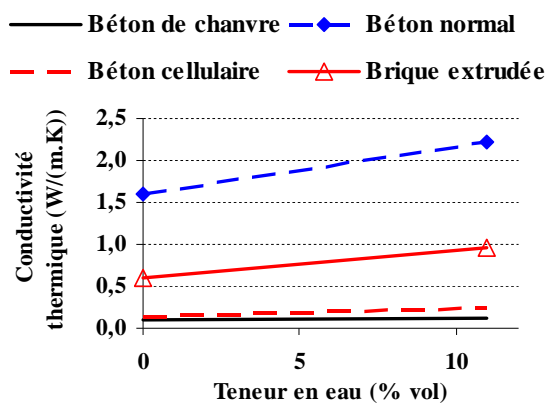


Figure 3. 1: Variation de la conductivité thermique en fonction de la teneur en eau.

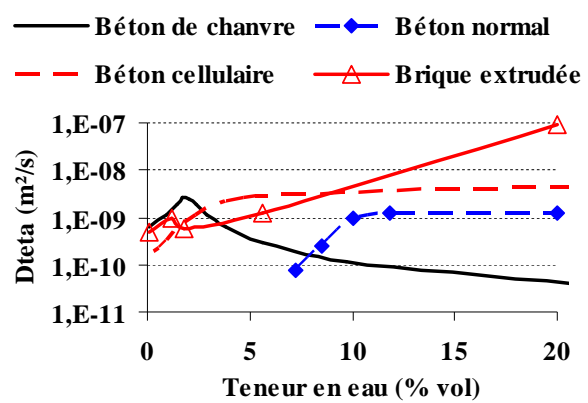


Figure 3. 2: Variation des coefficients de transport d'eau liés à un gradient de teneur en eau (D_θ) en fonction de la teneur en eau.

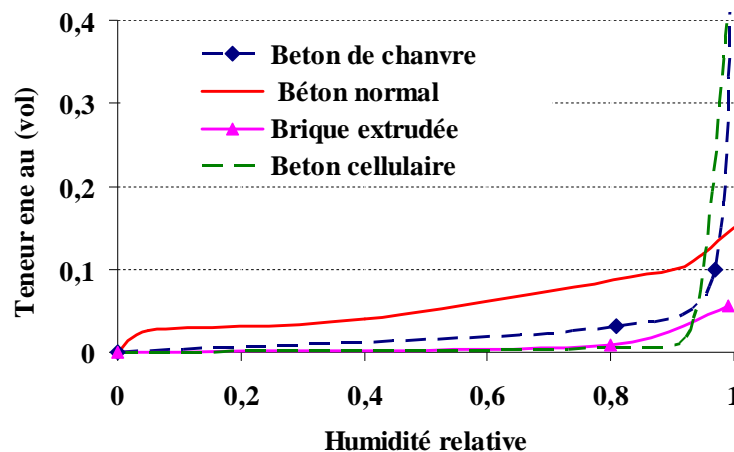


Figure 3. 3: Les isothermes de sorption du béton de chanvre, du béton cellulaire, du béton normal et de la brique extrudée.

La figure 3.3 montre les isothermes de sorption reliant la teneur en eau à l'humidité relative de l'ambiance pour les différents matériaux ci-dessus. Pour une même humidité relative, la teneur en eau du béton de chanvre est plus faible que celle du béton normal mais

pour des humidités relatives supérieures à 80 % sa capacité d'absorption augmente énormément.

Initialement, la température et l'humidité relative de la paroi sont de 20°C et 40 % respectivement. La paroi est soumise à des conditions de type Fourier avec $T_{int}=20^{\circ}\text{C}$, $HR_{int}=40\%$ et $h_{ci}=8 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}\text{K}^{-1}$ et à l'extérieur (en $x=0$), $h_{ce}=25 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}\text{K}^{-1}$. Le coefficient convectif massique est calculé à partir du coefficient de convection thermique utilisant la relation de Lewis ($Le=1$). Les variations de température et d'humidité relative extérieures sont exprimées par les formules [3.1] et leurs allures sont tracées dans les figures 3.4 et 3.5.

$$T_{ext} = -5 * \cos(w*t)$$

$$HR_{ext} = 0,8 + 0,1 * \cos(w*t) \quad [3.1]$$

$$\text{Où : } w = 2 * \pi / T \text{ avec } T = 24 \text{ h.}$$

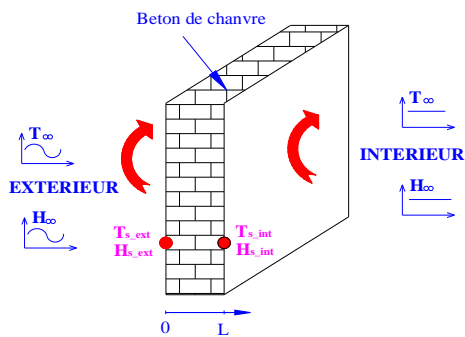


Figure 3. 4: Paroi en béton de chanvre soumise à une condition climatique périodique.

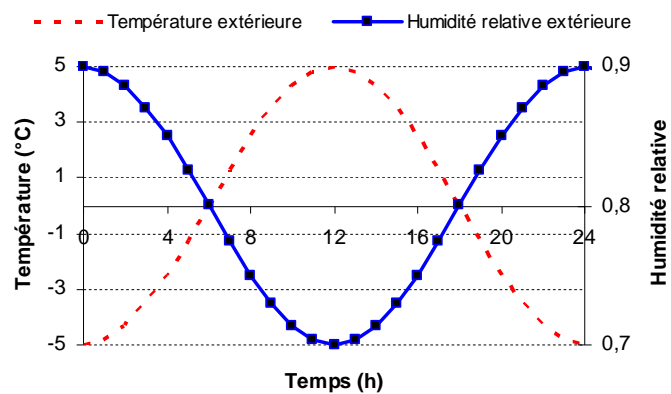


Figure 3. 5: Variation de la température et de l'humidité relative extérieures.

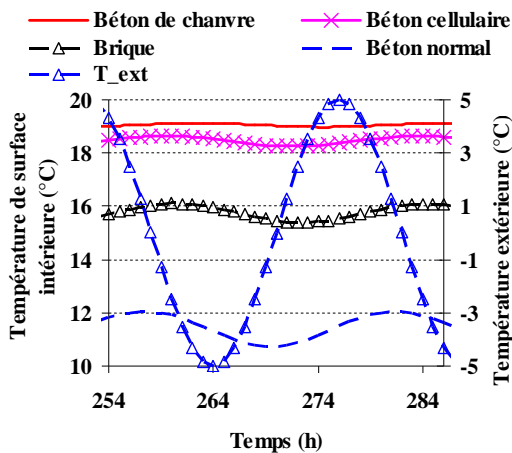


Figure 3. 6: Variation de la température de surface intérieure pour les différents matériaux.

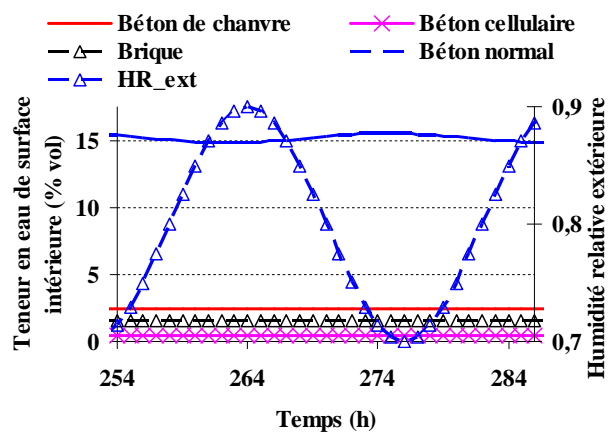


Figure 3. 7: Evolution de la teneur en eau de la surface intérieure de la paroi pour les matériaux utilisés.

La figure 3.6 montre l'évolution de la température de surface intérieure pour différents matériaux pour une épaisseur de paroi de 25 cm. Lorsque le régime devient établi, la variation

de cette température est aussi périodique, amortie et déphasée. La température de la paroi en béton de chanvre est plus élevée et plus amortie que les autres parois. Par exemple, dans le régime périodique établi, la température extérieure varie de -5 °C à 5°C, la température de surface intérieure de la paroi en béton de chanvre varie de 18,9°C à 19,1 °C. Donc, l'amplitude du régime quasi stationnaire est de 0,1 °C tandis que pour une paroi en béton plein son amplitude est de 0,7°C. Pour le déphasage il augmente aussi lorsque la diffusivité diminue (tableau 3.2). Pour les parois étudiées, sa valeur varie entre 7h et 9h.

Le tableau 3.2 montre l'amplitude, la température moyenne, le déphasage pour les différents matériaux. Plus la diffusivité thermique du matériau sec augmente et plus la chaleur se diffuse rapidement, l'amplitude du régime quasi stationnaire devient plus grande et la température moyenne de surface intérieure devient plus faible.

<i>Matériau</i>	<i>a</i>	<i>Ts_int</i> <i>moyenne</i> (°C)	<i>Amplitude</i> <i>du régime</i> <i>stationnaire</i> (°C)	<i>Déphasage</i> (heure)	<i>Déperditions</i> <i>thermiques</i> (kWh)
	(m ² /s)				
Béton de chanvre	2,6E-07	19,0	0,1	9	5,4
Béton cellulaire	2,7E-07	18,1	0,3	8	10,4
Béton normal	8,1E-07	11,7	0,7	6	46,4
Brique extrudée	4,2E-07	15,7	0,4	7,5	24,3

Tableau 3. 2: Température moyenne, amplitude du régime quasi stationnaire, le déphasage et les déperditions thermiques à travers 1 m² de paroi pendant un mois de la simulation.

En ce qui concerne les déperditions thermiques, elles sont montrées dans le tableau 3.2. Plus la diffusivité thermique diminue, plus les déperditions de chaleur diminuent aussi, par conséquent celles du béton de chanvre sont les plus faibles. Comparée à une paroi en béton cellulaire, en brique ou en béton normal, l'utilisation du béton de chanvre permet de réduire les déperditions de 92 %, de 351 % et de 759 % respectivement.

Dans la figure 3.7, on compare l'évolution de la teneur en eau de la surface intérieure de la paroi pour différents matériaux. Son allure dépend de l'équation de sorption et de la variation de température. Ayant la courbe isotherme la plus élevée (pour l'intervalle de l'humidité relative étudiée) et la température de surface intérieure de plus grande amplitude, la teneur en eau à la surface intérieure de la paroi en béton normal est la plus grande. Concernant le béton de chanvre, sa valeur est très stable. Pour le cas du béton normal, la simulation montre que la teneur en eau moyenne de la surface intérieure est très grande et égale à 15,4 % donc elle est située dans la région de condensation capillaire.

Dans ce paragraphe on a présenté le comportement d'une paroi simple soumise à des sollicitations extérieures périodiques, cependant dans le bâtiment on utilise souvent des parois multicouches et en particulier pour le béton de chanvre souvent les surfaces intérieures et extérieures sont recouvertes d'enduit. Pour cela dans la partie suivante on étudie en détail l'influence de l'enduit sur le comportement hygrothermique d'une paroi en béton de chanvre.

3.2 ETUDE DE COMPORTEMENT HYGROTHERMIQUE D'UNE PAROI MULTICOUCHE EN BETON DE CHANVRE SOUMISE A UNE SOLLICITATION PERIODIQUE EXTERIEURE

N'ayant pas les résultats expérimentaux nécessaires, on suppose que le contact dans la paroi multicouche est parfait sachant qu'il existe toujours en réalité et son influence est considérable sur la consommation énergétique (Tran Le et al., 2009a ; Tran Le et al., 2010a).

Dans cette partie, on va comparer le comportement hygrothermique d'une paroi en béton de chanvre seule de 20 et de 25 cm d'épaisseur avec celui d'une paroi multicouche qui se compose de 2,5 cm d'enduit aux deux faces extrêmes et de 20 cm de béton de chanvre en sandwich entre les deux enduits, pour les conditions climatiques périodiques (figure 3.8). La paroi est soumise à des conditions de type Fourier avec les coefficients de convection à l'intérieur $h_{Ti}=8 \text{ W/m}^2 \text{ K}$, $h_{Mi}=0,08 \text{ m/s}$ et à l'extérieur, $h_{Te}=25 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$, $h_{Me} =0,025 \text{ m.s}^{-1}$ comme montré dans la figure 3.9. Initialement, la température et l'humidité relative de la paroi sont de 20°C et 50% respectivement. A l'intérieur, la température et l'humidité relative sont maintenues à 20°C et 50% d'humidité. Les variations en forme sinusoïdale de la température et de l'humidité relative extérieures sont montrées dans la figure 3.9.

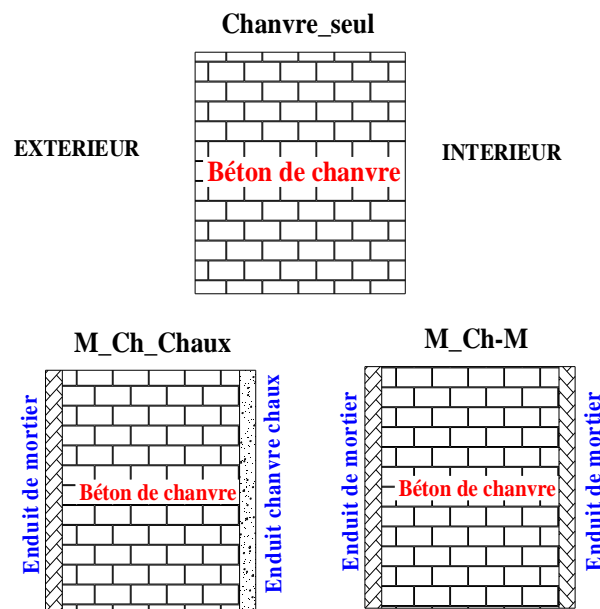


Figure 3. 8: Configurations étudiées.

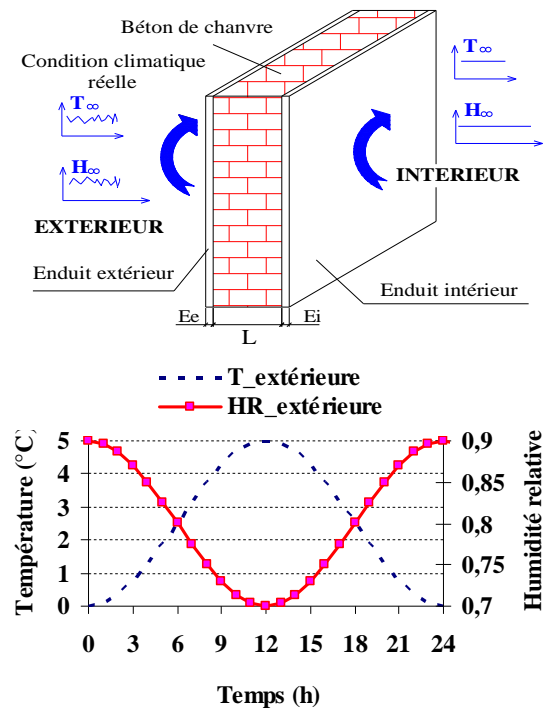


Figure 3. 9: Conditions de la simulation.

Le tableau 3.3 présente les caractéristiques des matériaux utilisés à l'état sec: le béton de chanvre, l'enduit chanvre-chaux (Collet, 2004), le mortier normal (WUFI). La figure 3.10 montre la variation de la conductivité thermique des matériaux en fonction de la teneur en eau. On note que celle du béton de chanvre est la plus petite. Les courbes d'isotherme de sorption des trois matériaux sont présentées dans la figure 3.12. Comparé à l'enduit chanvre-chaux et au béton de chanvre, la teneur en eau du mortier normal est la plus élevée pour une même

valeur de l'humidité relative. Cependant son coefficient de diffusion hydrique D_θ est le plus faible comme montré dans la figure 3.11.

Matériaux	Densité (kg/m^3)	Conductivité thermique λ (W/m.K)	Chaleur spécifique (J/kg.K)
Béton de chanvre	413	0,1057	1000
Mortier WUFI	1900	0,8	850
Enduit chanvre-chaux	805	0,2	810

Tableau 3. 3: Caractéristiques à l'état sec des matériaux utilisés.

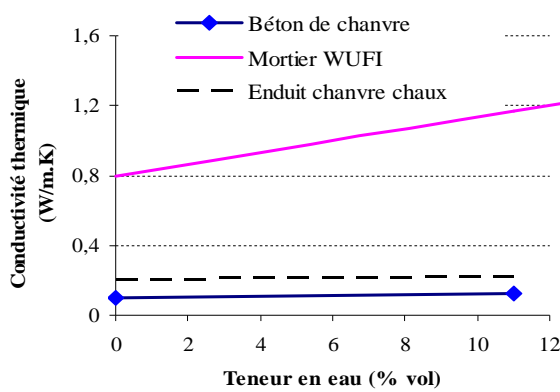


Figure 3. 10 : Isotherme de sorption des matériaux utilisés.

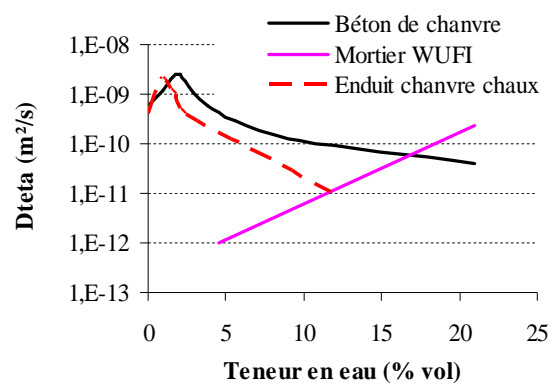


Figure 3. 11 : Variation du coefficient de diffusion lié à un gradient de la teneur en eau (D_θ) en fonction de la teneur en eau.

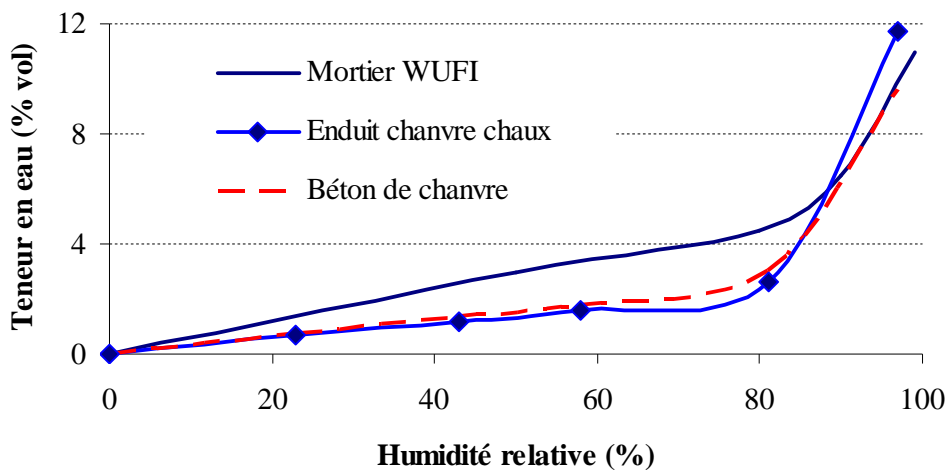


Figure 3. 12 : Isotherme de sorption des matériaux utilisés.

3.2.1 Etude du transfert de chaleur entre la paroi et l'ambiance intérieure

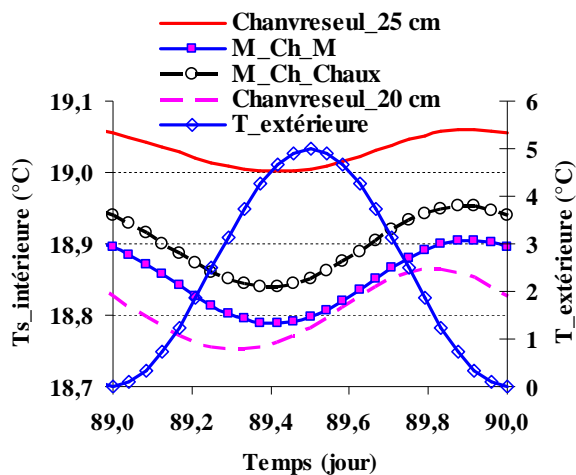


Figure 3. 13 : Température de la surface intérieure.

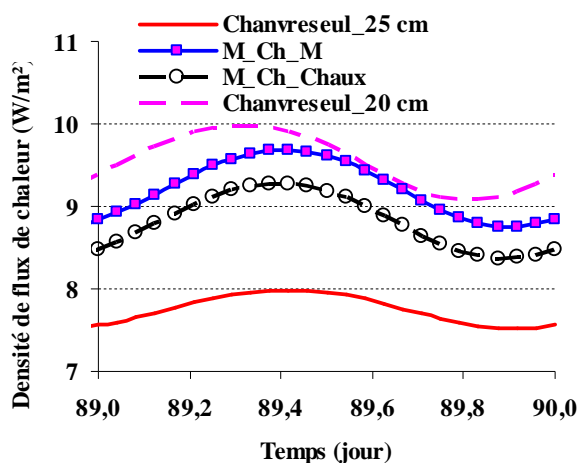


Figure 3. 14 : Déperditions thermiques de la paroi.

Les figures 3.13 et 3.14 montrent la température de la surface intérieure et les déperditions thermiques dans la paroi pour les quatre configurations étudiées. On note que la température de la surface intérieure du cas du Chanvreseul_25cm est la plus grande puisque sa conductance thermique est plus faible que la conductance thermique équivalente des autres parois. De plus elle est déphasée de 2,4 heures par rapport à la température du cas Chanvreseul_20 cm. Lorsque la température extérieure varie de 0 à 5°C, la température de la surface intérieure du Chanvreseul_25cm varie dans l'intervalle de (19 ;19,06°C) comparée à (18,84 ;18,95°C) ; (18,79 ;18,91°C) et (18,86 ;18,75°C) pour les configurations respectivement M_Ch_Chaux ; M_Ch_M et Chanvreseul_20 cm lorsque le régime stable est établi. En ce qui concerne les déperditions thermiques minimales, elles varient de 9,08 à 7,52 W/m² , 8,75 et à 8,37 W/m² lorsqu'on passe de la configuration Chanvreseul_20cm à Chanvreseul_25cm, M_Ch_M et à M_Ch_Chaux (tableau 3.4).

	Chanvreseul _25 cm	M_Ch_M	M_Ch_Chaux	Chanvreseul _20 cm
Tsurf_int maximale (°C)	19,06	18,91	18,95	18,86
Tsurf_int minimale (°C)	19,00	18,79	18,84	18,75
Déperdition maximale (W/m ²)	7,99	9,69	9,28	9,98
Déperdition minimale (W/m ²)	7,52	8,75	8,37	9,08

Tableau 3. 4:Récapitulatif des résultats obtenus.

3.2.2 Etude des phénomènes liés au transfert de masse entre la paroi et l'ambiance intérieure

Afin de comparer le comportement hygrothermique de la paroi simple couche et celle multicouche, on s'intéresse aux échanges au niveau de l'interface entre la paroi et l'ambiance intérieure.

La simulation est effectuée pendant 2 ans et l'évolution du flux de vapeur d'eau stocké pendant 3 mois est représentée dans la figure 3.15. Ce flux est stocké lorsque la concentration de la vapeur à la surface intérieure est inférieure à celle de l'air intérieur ; le flux est alors positif. On remarque sur la figure 1 que le flux s'annule quasiment au moment où les concentrations de la vapeur deviennent presque égales et devient négatif lorsque la concentration de la vapeur à la surface devient supérieure à celle intérieure. Le flux de configuration Chanvreseul_20 cm est totalement nul au bout du 16^{ème} jour de la simulation comparé au 22,8^{ème} ; 56^{ème} et au 48^{ème} jour pour les configurations Chanvreseul_25 cm, M_Ch_M et M_Ch_Chaux respectivement. Le flux de vapeur des cas de Chanvreseul (25 et 20 cm) est quasiment stable après 3 mois de la simulation tandis que celui des autres configurations a encore une tendance à diminuer. En ce qui concerne la valeur absolue de la densité de flux, celle des cas de Chanvreseul est plus grande que celles de la configuration avec le revêtement du fait que le béton de chanvre a la meilleure capacité de stockage de l'humidité et la diffuse mieux au sein de la paroi. Comparée aux autres configurations, l'amplitude de la variation du flux de la vapeur pour Chanvreseul_20cm est la plus grande puisque sa température à la surface varie le mieux.

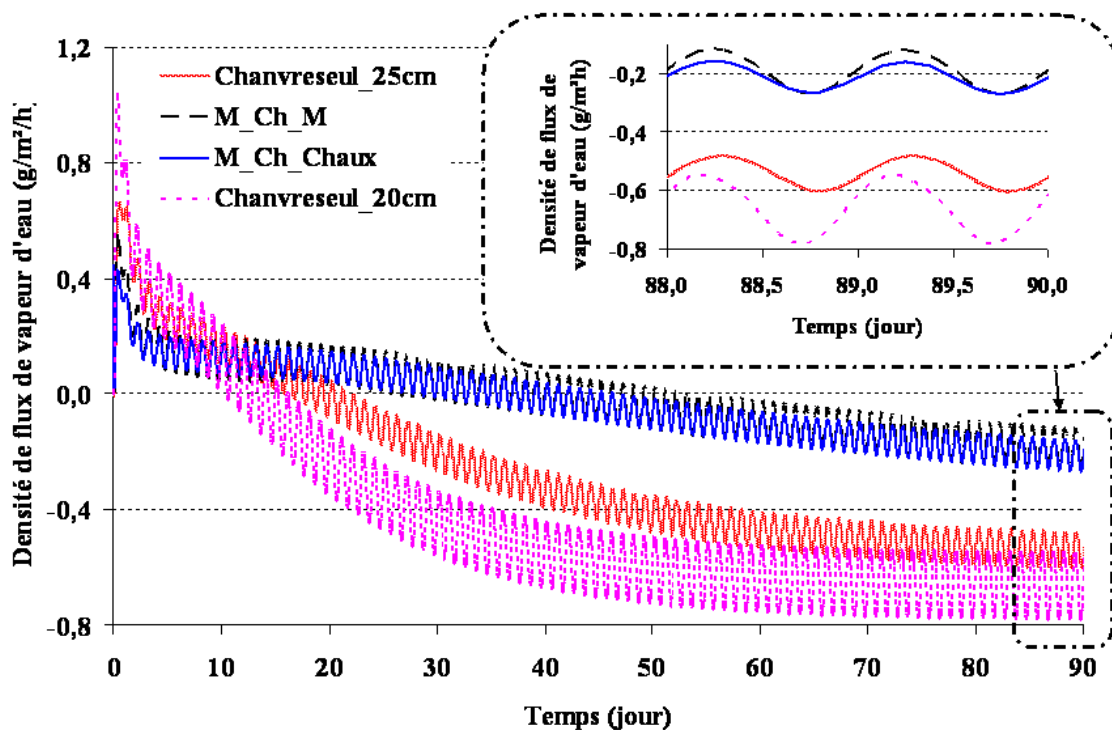


Figure 3. 15 : Densité de flux de vapeur d'eau.

Le changement de signe de la densité de flux de vapeur peut s'expliquer par le fait qu'au début de la simulation, la vapeur est transportée de l'intérieur vers l'extérieur sous gradient de pression de la vapeur. Elle va s'accumuler et se condenser dans les couches extérieures où la

température est faible et donc entraîner l'augmentation de l'humidité relative et de la pression capillaire qui devient supérieure à la pression capillaire de la couche intérieure. Ceci entraîne un déplacement de l'humidité en phase liquide dans le sens opposé donc de l'extérieur vers l'intérieur avec le changement du signe de la densité de flux (Kunzel, 1995; Tran Le et al., 2009a). A cause du déphasage de la température à la surface, on observe aussi un déphasage de 2,4 h entre le profil du flux de vapeur des configurations Chanvreseul_25 et 20 cm.

Le tableau 3.5 montre la densité de flux maximale (au début de la simulation), minimale (la valeur la plus faible dans le régime établi) et moyenne pendant 9 mois de la simulation où la variation de la vapeur d'eau à la surface intérieure des quatre configurations est quasiment stable. La valeur absolue du flux de la vapeur d'adsorption dans la paroi de Chanvreseul_20cm est plus élevée que celle du Chanvreseul_25cm du fait que la pression partielle de la vapeur à la surface intérieur du Chanvreseul_20cm est plus faible. En moyenne, la paroi du cas Chanvreseul_20cm peut absorber 0,54 g/m²/h comparée à 0,41 g/m²/h ; 0,16 ou à 0,14 g/m²/h pour les configurations Chanvreseul_25cm, M_Ch_Chaux et M_Ch_M respectivement. La quantité de vapeur adsorbée pendant 9 mois pour la configuration du Chanvreseul_20cm est proche que celle des autres puisque le temps du processus d'adsorption est plus court. En ce qui concerne la quantité de vapeur désorbée, elle est de 2414,84 g/m² comparée à 1865,22 ; 707,84 et à 768,25 g/m² pour les cas de Chanvreseul_25cm ; M_Ch_M et M_Ch_Chaux.

	Chanvreseul_25cm	M_Ch_M	M_Ch_Chaux	Chanvreseul_20cm
Flux de vapeur maximal (g/m ² h)	0,67	0,57	0,45	1,04
Flux de vapeur minimal (g/m ² h)	-0,63	-0,38	-0,38	-0,79
Flux de vapeur moyen (g/m ² h)	-0,41	-0,14	-0,16	-0,54
Quantité de vapeur d'adsorption totale (g/m ²)	93,04	105,30	92,37	93,41
Quantité de vapeur de désorption totale (g/m ²)	-1865,22	-707,84	-768,25	-2414,84

Tableau 3. 5 : Récapitulatif des résultats obtenus pendant 9 mois de la simulation²².

Comme la chaleur est libérée ou absorbée pendant le processus d'adsorption ou de désorption d'humidité, une étude de chaleur due au changement de phase au niveau de la surface intérieure est nécessaire. La figure 3.16 montre la densité de flux de chaleur libérée ou absorbée à la surface intérieure. Cette chaleur est absorbée lorsque le flux de vapeur se fait de la surface à l'ambiance intérieure. Ce flux de chaleur s'annule au moment où le flux de la vapeur entrant est nul. Le tableau 3.6 représente le récapitulatif des résultats obtenus.

La chaleur totale dégagée pour la configuration M_Ch_M est la plus grande avec 73,12 Wh/m² comparée à 64,61 ; 64,87 et à 64,14 Wh/m² pour les configurations de Chanvreseul_25 ou 20 cm et M_Ch_Chaux puisque la période du temps d'adsorption de la vapeur à la surface intérieure est plus longue. En ce qui concerne la chaleur totale absorbée, celle du Chanvreseul_20cm est la plus élevée avec une différence de 22%, 70 % et 68 % par rapport aux cas Chanvreseul_25cm, M_Ch_M et M_Ch_Chaux.

²² Le signe positif montre que le processus d'adsorption et négatif pour le cas de désorption.

	Chanvreseul _25cm	M_Ch_M	M_Ch_Chaux	Chanvreseul _20cm
Flux de chaleur dégagée maximal (Wh/m ²)	0,46	0,39	0,31	0,72
Flux de chaleur absorbée minimale (Wh/m ²)	-0,44	-0,27	-0,26	-0,55
Flux de chaleur moyen (Wh/m ²)	-0,28	-0,10	-0,11	-0,37
Chaleur dégagée totale (Wh/m ²)	64,61	73,12	64,14	64,87
Chaleur absorbée totale (Wh/m ²)	-1295,29	-491,56	-533,50	-1676,97

Tableau 3. 6 :Récapitulatif des résultats obtenus pendant 9 mois de la simulation.

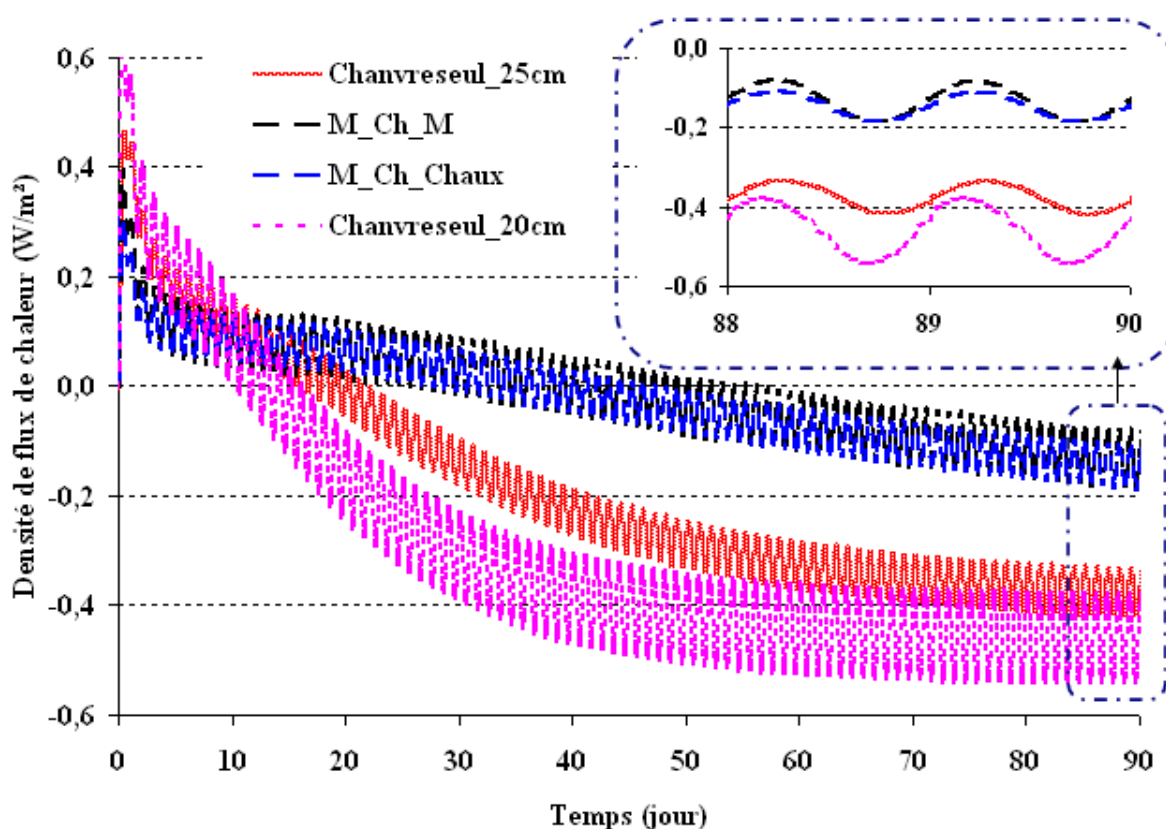


Figure 3. 16 : Densité de flux de chaleur du au phénomène de sorption à la surface.

3.2.3 Comportement hygrothermique de la paroi

Afin de mieux comprendre l'influence des enduits sur le comportement hygrothermique de la paroi, on va considérer le point M qui se trouve au milieu de la paroi dont la profondeur est de 12,5 cm sauf pour le cas Chanvreseul_20 cm (à 10 cm).

La figure 3.17 montre la variation de l'humidité relative au point M pendant 2 ans de simulation. La variation de l'humidité relative pour la configuration Chanvreseul_20cm est la plus rapide. Elle tend vers une valeur d'équilibre au bout du 82^{ème} jour comparé à 120 jours pour la configuration Chanvreseul_25cm et à 240 jours pour les configurations M_Ch_M et M_Ch_Chaux. En plus, au début de la simulation, l'humidité relative en M commence à

augmenter au bout de 1,5 jours soit 1 jour plus tôt que celle du Chanvreseul_25cm ou 2 jours plus tôt que celle des cas M_Ch_M et M_Ch_Chaux comme montré dans la figure 3.18. Cela s'explique par le fait que l'enduit intérieur retarde le transfert d'humidité dans la paroi.

A l'état d'équilibre, l'humidité relative au point M dans les cas Chanvreseul est de l'ordre de 67,2% comparée à 69 % pour le cas M_Ch_chaux et 69,2% pour la configuration M_Ch_M, soit une différence de 1,8 et 2 % d'humidité relative. Ceci s'explique par le fait que plus vapeur est stockée dans la paroi avec le revêtement que dans le cas sans revêtement. On note aussi que l'humidité relative au point M de M_Ch_Chaux est un peu plus élevée que celle de M_Ch_M au début de la simulation et à l'état d'équilibre, elle est plus faible.

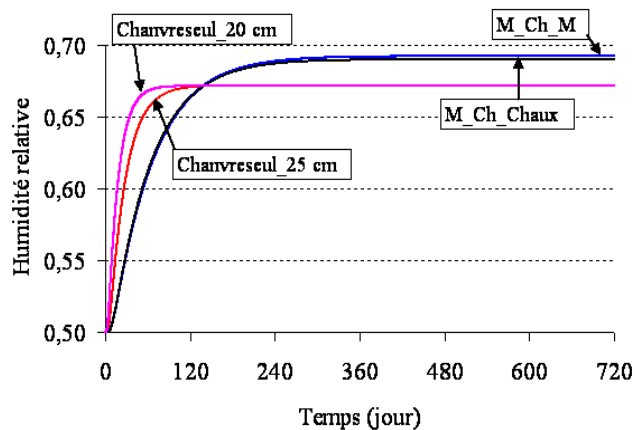


Figure 3. 17: Variation de l'humidité relative au point M pendant 2 ans.

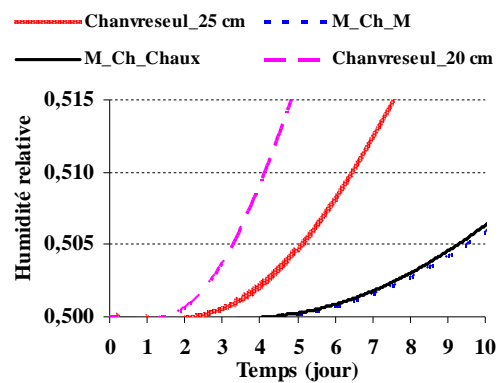


Figure 3. 18: Variation de l'humidité relative au point M au début de la simulation.

En ce qui concerne la variation de la chaleur spécifique et de la conductivité thermique liée à l'évolution de l'humidité au point M, elles sont représentées dans les figures 3.19 et 3.20. Elles sont très proches pour les configurations M_Ch_M et M_Ch_Chaux et plus élevées que celle des configurations Chanvreseul au bout du 135^{ème} jour de la simulation.

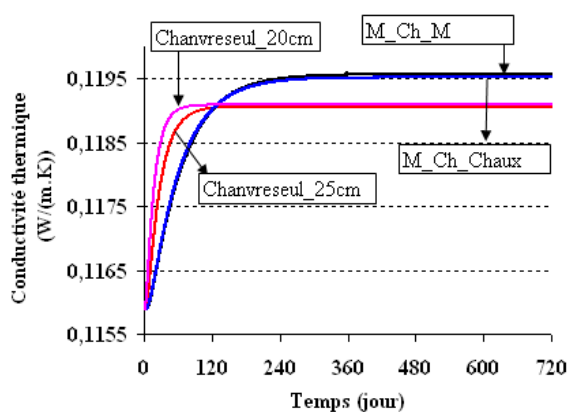


Figure 3. 19 : Conductivité thermique.

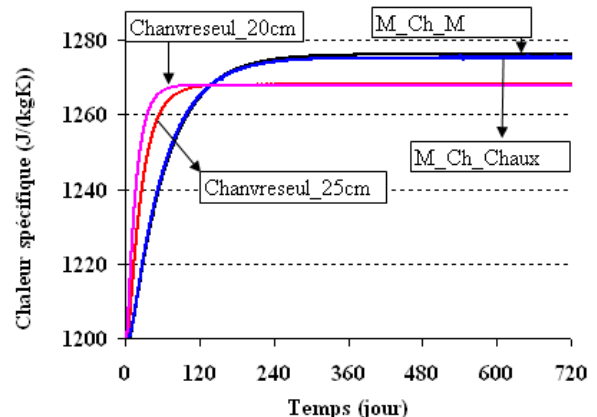


Figure 3. 20: Chaleur spécifique.

Les valeurs déterminées à l'état d'équilibre sont montrées dans le tableau 3.7. Il est noté que la chaleur spécifique et la conductivité thermique des cas de Chanvreseul sont 0,6 % et 0,42 % moins que celles du M_Ch_M respectivement.

	Chanvre seul_25 cm	M_Ch_M	M_Ch_Chaux	M_Ch_Chaux	Chanvre seul_20 cm
Chaleur spécifique (J/kg.K)	1267,9	1276,1	1275,2	1275,2	1267,9
Conductivité thermique (W/m.K)	0,1191	0,1196	0,1195	0,1195	0,1191

Tableau 3. 7: Chaleur spécifique et la conductivité thermique à l'état d'équilibre.

3.2.4 Conclusion

Dans cette partie, on a étudié le comportement d'une paroi en béton de chanvre sans et avec les différents types de mortier à long terme. On a vu que le transfert d'humidité dans la paroi se fait très lentement et les couches d'enduit intérieures jouent un rôle tampon important concernant l'interaction hygrothermique entre la paroi et l'ambiance. L'ajout des enduits sur la paroi existante permet de retarder la migration de la vapeur dans la paroi ainsi que de diminuer davantage la valeur U. Dans la section suivante, on présentera une étude paramétrique du comportement hygrothermique d'un local en béton de chanvre afin d'optimiser les paramètres du modèle physique au niveau d'un local.

3.3 ETUDE DU COMPORTEMENT HYGROTHERMIQUE D'UN LOCAL EN BETON DE CHANVRE SOUMIS A UN SAUT STATIQUE DE TEMPERATURE ET D'HUMIDITE

Les études du modèle effectuées précédemment au niveau d'une paroi ont montré que la prise en compte du transfert couplé de la chaleur et de l'humidité est nécessaire afin de prédire le comportement hygrothermique d'une paroi. Dans cette partie, on va étudier le comportement d'un local en béton de chanvre pour différents modèles ainsi que l'influence des différents paramètres physiques sur le comportement hygrothermique du local. Tout d'abord, on décrit le cas étudié.

3.3.1 Description du cas étudié

Modèles	Description
HAM_0	Modèle de transfert hygrothermique complet dans lequel les coefficients de transport varient en fonction de la teneur en eau.
HAM_1	Modèle de transfert hygrothermique dans lequel tous les coefficients de transport sont constants (à une condition $T=20\text{ }^{\circ}\text{C}$ et $HR=40\%$) et la conductivité thermique varie en fonction de la teneur en eau.
HAM_2	Modèle de transfert hygrothermique dans lequel tous les coefficients de transport et la conductivité thermique sont constants (à une condition $T=20\text{ }^{\circ}\text{C}$ et $HR=40\%$).
HAM_3	Nous négligeons l'effet du gradient de température sur les transferts d'humidité (les coefficients D_T , et D_{vT} dans le modèle 2 sont mis à 0).
Th	Dans ce dernier modèle, nous ne tenons compte que du transfert de chaleur (Th : Thermique), les propriétés des matériaux sont à l'état sec.

Tableau 3. 8: Description des sous modèles utilisés.

On va étudier un local dont la surface et le volume sont de 15 m² et 42,7 m³ respectivement. Le plan de ce local est montré dans la figure 3.21. Le plafond et les parois verticales de ce local sont en contact avec l'ambiance extérieure tandis que le plancher est en contact avec le sol. Initialement les parois et les ambiances intérieure et externe sont à 50 % d'humidité relative et à 20 °C. L'ambiance extérieure passe brusquement à 30°C et 70 % d'humidité relative pendant 10 jours puis elle retourne à la condition initiale (soit 20 °C et 50 % d'humidité relative). Le taux de renouvellement d'air est de 0,5 vol/h avec les conditions de l'air extérieur. On considère que le plancher est imperméable. Les coefficients de transfert de chaleur aux surfaces extérieure et intérieure sont de 25 et de 8 W.m⁻².K⁻¹ respectivement. En ce qui concerne les coefficients de transfert de masse, ils sont calculés en utilisant la relation de Lewis (Le=1). Les parois sont discrétisés en 25 nœuds.

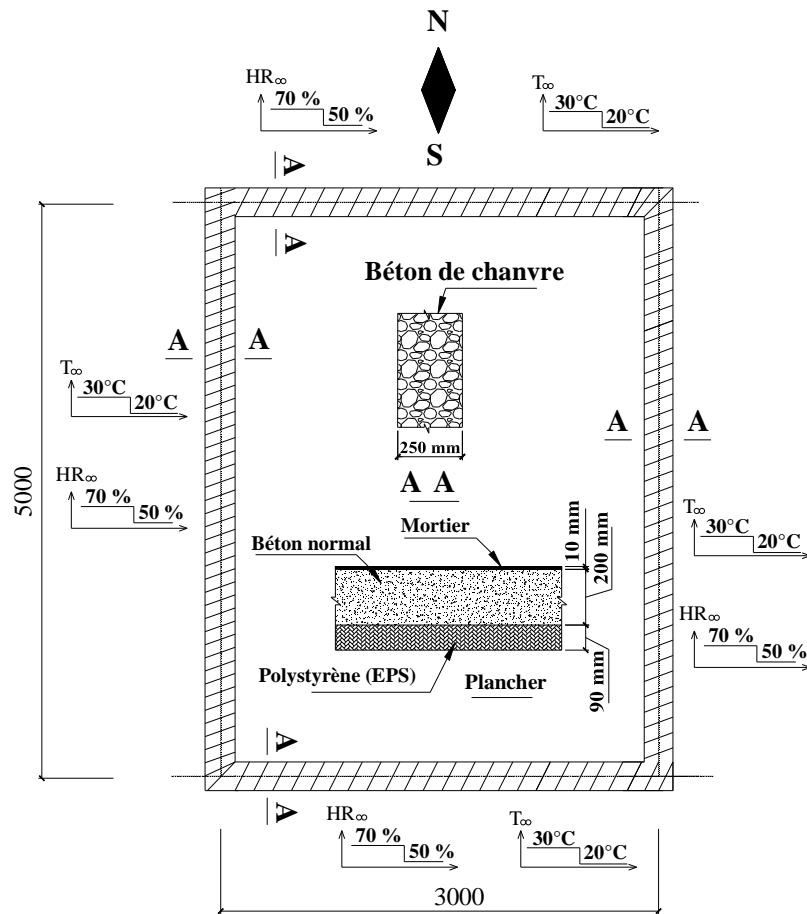


Figure 3. 21: Plan du local étudié ainsi que les conditions extérieures (unité en mm).

Afin d'utiliser le modèle de transfert hygrothermique présenté dans le chapitre 2, il est nécessaire de connaître les différents paramètres physiques comme les coefficients de transfert thermique et de diffusion hydrique. En réalité, certains coefficients de transport sont difficiles à déterminer comme les coefficients de diffusion liés à un gradient de température. Pour cela, afin d'étudier leur influence, on va étudier les sous modèles suivants montrés dans le tableau 3.8.

3.3.2 Etude comparative des modèles HAM et Th

La figure 3.22 montre l'évolution temporelle de la température du local pour les modèles HAM_0 ; HAM_1 et Th pendant 30 jours. Les résultats des modèles HAM_2 et HAM_3 sont proches de HAM_1 et ne sont pas tracés (du fait que les propriétés physiques ont été calculées pour une humidité relative de 40%, une différence considérable est notée quand on prend les valeurs à l'état sec). Tout d'abord on note que la température du local du modèle HAM_0 est proche à celle du modèle HAM_1 avec une différence maximale de 0,1°C. Ses variations pendant une demie journée est montrée dans la figure 3.22 dans laquelle la température pour le modèle HAM_0 est inférieure à celle du modèle HAM_1. Ceci s'explique par le fait que l'adsorption de la vapeur entre la surface intérieure de la paroi et l'ambiance intérieure du modèle HAM_0 est inférieure à celle du HAM_1 à cause des variations des coefficients de transport de masse qui dans ce cas sont plus faibles (figure 3.11). Pendant le palier de sorption lors des 10 premiers jours, la température du local pour le modèle HAM_0 est plus grande que celle du modèle Th avec une différence maximale de l'ordre de 1,3 °C. Ensuite, pour le palier de désorption, le phénomène s'inverse et une différence maximale de 0,6°C est observée à cause de la désorption de la vapeur pour le modèle HAM_0.

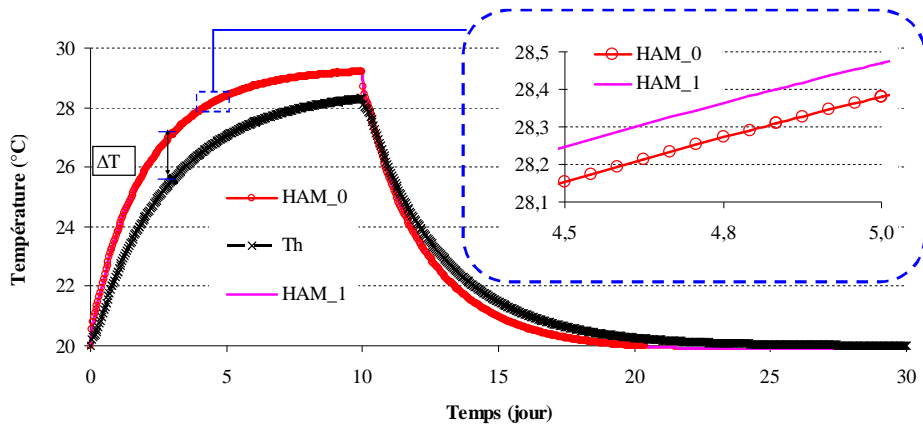


Figure 3. 22: Evolution de la température intérieure du local pour les modèles HAM et Th.

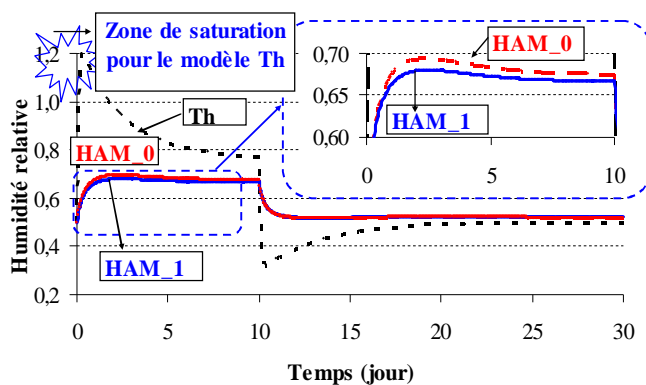


Figure 3. 23: Evolution de l'humidité relative intérieure du local pour les modèles HAM et Th.

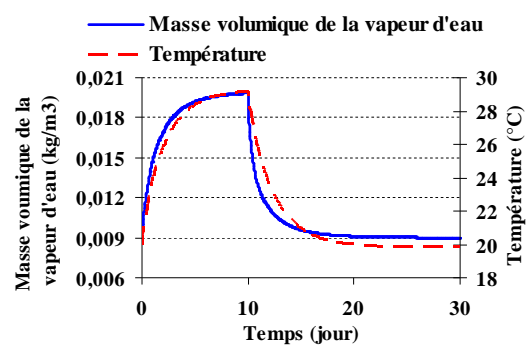


Figure 3. 24: Masse volumique et température du local pour le modèle HAM_0.

L'évolution de l'humidité relative intérieure du local pour les modèles étudiés est montrée dans la figure 3.23. Le résultat montre que le modèle Th ne permet pas de prédire le profil d'humidité dans le local. En fait, au bout de 2 heures de la simulation, le phénomène de condensation a lieu pour le modèle Th tandis que ceci n'a pas été observé pour les modèles

HAM_0. On note que l'humidité relative du local change soudainement selon les conditions de l'air de ventilation (qui sont les mêmes que l'air extérieur). Au début de la simulation, l'humidité relative du local augmente très vite jusqu'à la valeur de saturation puis après 10 jours elle descend brusquement à 32 % avant d'atteindre la valeur d'équilibre de 49,9 % à cause du changement des conditions extérieures. Comparé au modèle Th, l'humidité relative du local du modèle HAM est beaucoup plus faible et amortie. Cela peut être expliqué par le fait que les parois en béton de chanvre vont aussi échanger de l'humidité avec l'ambiance intérieure permettant d'atténuer le changement de l'humidité relative du local. Comparé au modèle HAM_0, l'humidité relative du modèle HAM_1 a la même évolution mais elle est légèrement plus faible avec une différence maximale de 1,54% puisque sa température et les coefficients de diffusion sont plus élevés comme expliqué auparavant. Pour les modèles HAM_2 et HAM_3, l'humidité relative est très proche de celle du modèle HAM_1 avec une différence maximale de 0,1% et n'a pas été tracée.

En ce qui concerne le profil de l'humidité relative du modèle HAM_0, elle augmente jusqu'à une valeur maximale au bout de 2,75 jours puis diminue graduellement jusqu'à une valeur d'équilibre pour les 10 premiers jours de la simulation. Pour la période de désorption (à partir du 10^{ème} jour), elle diminue jusqu'à une valeur minimale au bout de 13,5 jours puis augmente jusqu'à atteindre sa condition d'équilibre. Ceci s'explique par le fait que l'humidité relative est le rapport entre la pression partielle et la pression de saturation de la vapeur. La pression partielle est proportionnelle à la masse volumique de la vapeur d'eau et à la température tandis que la pression saturante est une fonction exponentielle de la température. La variation de l'humidité relative est donc une fonction de la variation de la masse volumique de la vapeur d'eau et de la température du local. La figure 3.24 montre les variations de la température et de la masse volumique de la vapeur. Pendant la période de sorption, nous observons dans la première partie de la simulation une augmentation progressive de la température accompagnée par une importante augmentation de la masse volumique de vapeur d'eau. La pression partielle de la vapeur d'eau augmente plus significativement que celle de saturation, et par conséquent l'humidité relative du local augmente. Lorsque la masse volumique de la vapeur s'approche de sa valeur d'équilibre, son accroissement diminue et devient plus faible que l'augmentation de la température ce qui fait diminuer l'humidité relative.

Concernant la période de désorption (après 10 jours) l'explication est analogue. Dans cette partie, on a mis en évidence l'importance de tenir compte des transferts d'humidité à l'échelle d'un local. Comparant les différents sous modèles d'humidité, peu de différence a été trouvée cependant il semble que le modèle tenant compte de la variation des coefficients de transport donne une meilleure précision que les autres. Pour mieux comprendre cette légère différence, on va étudier la sensibilité des paramètres du modèle HAM 0.

3.3.3 Etude de sensibilité des paramètres du modèle HAM

Les études de sensibilité des paramètres du modèle HAM ont été effectuées précédemment à l'échelle d'une paroi (chapitre 2). Dans cette partie, leur influence au niveau d'un bâtiment est étudiée.

A. Conductivité thermique

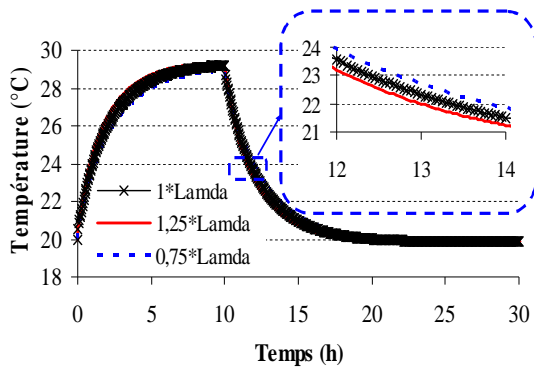


Figure 3. 25: Influence de la conductivité thermique sur la température intérieure du local.

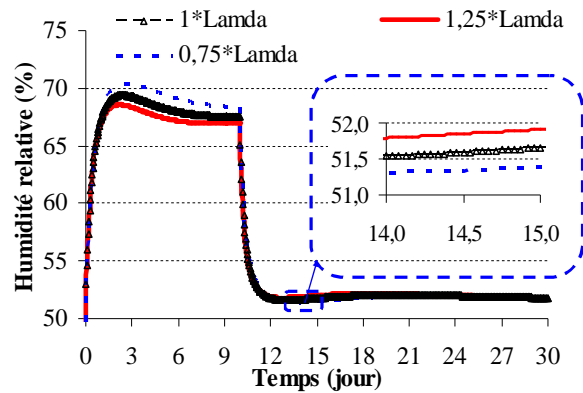


Figure 3. 26: Influence de la conductivité thermique sur l'humidité relative intérieure du local.

Les figures 3.25 et 3.26 montrent l'influence de la conductivité thermique sur la température et l'humidité relative du local. On note que plus la conductivité thermique augmente, plus la température intérieure du local augmente et plus l'humidité relative du local diminue à cause de l'augmentation des flux de chaleur à travers l'enveloppe pour les 10 premiers jours de la simulation. De plus, l'accroissement de la conductivité thermique s'accompagne d'une variation plus rapide du profil de la température du local à cause de l'augmentation de la diffusivité thermique. Une différence de 25 % de la conductivité thermique peut induire une erreur de 0,4 °C sur la température intérieure et de 1,1 % sur l'humidité relative du local. Au bout de 20 jours de la simulation, le régime stable devient établi et son influence est négligeable.

B. Chaleur spécifique

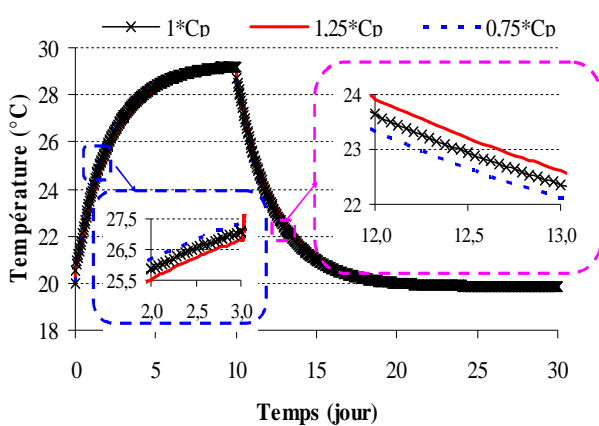


Figure 3. 27: Influence de la chaleur spécifique sur la température intérieure du local.

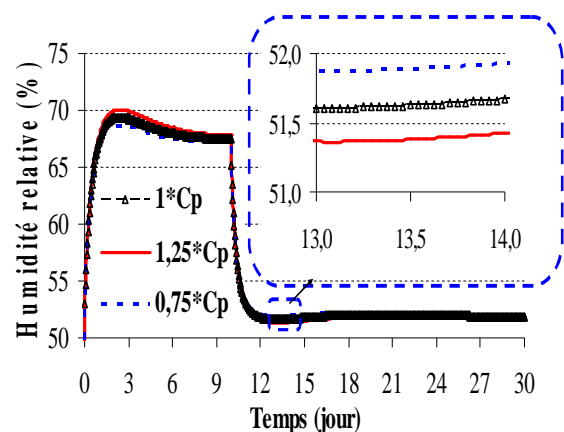


Figure 3. 28: Influence de la chaleur spécifique sur l'humidité relative intérieure du local.

L'influence de la chaleur spécifique du matériau sur la température et l'humidité relative du local est montrée dans les figures 3.27 et 3.28. Plus on augmente la chaleur spécifique, plus la température du local diminue et évolue moins vite pendant les 10 premiers jours et

diminue plus lentement pendant la période suivante à cause de la diminution de la diffusivité thermique du matériau. En ce qui concerne l'évolution temporelle de l'humidité relative, l'accroissement de la chaleur spécifique s'accompagne d'une augmentation de l'humidité relative à cause de la diminution de la température du local pour les 10 premiers jours et après l'humidité relative diminue. Dans ce cas, une erreur de 25 % de chaleur spécifique peut conduire à une erreur de 0,3 °C et de 0,6 % sur l'humidité relative du local.

C. Masse volumique

L'influence de la masse volumique sèche du matériau sur l'humidité relative et la température du local est tracée dans les figures 3.29 et 3.30. On note que cet impact est analogue à celui de la chaleur spécifique du fait qu'ils sont liés l'un et l'autre par la diffusivité thermique.

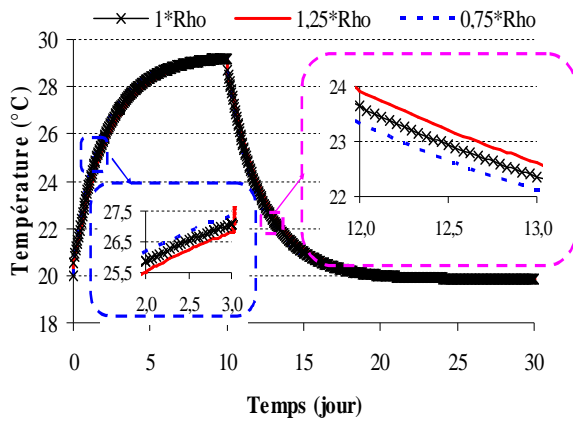


Figure 3. 29: Influence de la masse volumique sur la température intérieure du local.

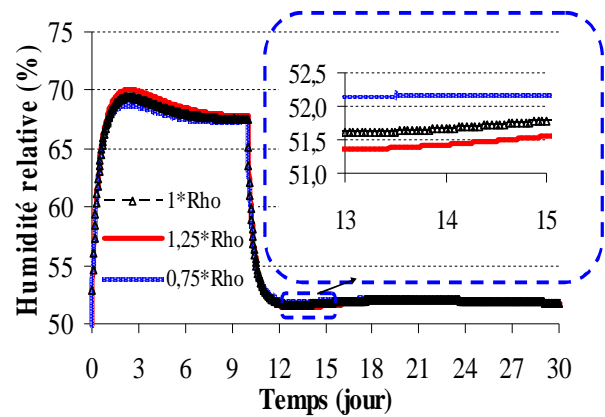


Figure 3. 30: Influence de la masse volumique sur l'humidité relative intérieure du local.

D. Coefficient de transport de masse D_θ

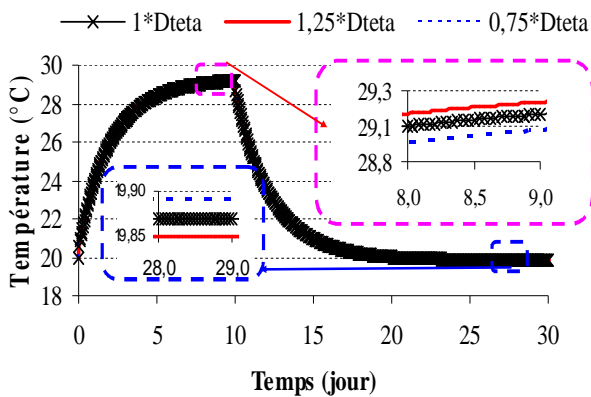


Figure 3. 31: Influence du coefficient de transport de masse D_θ sur la température intérieure du local.

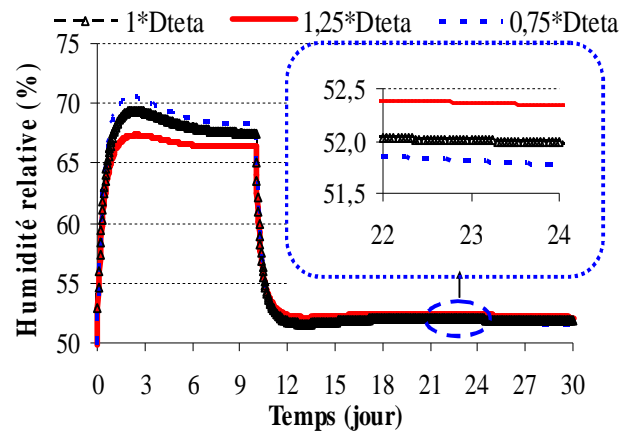


Figure 3. 32: Influence du coefficient de transport de masse D_θ sur l'humidité relative intérieure du local.

Les figures 3.31 et 3.32 montrent l'influence du coefficient de transport de masse D_θ sur l'évolution de la température et de l'humidité relative du local. Tout d'abord on note que plus D_θ est grand, plus la température du local est grande et évolue vite pendant le palier de sorption (pendant les 10 premiers jours) du fait de l'augmentation de la conductivité

thermique des parois. Ainsi l'humidité relative du local diminue à cause de l'accroissement de la température. Pour le palier de désorption, la remarque est inverse. Numériquement, une erreur de 1,6 % d'humidité relative et de 0,2°C sont observées lorsque la valeur de D_0 varie de 25% autour de celle de référence sachant qu'il est facile de se tromper sur la valeur de D_0 puisque l'échelle du graphique 3.11 est logarithmique.

E. Coefficient de transport de masse $D_{\theta v}$, D_T , D_{Tv}

L'influence des coefficients $D_{\theta v}$; D_T et D_{Tv} sur l'évolution de la température et de l'humidité relative intérieure du local est très faible et n'a pas été tracée dans cette partie.

F. Isotherme de sorption

Les figures 3.33 et 3.34 montrent l'impact de l'isotherme de sorption sur l'humidité relative et la température du local. On note que dans le palier de sorption pendant les 10 premiers jours, la température du local pour le cas 0,75xSorption est inférieure à celle des autres cas. En ce qui concerne la période de désorption (à partir de 10 jours de la simulation), elle devient plus élevée puisque la quantité de la vapeur d'eau adsorbée dans la paroi et l'évolution de la conductivité thermique du cas 0,75xSorption deviennent inférieures que celles des autres cas. L'humidité relative du locale dans cette période pour le cas 0,75xSorption est donc la plus élevée. Concernant la période de désorption, les remarques sont inverses: la température du local du cas 0,75xSorption est la plus grande et son humidité relative devient plus faible par rapport aux autres cas étudiés (cas de référence et 1,25xSorption). Lorsque l'isotherme de sorption varie de 25%, l'humidité relative et la température du local peuvent varier jusqu'à 3,3 % d'humidité relative et 0,2°C respectivement.

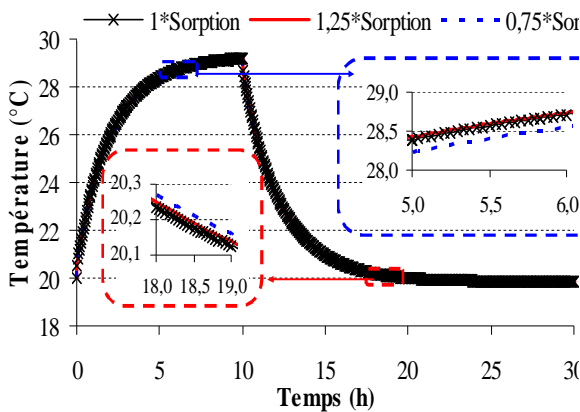


Figure 3. 33: Influence de l'isotherme de sorption sur la température intérieure du local.

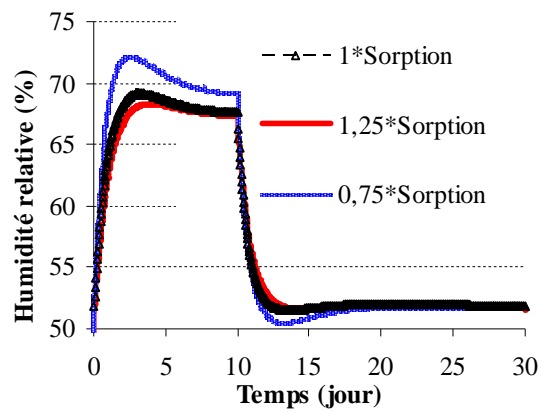


Figure 3. 34: Influence de l'isotherme de sorption sur l'humidité relative intérieure du local.

G. Coefficients de convection thermique et massique intérieurs

L'impact des coefficients de convection thermique et massique sur la température et l'humidité relative du local est montré dans les figures 3.35 et 3.36. Pour la période de sorption (les premiers 10 jours de la simulation), plus on augmente ces coefficients, plus on augmente la température intérieure et plus on diminue l'humidité relative du local à cause de l'augmentation de la chaleur transférée dans les parois et par changement de phase. Les remarques sont inverses pour la période de désorption. Les résultats montrent que leur impact est faible. En fait, lorsque les coefficients de convection intérieurs varient de 25 %, la température et l'humidité relative varient de 0,0025 °C et 0,006 %.

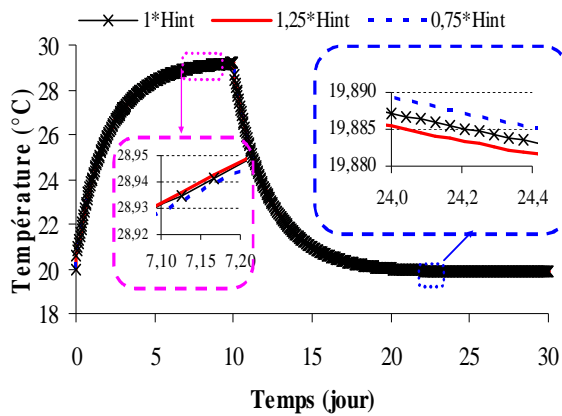


Figure 3. 35: Influence des coefficients de convection intérieurs sur la température intérieure du local.

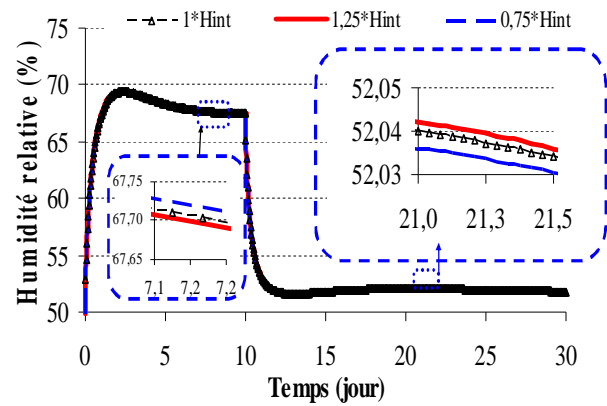


Figure 3. 36: Influence des coefficients intérieurs sur l'humidité relative intérieure du local.

H. Coefficients de convections thermique et massique extérieurs

Les résultats obtenus montrent que l'impact des coefficients de convection extérieurs est très faible et n'a pas été tracée dans cette partie.

I. Finesse de discrétisation

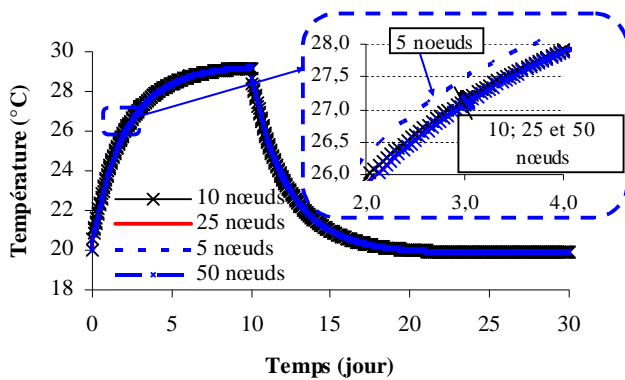


Figure 3. 37: Influence de la finesse de discrétisation sur la température intérieure du local.

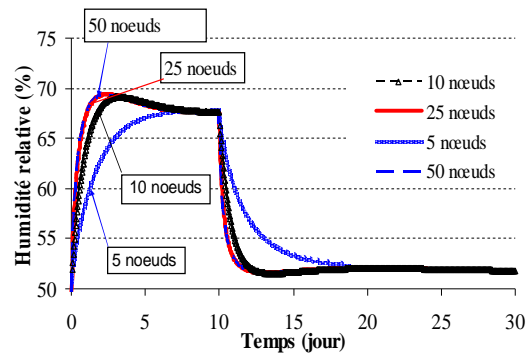


Figure 3. 38: Influence de la finesse de discrétisation sur l'humidité relative intérieure du local.

L'impact de la finesse de discrétisation sur la température et l'humidité relative est montré dans les figures 3.37 et 3.38. On note que plus le maillage est fin, plus les résultats sont proches particulièrement pour les cas de la discrétisation en 50 nœuds qui sont très proches du cas utilisant 25 nœuds. Comparé au cas de la discrétisation en 10 nœuds, on a une différence de température de 0,4 °C et de 0,1°C par rapport aux cas utilisant 5 et 25 nœuds respectivement. En ce qui concerne l'humidité relative du local, la différence atteint 6,3 % et 2,7 % respectivement. Le résultat montre que la discrétisation en 25 nœuds donne des résultats très proches de celle en 50 nœuds et elle sera utilisée par la suite.

J. Taux de renouvellement d'air

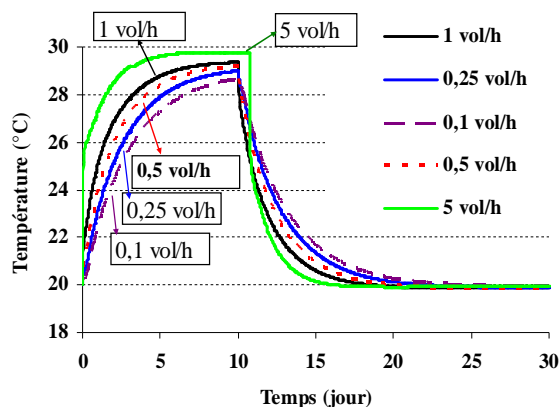


Figure 3. 39: Influence du taux de renouvellement d'air sur la température du local.

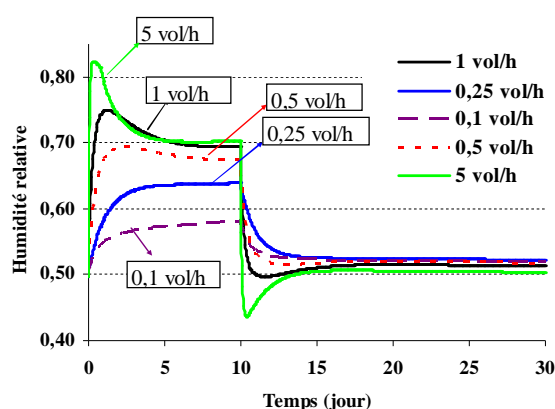


Figure 3. 40: Influence du taux de renouvellement d'air sur l'humidité relative du local.

Les figures 3.39 et 3.40 montrent la variation de la température et de l'humidité relative du local lorsque le taux de renouvellement d'air varie de 5 à 0,1 vol/h. La réponse du cas de 5 vol/h est la plus rapide par rapport aux autres. Lorsqu'on passe d'un taux de 5 vol/h à 1 vol/h et de 1 vol/h à 0,1 vol/h, la différence en température et en humidité relative intérieure peut atteindre (3,78 °C ; 19,9 %) et (2 °C ; 19 %) respectivement. Plus on augmente le taux de renouvellement d'air, plus la température et l'humidité relative du local répondent vite au changement des conditions climatiques extérieures. On note aussi que plus le taux de renouvellement d'air est élevé, plus l'humidité relative et la température du local sont proches des conditions extérieures du fait que le renouvellement d'air intérieur s'effectue d'une manière rapide.

K. Etude de l'influence de surface d'échange effective sur l'humidité relative du local

Les figures 3.41 et 3.42 montrent le temps de demi saut ou demi chute de l'humidité relative en fonction du taux de renouvellement d'air et du taux de surface d'échange effective du local pour les premiers 10 jours et après 10 jours respectivement. Un taux de surface nul indique qu'il n'y a aucune paroi qui échange de l'humidité dans le local et un taux de surface de 1 indique que toutes les parois échangent de l'humidité y compris le plafond (le plancher est considéré imperméable dans tous les cas).

Nous constatons que les temps de demie chute et de demi-saut sont linéaires en fonction du taux de surface d'échange effective pour des taux de renouvellement de 0,5 et de 1 vol/h tandis que pour le taux de renouvellement de 0,1 vol/h, cette relation n'est pas linéaire et elle tend vers une valeur asymptotique. En plus, plus on augmente le taux de surface d'échange effective tout en diminuant le taux de renouvellement d'air, plus les temps de demi saut et de demie chute augmentent du fait que la capacité de la régulation hygrothermique intérieure du béton de chanvre est plus importante. Lorsqu'on passe d'un taux de surface d'échange nulle à un taux de 1, le temps de demie chute varie de (0,3 ; 0,8 et 1,7 h) à (4,8 ; 10 et 22,8) heures pour des taux de renouvellement de (1 ; 0,5 et 0,1 vol/h) respectivement.

On peut remarquer aussi qu'à partir d'un taux de surface d'échange effective supérieur à 0,7 ; le gain d'amortissement ou la croissance du temps de demi saut ou de demie chute deviennent faibles. Les résultats montrent que le taux de surface d'échange effective est un

facteur important pour évaluer l'impact des matériaux sur la capacité de la régulation hygrothermique du local.

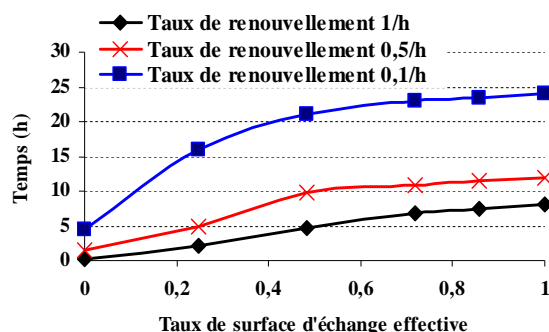


Figure 3. 41: Temps de demi saut de l'humidité relative dans le local pour les premiers 10 jours en fonction de la surface d'échange effective et du taux de renouvellement d'air.

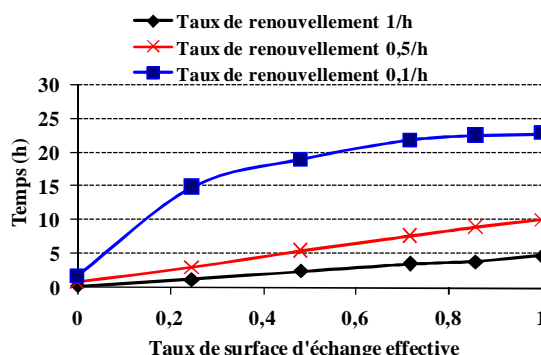


Figure 3. 42: Temps de demi-chute de l'humidité relative dans le local (à partir de 10^{ème} jour) en fonction de la surface d'échange effective et du taux de renouvellement d'air.

3.3.4 Sensibilité réduite de l'humidité relative et de la température intérieure du local

Nous avons présenté en détail les études de sensibilité des température et humidité relative intérieures aux différents paramètres. Comme les grandeurs étudiées varient dans une large gamme de valeurs, on a regroupé les résultats et on a les comparés en terme de sensibilité réduite en fonction du temps.

La figure 3.43 montre la sensibilité réduite de la température intérieure du local à une variation relative de 25% des différents paramètres étudiés. On note que la sensibilité réduite à la conductivité thermique, à la masse volumique, à la chaleur spécifique, au taux de renouvellement d'air et au coefficient de transport D_{θ} sont plus grandes que les autres. Dans les premiers 10 jours, les valeurs extrêmes sont atteintes au bout du premier jour pour les cas de la sensibilité à la masse volumique, à la chaleur spécifique et au taux de renouvellement d'air tandis que celle-ci est atteinte au bout de 1,75 jours pour la sensibilité à la conductivité thermique. On note aussi que le signe de la sensibilité à la chaleur spécifique et à la masse volumique est opposé à celui de la sensibilité à la conductivité thermique et au taux de renouvellement d'air le long de la simulation. En plus, leurs signes changent au bout de 10 jours à l'instant où les sauts de l'humidité relative et de la température extérieures ont lieu. La sensibilité réduite aux paramètres D_{Tv} , D_T , D_{vteta} est négligeable et seulement celle de D_T est illustrée dans la figure 3.43. Concernant les coefficients de convection, les résultats montrent que leurs sensibilités sont faibles. On note aussi que la sensibilité réduite à tous les paramètres diminue et tend vers zéro quand l'équilibre est atteint.

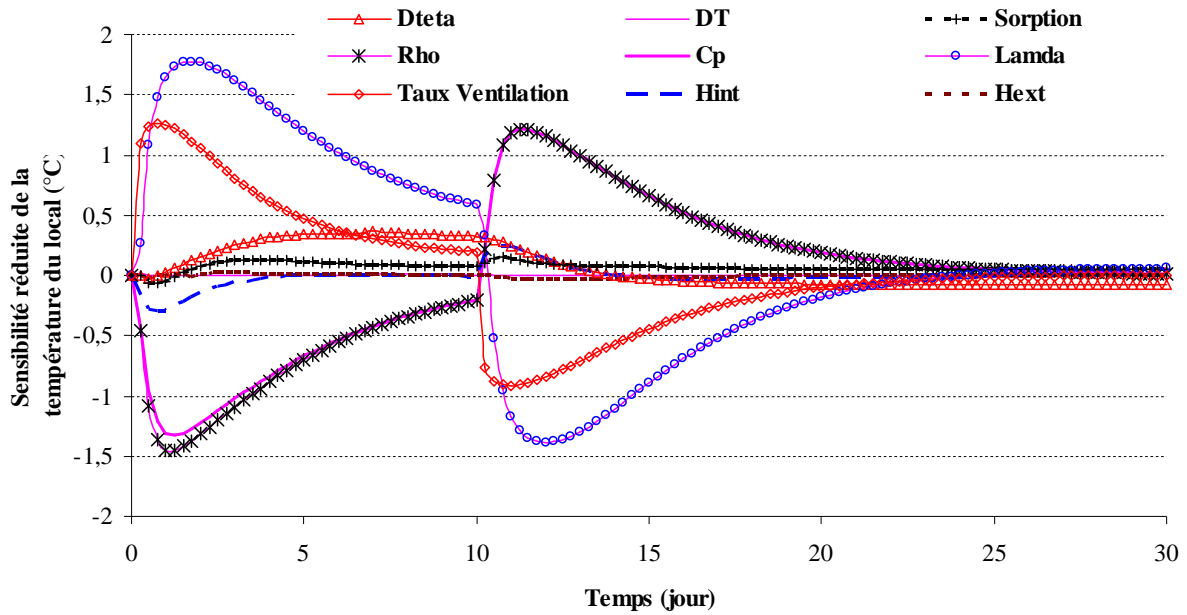


Figure 3. 43: Sensibilité réduite de la température du local aux différents paramètres.

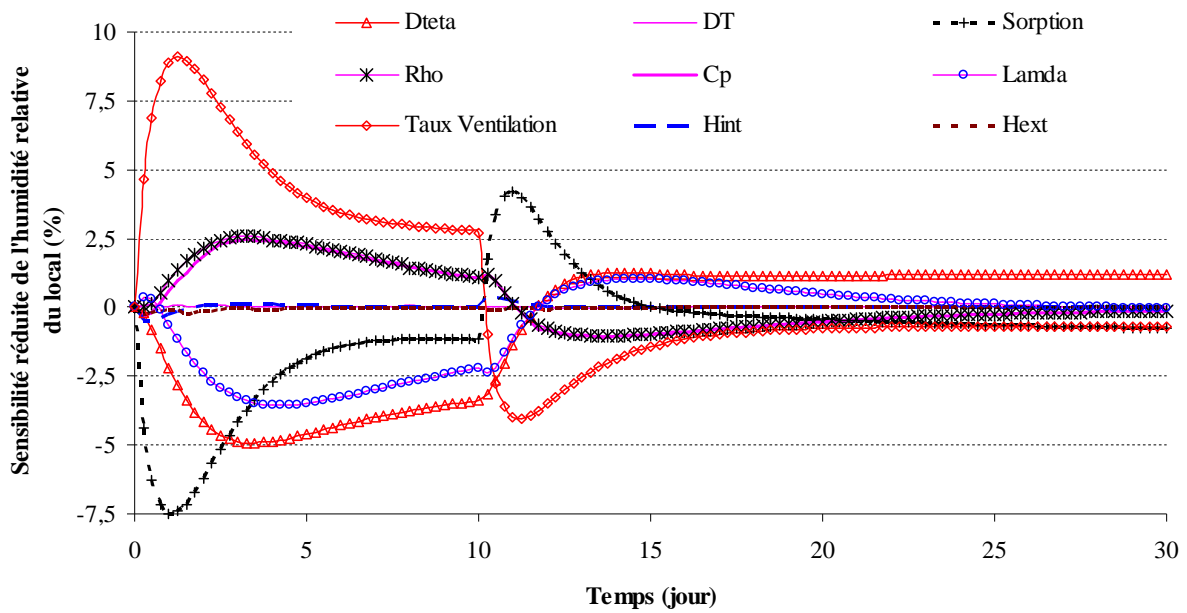


Figure 3. 44: Sensibilité réduite de l'humidité relative du local aux différents paramètres.

En ce qui concerne la sensibilité réduite de l'humidité relative du local aux différents paramètres, elle est présentée dans la figure 3.44. Tout d'abord, il est noté que la sensibilité réduite à l'isotherme de sorption et au taux de renouvellement d'air, au coefficient de transport D_{θ} , à la conductivité thermique, à la chaleur spécifique et à la masse volumique sont considérables et plus grandes que les autres. Dans les premiers 10 jours, les valeurs extrêmes de la sensibilité réduite à l'isotherme de sorption et au taux de ventilation sont de -7,5 % et de 9 % respectivement et sont atteintes au bout de 1,25 jour. Il est noté aussi que les valeurs extrêmes de la sensibilité pour les 10 premiers jours sont plus grandes que celles obtenues à partir du 10^{ème} jour à cause des conditions initiales. Dans ce cas aussi, la sensibilité réduite aux paramètres D_{Tv} , D_T , D_{vteta} et aux coefficients de convections est très faible. A partir du

30^{ème} jour, la sensibilité réduite aux différents paramètres tend vers 0 à l'exception de celle du taux de renouvellement d'air, du coefficient de transport D_0 et de l'isotherme de sorption. Celles-ci sont constantes et égales à -0,67 % ; -0,675 % et 1,18 % respectivement.

Dans cette partie, la sensibilité réduite de la température et de l'humidité relative du local aux différents paramètres a été étudiée en détails. Il est noté que la température est très sensible aux paramètres suivants (classement décroissant): la conductivité thermique, la masse volumique, la chaleur spécifique, le taux de renouvellement d'air et le coefficient de transport D_0 tandis que l'humidité relative est très sensible aux paramètres suivants: l'isotherme de sorption, le taux de renouvellement d'air, le coefficient de transfert D_0 , la conductivité thermique, la chaleur spécifique et la masse volumique.

Sachant que l'état initial des parois dépend de plusieurs facteurs : les conditions de mise en œuvre, les conditions climatiques du chantier, la méthode de fabrication etc., la partie suivante a pour objectif d'étudier l'impact de la teneur en eau initiale sur le comportement hygrothermique du bâtiment.

3.3.5 Etude de l'influence des conditions initiales

Dans cette partie, trois conditions initiales de la teneur en eau sont étudiées (la température initiale de la paroi est gardée à 20 °C):

- Paroi à l'état sec : L'humidité relative initiale dans chaque couche de la paroi est de 0 %.
- Paroi en état peu humide : L'humidité relative initiale dans chaque couche de la paroi est de 20 %.
- Paroi en état d'équilibre avec l'ambiance intérieure : L'humidité relative initiale dans chaque couche de la paroi est de 50 %.
- Paroi en état humide : L'humidité relative initiale dans chaque couche de la paroi est de 80 %.

La figure 3.45 montre l'impact de la condition initiale sur la température du local. Plus la paroi est sèche, plus la température intérieure du local augmente. Cela s'explique par le fait que plus la paroi est sèche et plus elle va adsorber de la vapeur et donc la chaleur de sorption dégagée sera plus grande. La température du cas de $HR_{init}=0\%$ est la plus grande le long de la simulation. Au bout de 10 jours, elle est de 30,9°C comparée à 30,3 °C ; 29,2°C et 28,1°C pour les cas de $HR_{init}=20\%$; $HR_{init}=50\%$ et $HR_{init}=80\%$ respectivement (soit une augmentation de 1,95 % ; 5,5 % et 9,1 %).

En ce qui concerne la variation de l'humidité relative du local, elle est montrée dans la figure 3.46. Tout d'abord, on note que plus les matériaux sont secs, plus l'humidité relative du local diminue à cause de l'augmentation de la température. A la fin de la période des 10 premiers jours, l'humidité relative du local du cas de $HR_{init}=80\%$ est de 80,3 % tandis que elle est de 67,6 % ; 54,8 % et 48,9 % pour les cas de $HR_{init}=50\%$; $HR_{init}=20\%$ et $HR_{init}=0\%$ respectivement.

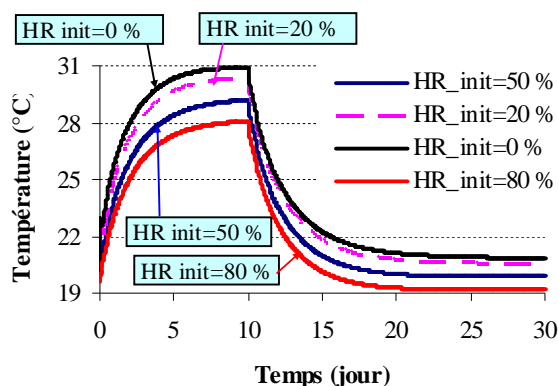


Figure 3. 45: Impact de la teneur en eau initiale des parois sur la température intérieure du local.

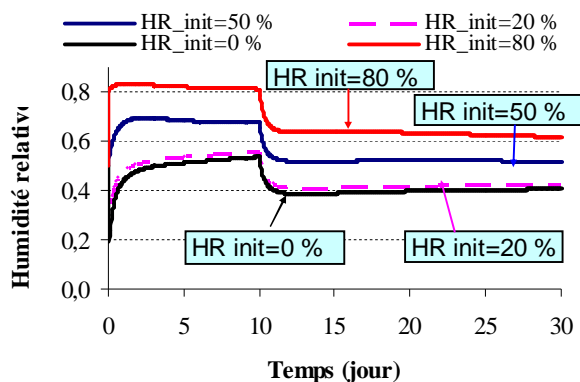


Figure 3. 46: Impact de la teneur en eau initiale des parois sur l'humidité relative intérieure du local.

Dans cette partie, on a effectué les études de sensibilité du comportement hygrothermique d'un local. Il semble que les propriétés physiques thermiques influent le plus sur la température et celles liées à l'humidité du matériau (isotherme de sorption et D_{θ}) influent le plus sur l'humidité relative. Quant au taux de renouvellement d'air et aux conditions initiales du matériau, ils influent énormément les conditions intérieures. Par la suite, on utilisera un taux de renouvellement d'air de 0,5 vol/h et des conditions initiales en équilibre avec l'intérieur du local. Le modèle HAM_0 sera utilisé car il prend en compte la variation du coefficient de transport D_{θ} . Les simulations précédentes ne tiennent pas compte du transfert de chaleur par rayonnement thermique rayonnement GLO, CLO direct et diffus). En réalité, les conditions extérieures sont plus complexes et la prise en compte du rayonnement extérieur est indispensable afin de mieux optimiser l'enveloppe du bâtiment pour éviter les surchauffes en été et réduire les consommations énergétiques en hiver. Par conséquent, dans la partie suivante la simulation est effectuée avec des conditions météorologiques de Nancy (en France) pendant un mois en hiver.

3.4 ETUDE DU COMPORTEMENT HYGROTHERMIQUE D'UN LOCAL SOUS DES CONDITIONS CLIMATIQUES HIVERNALES

Plusieurs études effectuées jusqu'à maintenant (Tran Le et al., 2009b ; Tran Le et al., 2009c, Tran Le et al., 2009d; Tran Le et al., 2010b ; Maalouf et al., 2010) ont mis en évidence la performance hygrothermique du local en béton de chanvre. Cette partie a pour objectif d'approfondir l'interaction du local en béton de chanvre avec le climat, le programme de chauffage et la régulation de la ventilation afin de réduire le mieux possible les consommations énergétiques ainsi que d'assurer le confort dans l'habitat. Tout d'abord, on présente les conditions de la simulation.

3.4.1 Conditions de la simulation

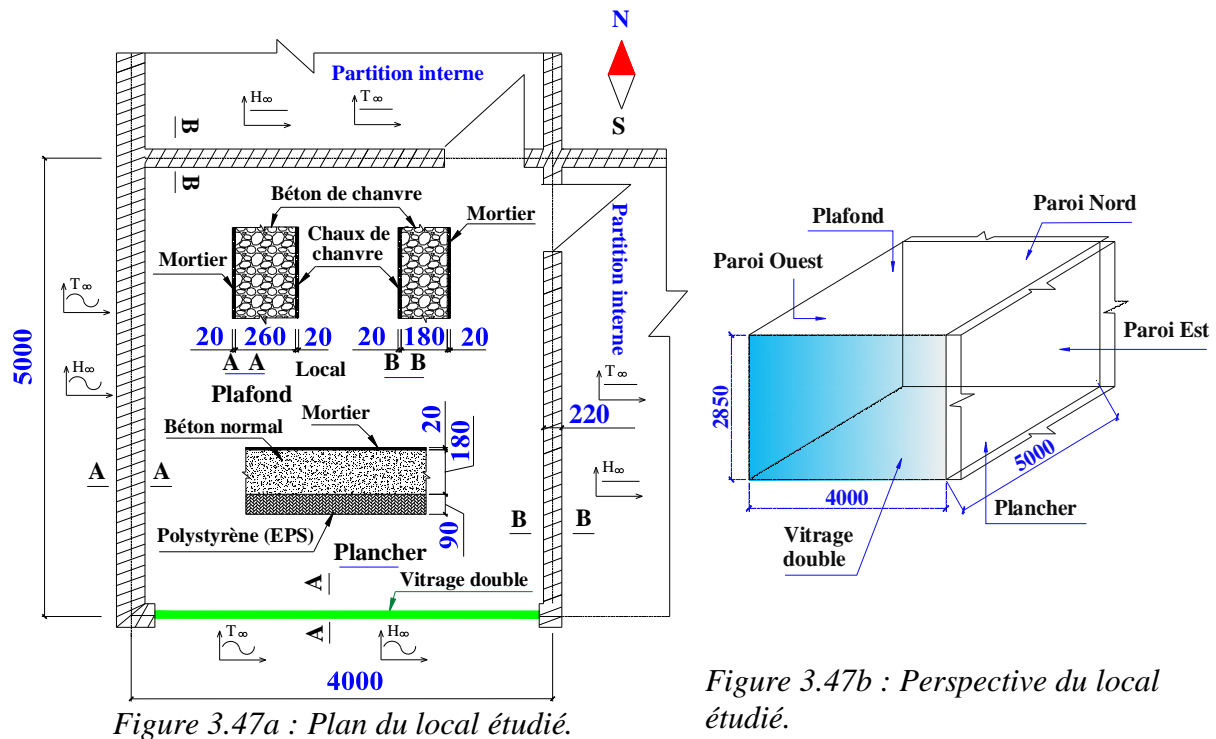


Figure 3.47a : Plan du local étudié.

Figure 3.47b : Perspective du local étudié.

Figure 3. 47 : Plan et perspective du local étudié (unité en mm).

Pour étudier la performance hygrothermique du béton de chanvre, on va examiner le fonctionnement d'un bureau standard dont le plan et la perspective sont montrés dans la figure 3.47 avec des conditions climatiques réelles. Il est de 20 m² de surface et de 2,85m de hauteur. La paroi est soumise à des conditions de type Fourier avec les coefficients de convection à l'intérieur $h_{Ti}=8 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$, $h_{Mi}=0,008 \text{ m.s}^{-1}$ et à l'extérieur, $h_{Te}=25 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ et $h_{Me}=0,025 \text{ m.s}^{-1}$. Initialement, la température et l'humidité relative de la paroi sont de 20°C et 50 % respectivement. On suppose le bureau occupé par deux personnes de 8 h à 18 h et que les charges intérieures sont aussi dues à deux ordinateurs et à l'éclairage. En période d'occupation, les apports internes sont donc de 460W et de 142 g/h de vapeur. Le coefficient d'absorption du rayonnement solaire est de 0,6 pour les parois extérieures. En ce qui concerne les partitions internes, la température et l'humidité relative sont maintenues à 19°C et 60 % d'humidité relative en hiver.

La façade Sud est complètement vitrée avec un vitrage double couche dont le coefficient de transmission thermique U et le facteur solaire FS ²³ sont de $2 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ et 75% respectivement.

Le taux de ventilation est fixé à 0,5 vol/h. Les surfaces extérieures des parois sont grises avec un coefficient d'absorption solaire de 0,6.

Les parois sont multicouches du béton de chanvre au milieu en sandwich entre les deux couches d'enduit chanvre-chaux et en mortier normal sur les faces intérieure et extérieure respectivement. Les deux couches de mortier et la couche en béton de chanvre sont discrétisées en 7 et 10 nœuds respectivement. En ce qui concerne la discrétisation pour la

²³ Le facteur solaire, dit facteur FS représente la proportion du flux énergétique transmise par le vitrage. Sa valeur est un coefficient compris entre 0 et 1.

couche en béton de chanvre dans une paroi multicouche, on va démontrer que la discrétisation en 10 nœuds est suffisante.

Afin d'évaluer le confort dans le local, on se base sur deux paramètres : la température opérative et l'humidité relative du local sachant qu'il y a plusieurs facteurs utilisés pour évaluer le confort dans le bâtiment (ANSI/ASHRAE). La température opérative dépend de la température et de la vitesse de l'air intérieur ainsi que la température rayonnante moyenne des parois. Elle est exprimée par la formule:

$$T_0 = aT_a + (1-a)T_{rm} \quad [3.1]$$

Où :

T_a et T_{rm} sont les températures de l'air et la température radiante moyenne.

a est le coefficient tenant compte de la vitesse de l'air et est donné dans le tableau 3.9. Dans cette thèse, la valeur de a est prise à 0,5.

v (m/s)	0-0,2	0,2-0,6	0,6 – 1
Coefficient a	0,5	0,6	0,7

Tableau 3. 9: Valeur du coefficient a en fonction de la vitesse d'air.

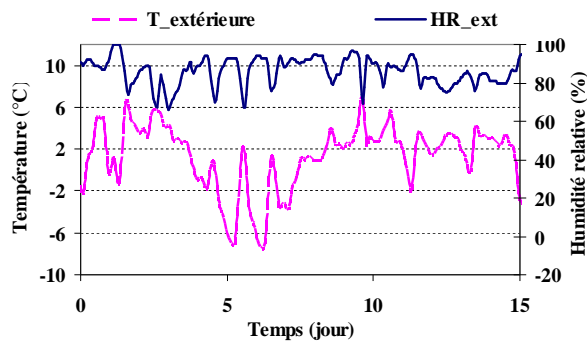


Figure 3. 48 : Variation de la température, de l'humidité relative pendant 15 jours pour les conditions météorologiques en hiver de Nancy.

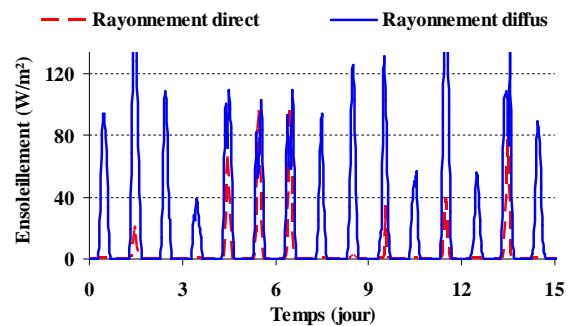


Figure 3. 49 : Ensoleillement direct et diffus sur une surface horizontale pendant 15 jours pour les conditions météorologiques en hiver de Nancy.

Les variations de température et d'humidité relative extérieures pour les conditions météorologiques hivernales de Nancy (France) sont montrées sur la figure 3.48 tandis que la figure 3.49 représente le rayonnement solaire direct et diffus sur une surface horizontale. On note que la température extérieure peut descendre jusqu'à $-6\text{ }^{\circ}\text{C}$ et le rayonnement diffus est plus élevé que le flux direct en hiver.

3.4.2 Etude préliminaire du comportement hygrothermique d'un local non chauffé

Dans un premier temps, on va faire une étude préliminaire afin de bien connaître la variation de la température et de l'humidité relative du local en fonction des modèles utilisés, de la finesse de discrétisation et des charges internes dans le local.

A. Influence de la finesse de discrétisation

Les figures 3.50 et 3.51 représentent l'influence de la finesse de discrétisation sur l'évolution temporelle de la température et de l'humidité relative du local. On considère deux cas dans lesquels la couche en béton de chanvre est discrétisée en 10 et en 25 nœuds. Le résultat montre que l'impact de la discrétisation sur la température et l'humidité relative du local est faible (différence maximale de 0,1°C en température et 1% en humidité relative) ce qui est contraire à la conclusion pour une paroi simple où une discrétisation de l'espace de l'ordre de 1 mm est nécessaire pour assurer la précision de la simulation. La discrétisation en 10 nœuds permet de réduire considérablement le temps de calcul sachant que lorsqu'on passe de 10 nœuds à 25 nœuds, le nombre des variables varie de 1863 à 2806.

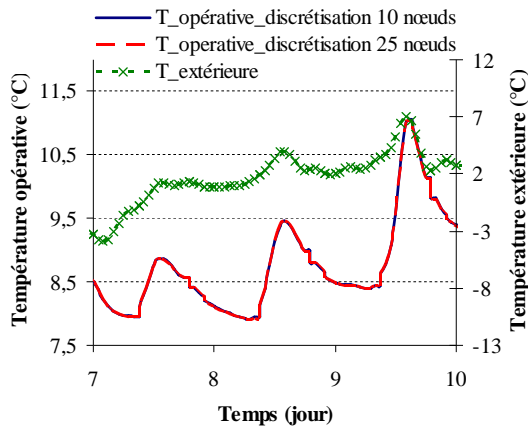


Figure 3. 50: Influence de la finesse de discrétisation sur la température intérieure du local.

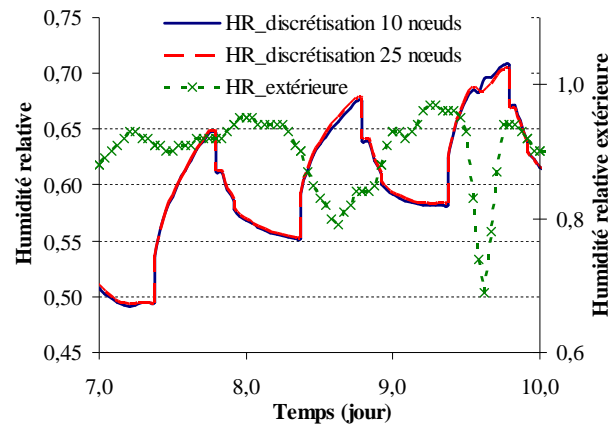


Figure 3. 51 : Influence de la finesse de discrétisation sur l'humidité relative du local.

B. Influence des charges intérieures

Cette partie a pour objectif d'étudier l'importance de la prise en compte des sources de vapeur et de chaleur dans le calcul. Pour cela, on va considérer deux cas:

- Le premier cas: il n'y aucune source de vapeur et de chaleur dans le local.
- Le deuxième cas: il existe une source de vapeur et de chaleur de 8h à 18h comme indiqué dans la partie ci-dessus.

La figure 3.52 montre la variation de la température opérative du local pour les deux cas pendant 2 jours pour les conditions climatiques en hiver. On note que la température opérative du local pour le deuxième cas est plus élevée que celle du premier cas du fait que la source intérieure générée par deux personnes est prise en compte avec une différence maximale de température de 0,39 °C.

La figure 3.53 présente la variation de l'humidité relative du local pour les deux cas étudiés. On note que l'humidité relative du local pour le deuxième cas est plus grande que celle du premier cas bien que sa température est plus élevée. Cela est dû au fait que l'humidité absolue du local augmente à cause des sources de vapeur intérieures. L'humidité relative moyenne du local est de 47,9 % pour le premier cas comparée à 61,8 % pour le deuxième cas soit une différence en pourcentage de 22,49 %.

Nous avons montré l'importance de la prise en compte des sources intérieures. Dans ce qui suit, on va considérer les sources intérieures dans la simulation.

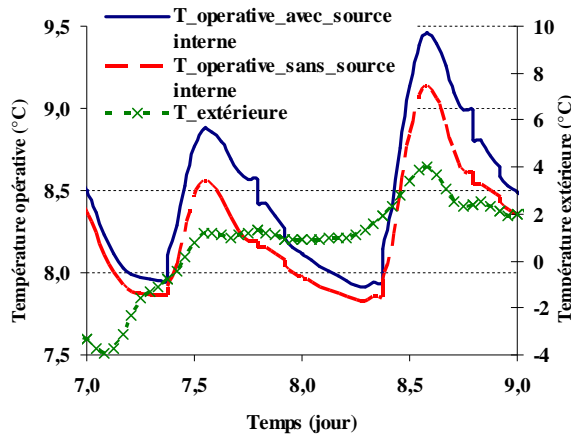


Figure 3. 52: Variation de la température opérative du local pour les cas avec et sans prise en compte de la source intérieure du local pour les conditions climatiques en hiver.

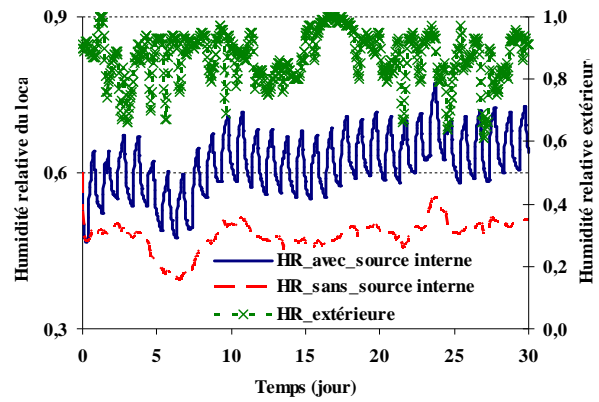


Figure 3. 53: Variation de l'humidité relative du local pour les cas avec et sans prise en compte de la source intérieure du local pour les conditions climatiques en hiver.

C. Comparaison des modèles Th et HAM

Les figures 3.54 et 3.55 montrent la variation de la température opérative et de l'humidité relative du local en fonction des modèles utilisés.

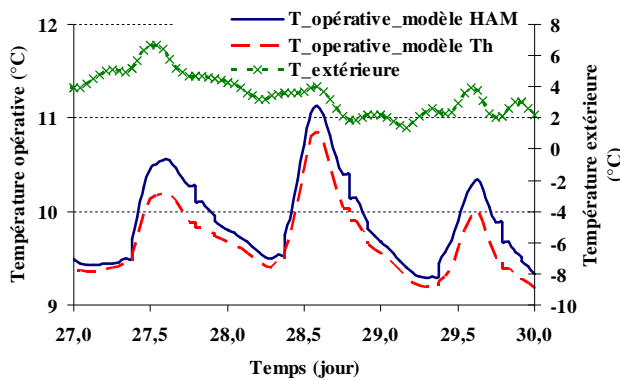


Figure 3. 54 : Variation de la température opérative du local pour les modèles HAM et Th en hiver.

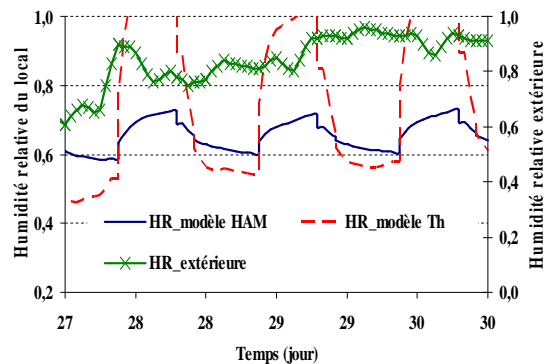


Figure 3. 55 : Variation de la température opérative du local pour les modèles HAM et Th en hiver.

On note que la température opérative du modèle HAM est plus grande que celle du modèle Th à cause de la chaleur de sorption due à la prise en compte du transfert de l'humidité dans le modèle HAM. La différence de la température opérative pour les deux cas est considérable avec une valeur maximale de 0,6°C. La température opérative moyenne du local pendant un mois est de 9,22°C pour le modèle HAM et de 8,96°C pour le modèle Th soit une différence relative de 2,8%.

En ce qui concerne l'évolution temporelle de l'humidité relative du local, il est noté que son amplitude pour le modèle Th est beaucoup plus grande que celle du modèle HAM. La valeur moyenne de l'humidité relative du local pour le modèle HAM est de 61,8% comparée à 75,5 % pour le modèle Th soit une différence de 14,7%. Ce qui montre l'importance de la prise en compte des transferts couplés de l'humidité et de la chaleur sachant que le béton de chanvre permet d'atténuer la variation de l'humidité relative du local par son pouvoir absorbant de l'humidité.

D. Etude de l'influence des composants de la paroi

Nous avons choisi une paroi triple couche dont l'enduit intérieur est soit en chanvre-chaux ou en mortier normal. On considère les deux configurations suivantes:

- M_Chanvre_M : la paroi triple couche est constituée par deux couches de mortiers normaux à l'extrémité et d'une couche en béton de chanvre à l'intérieur.
- M_Chanvre_Chaux de chanvre : identique à la configuration M_Chanvre_M à l'exception de la couche d'enduit intérieure qui est en chanvre-chaux au lieu du mortier normal.

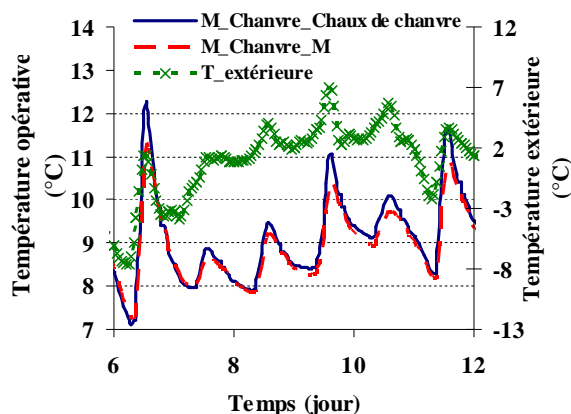


Figure 3.56 : Variation de la température opérative du local pour les configurations étudiées en hiver.

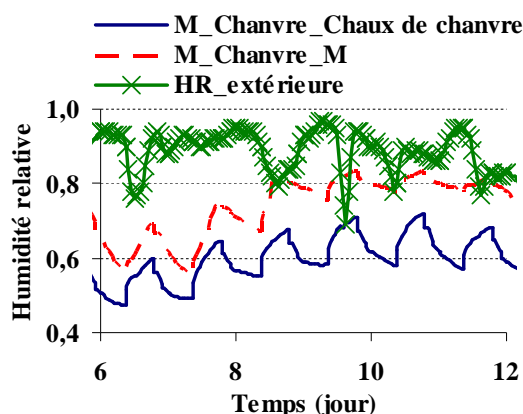


Figure 3.57 : Variation de l'humidité relative du local pour les configurations étudiées en hiver.

Les figures 3.56 et 3.57 présentent la variation de la température opérative et de l'humidité relative du local pour les deux configurations. On note que le profil de température du cas M_Chanvre_Chaux de chanvre est supérieur à celui du cas M_Chanvre_M avec une différence maximale de 2,1°C du fait que la conductivité thermique de l'enduit chanvre-chaux est inférieure à celle du mortier normal et que son coefficient de diffusion d'humidité est plus élevé. En ce qui concerne l'humidité relative du local, elle est plus élevée pour la configuration M_Chanvre_M que pour la configuration M_Chanvre_Chaux de chanvre puisque le pouvoir de sorption de l'humidité de l'enduit chanvre-chaux est supérieur à celle de mortier normal. Lorsqu'on passe de la configuration M_Chanvre_M à M_Chanvre_Chaux de chanvre, l'humidité relative moyenne du local varie de 75,2 à 61,8%.

3.4.3 Etude du comportement hygrothermique d'un local chauffé

A. Influence de la programmation de chauffage

La température opérative du local non climatisé en hiver étant très faible, il est nécessaire d'utiliser un chauffage pour maintenir la température opérative du local à une valeur choisie (la température de consigne). Une des manières les plus faciles de limiter les coûts du chauffage est de régler le thermostat à quelques degrés de moins que d'habitude pendant la nuit, ce qui nous permettra de réduire la consommation énergétique. Toutefois on ne ferme pas le chauffage complètement lorsque on quitte le bureau, ce qui risque de faire chuter la température intérieure au niveau de celle à l'extérieur et nécessitera plus de temps pour réchauffer. Afin d'étudier l'influence de la programmation du chauffage sur la consommation, on va considérer deux types de configurations :

- La température de consigne est de 19°C de 7h à 18h pendant la période occupée puis elle est diminuée pour la période non occupée.

- La température de consigne est de 20°C au lieu de 19°C pendant la période occupée.

On note que T@A°C;B°C signifie que la température de consigne est égale à A°C de 7h à 18h et à B pour le temps qui reste. La température de consigne de 19°C est activée à 7h du matin avec une heure avant le temps d'occupation pour laisser le temps au local de se chauffer. Dans la simulation, la température opérative du local est régulée à la valeur de la température de consigne utilisant un régulateur PI²⁴.

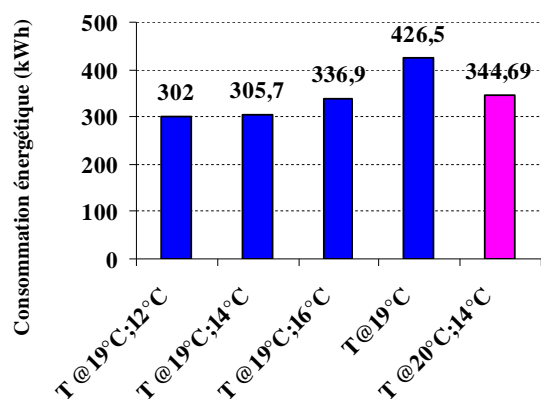


Figure 3. 58 : Consommation énergétique pour les différentes programmations de chauffage.

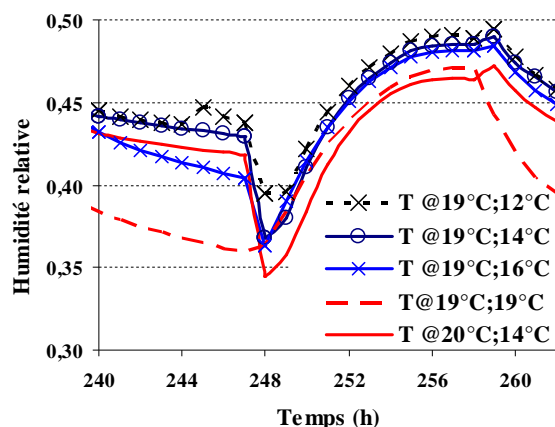


Figure 3. 59: Variation de l'humidité relative du local pour les différentes programmations de chauffage.

La figure 3.58 montre les consommations énergétiques pour les différentes programmations de chauffage. Lorsqu'on passe d'une température de consigne pendant la période inoccupée de 19°C à 16 ; 14 et à 12°C, la consommation est réduite de 20 % ; 28% et 29,1% respectivement. Quand on passe de 14°C à 12°C, la consommation change peu avec une différence de 1,2% de la consommation énergétique. En ce qui concerne la température de consigne pendant la période occupée, on peut réduire de 12,75 % l'énergie consommée en diminuant la température de consigne de 20°C à 19°C pour les cas T@20°C;14°C et T@19°C;14°C. Cette influence est vraiment considérable.

	T @19°C;12°C	T @19°C;14°C	T @19°C;16°C	T @19°C;19°C	T @20°C;14°C
HR_min	0,29	0,25	0,27	0,27	0,27
HR_max	0,52	0,53	0,51	0,50	0,70
HR_moyenne	0,42	0,42	0,41	0,39	0,41

Tableau 3. 10: Récapitulatif des résultats obtenus pour les différentes programmations du chauffage.

La figure 3.59 montre l'humidité relative du local en fonction des différents programmes de chauffage. Il est noté que pendant la nuit, l'humidité relative du local pour le cas T@19°C;19°C est la plus petite tandis que celle du cas T@19°C;12°C est la plus élevée parce que la température opérative du local est plus faible pendant la nuit.

²⁴ Le régulateur PI (action proportionnelle-intégrale) est une combinaison d'un régulateur P et d'un régulateur I.

Le récapitulatif des résultats est montré dans le tableau 3.10. Il est noté que l'humidité relative minimale a lieu à 7h du matin où la température de consigne est programmée à 19°C ou à 20°C.

B. Influence du taux de ventilation

Pour réduire les consommations énergétiques, il faut aussi limiter les pertes par ventilation en réduisant autant que possible les débits de ventilation pendant les périodes de chauffe. La ventilation doit toutefois permettre d'obtenir une qualité d'air suffisante, de façon à assurer la santé et le confort des occupants. Il est important de préciser que les besoins de ventilation hygiénique varient en fonction du taux d'occupation (nombre des personnes et durée d'occupation) et de l'activité. Généralement, il n'est pas nécessaire de ventiler des locaux non occupés comme le bureau où les activités ont lieu dans la journée. Dans ce qui suit, nous montrons l'importance de programmer les chauffages en fonction des besoins par une régulation pertinente des débits de ventilation sachant que la plupart des systèmes de ventilation mécanique sont équipés d'un régulateur de débit manuel.

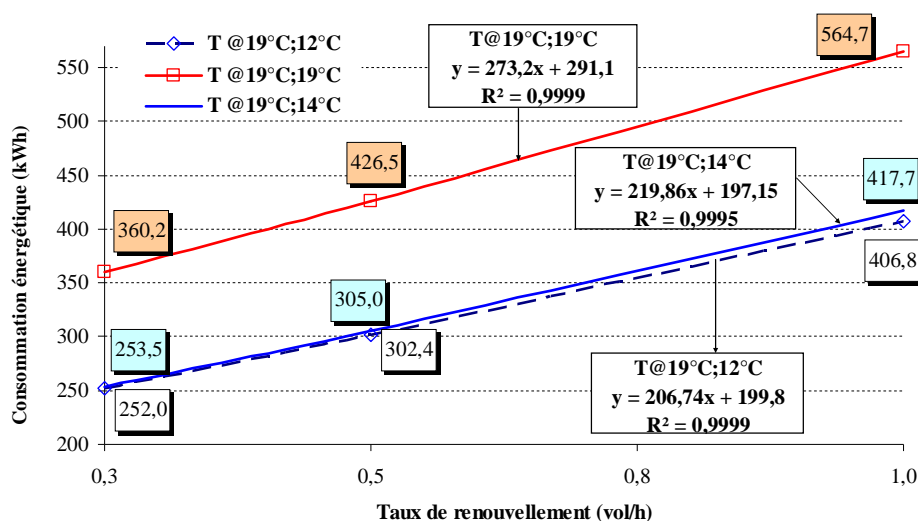


Figure 3.60 : Variation des consommations énergétiques en fonction du taux de renouvellement d'air.

La figure 3.60 montre la variation des consommations énergétiques en fonction du taux de renouvellement d'air pour des différentes programmations de chauffage. Tout d'abord on note que plus le taux de ventilation est grand, plus la consommation énergétique augmente de manière linéaire. La pente des courbes linéaires des cas T@19°C;19°C, T@19°C;14°C et T@19°C;12°C qui sont de 273,2 ; 219,86 et 206,74 respectivement montre que la vitesse d'augmentation du cas du chauffage permanent à 19°C est la plus importante. En plus, les droites des programmations T@19°C;14°C et T@19°C;12°C sont très proches avec une différence maximale de 2,63 % pour un taux de ventilation de 1 vol/h.

La figure 3.61 et le tableau 3.11 représentent la variation de l'humidité relative du local et le récapitulatif des résultats obtenus en fonction de taux de renouvellement d'air pour la programmation T@19°C;14°C. Plus le taux de renouvellement d'air est grand, plus l'humidité relative du local est faible du fait que plus air sec dû à la ventilation augmente. A titre d'exemple pour le 20^{ème} jour, l'humidité relative varie de 38,9% à 54,7% pour un taux de 0,25 vol/h tandis qu'elle varie de 31,6 à 38,9 % pour un taux de 1 vol/h. Lorsque le taux de ventilation varie de 0,25 vol/h à 0,5 ou à 1 vol/h l'humidité relative moyenne du local varie de

49% à 42 et à 38% respectivement. Dans le tableau 3.11 on représente aussi le nombre d'heures pour lesquelles l'humidité relative du local est inférieure à 30 % en fonction du taux de ventilation. Lorsque le taux de ventilation varie de 1 vol/h à 0,25vol/h le nombre d'heures où l'humidité relative est inférieure à 30% passe de 35 à 0 heure.

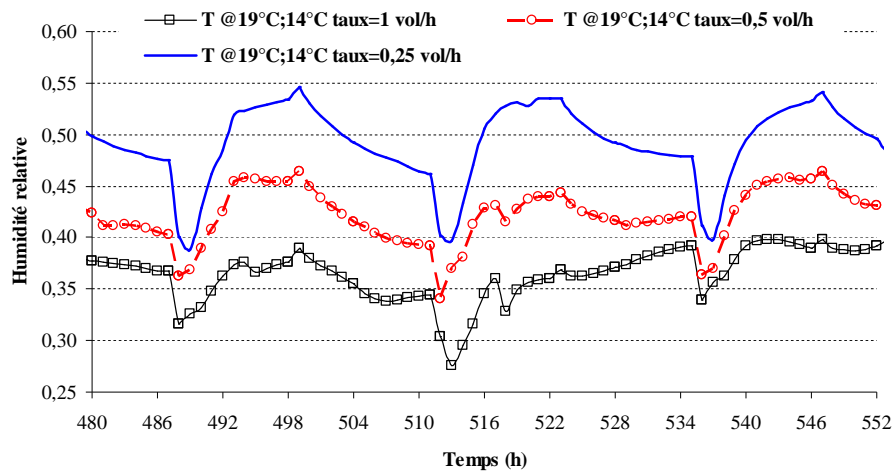


Figure 3. 61 : Variation de l'humidité relative du local en fonction du taux de renouvellement d'air et pour la programmation du chauffage T@19°C;14°C.

	T @19°C;14°C taux=1 vol/h	T @19°C;14°C taux=0,5 vol/h	T @19°C;14°C taux=0,25 vol/h
HR_min	0,25	0,25	0,33
HR_max	0,48	0,53	0,58
HR_moyenne	0,38	0,42	0,49
Nombre heure (HR<30 %)	35	4	0,0

Tableau 3. 11 : Récapitulatif des résultats obtenus.

On a montré que la diminution du taux de ventilation permet de réduire les consommations énergétiques. En plus, il faut éviter un débit trop important pour ne pas descendre sous le seuil de 30% d'humidité relative sachant qu'il y a inconfort en dessous de 30% d'humidité relative de l'air (Wolfgang, 2000). En réalité, la régulation peut également être contrôlée par une sonde mesurant le taux d'humidité, la concentration en CO₂.... Afin de réduire davantage les consommations énergétiques, l'idée est donc de réguler le débit d'air en fonction de l'humidité relative du local et des besoins: c'est la ventilation hygroréglable qui sera étudiée en détail dans la suite.

3.4.4 Etude de la combinaison de la capacité de sorption de la paroi en béton de chanvre avec la ventilation hygroréglable

Dans une habitation traditionnelle, un taux de renouvellement d'air de 0,5 à 1 volume par heure à une pression de 50 Pa suffit pour maintenir une humidité suffisamment basse pour éviter les problèmes de condensation et de dégradation des composants du bâtiment. Dans une maison passive telle la maison en béton de chanvre, ces problèmes ne se posent pas puisque

les surfaces intérieures des parois sont trop chaudes pour qu'il y ait condensation, même avec une humidité relative de 60%²⁵.

Dans une maison en béton de chanvre, le taux de renouvellement de l'air peut donc être inférieur à celui d'une maison traditionnelle. On considère qu'un taux de renouvellement de 0,25 à 0,5 vol/h est suffisant. La combinaison entre la capacité de régulation hygrothermique des matériaux et la ventilation permet de maintenir une bonne qualité d'air en gardant un taux d'humidité confortable (Fang et al., 1998; Fang et al., 1999). Cela épargne également de l'énergie puisque le débit d'air doit être moins élevé et les installations de ventilation moins puissantes (Jokisalu et al., 2002 ; Afshari et al., 2003 ; Woloszyn et al., 2009 ; Juslin et al., 2009; Osanyintola et al.,2006). Woloszyn (2009) a montré que la combinaison des matériaux de pouvoir absorbant élevé avec la ventilation hygroréglable permet de réduire de 12-17% la consommation énergétique en période hivernale en réduisant de 30 à 40 % le taux de ventilation.

A. Etude de la performance de ventilation hygroréglable

Afin de choisir le meilleur programme de la ventilation hygroréglable, nous allons considérer trois stratégies de ventilation dans cette partie comme montré dans le tableau 3.12.

Stratégie de ventilation	Description
SV1	Le taux de ventilation est constant et de 0,5 vol/h toute la journée
SV2	La ventilation est hygroréglable toute la journée (la figure 3.62)
SV3	La ventilation est hygroréglable comme SV2 de 7h à 18 h et après le taux est constant de 0,25 vol/h.

Tableau 3. 12 : Les stratégies de ventilation étudiées.

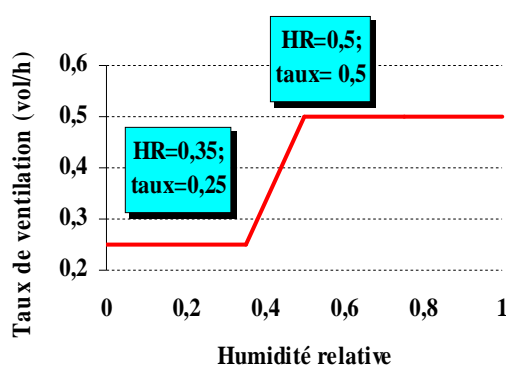


Figure 3. 62 : Taux de ventilation en fonction de l'humidité relative.

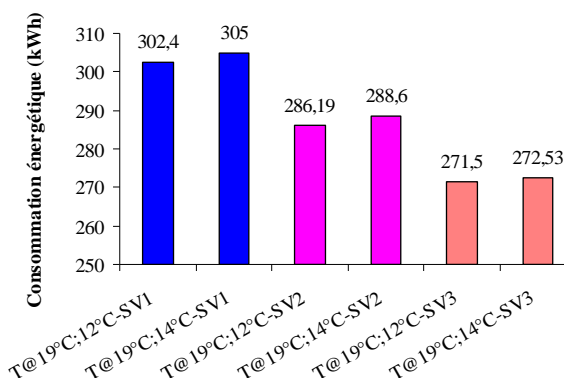


Figure 3. 63 : Consommations énergétiques en fonction des stratégies de ventilation.

La figure 3.62 représente le taux de renouvellement d'air en fonction de l'humidité relative du local pour la ventilation hygroréglable tandis que la figure 3.63 montre les consommations énergétiques en fonction des stratégies pour deux programmations de chauffage T@19°C;14°C et T@19°C;12°C. Tout d'abord, on note que la consommation énergétique de SV3 est la plus petite. Elle réduit l'énergie consommée de 5,8% et de 11,9%

²⁵ <http://www.lamaisonpassive.be/ventilation>

par rapport aux stratégies SV2 et SV1 et pour la programmation T@19°C;14°C. Pour le cas de T@19°C;12°C elles sont de 5,4% ; 11,38% respectivement. Pour la stratégie de ventilation SV3, les consommations énergétiques des deux cas T@19°C;14°C et T@19°C;12°C sont très proches avec une différence de 0,56 %.

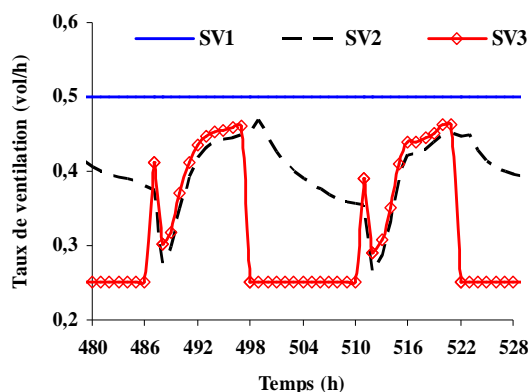


Figure 3. 64 : Taux de ventilation en fonction du temps pour la programmation T@19°C;14°C.

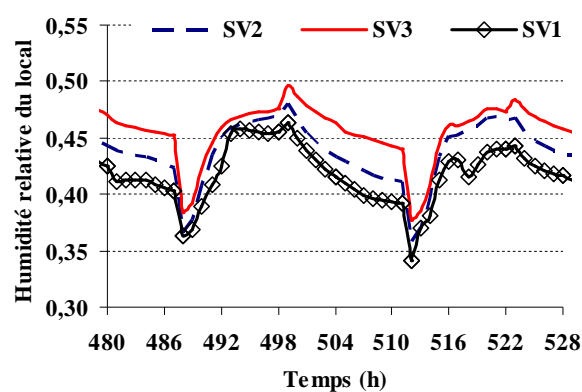


Figure 3. 65 : Variation de l'humidité relative en fonction du temps pour les trois stratégies.

La réduction des consommations énergétiques de la stratégie SV3 est due au faible taux de renouvellement d'air par rapport aux autres cas. La variation de l'humidité relative pour les trois stratégies est montrée dans la figure 3.65 tandis que sa valeur moyenne est représentée dans le tableau 3.13. Elles sont de 0,33 ; 0,4 et 0,5 vol/h pour les SV3 ; SV2 et SV1 respectivement. Le débit de ventilation du SV3 pendant la période d'occupation est légèrement plus élevé que celui de SV2 du fait que l'humidité relative du local de la stratégie SV3 est plus grande que les autres comme montré dans la figure 3.64 et dans le tableau 3.13.

	SV1	SV2	SV3
<i>HR_min</i>	0,25	0,32	0,34
<i>HR_max</i>	0,53	0,53	0,54
<i>HR_moyenne</i>	0,42	0,44	0,46
<i>Taux de renouvellement moyen</i>	0,50	0,4	0,33

Tableau 3. 13 : Récapitulatif des résultats pour le cas T@19°C;14°C.

Comme la stratégie de ventilation influence l'air ambiant, il est donc intéressant de connaître l'interaction entre la surface intérieure des parois et l'air du local. Tout d'abord, on considère la paroi Ouest où les variations de la température et de la teneur en eau de la surface intérieure sont montrées dans les figures 3.66 et 3.67. Pour les trois stratégies, la température de surface varie peu pendant la journée tandis que pendant la nuit celle de la SV3 est la plus élevée car le taux de ventilation est le plus faible. En ce qui concerne la teneur en eau à la surface, son augmentation pendant la journée et sa diminution pendant la nuit pour toutes les stratégies de ventilation signifient que le phénomène d'adsorption a lieu en journée et le phénomène de désorption a lieu la nuit. Cela s'explique par le fait que pendant la nuit la température de la surface intérieure de la paroi est supérieure à celle du local et donc la pression partielle de la vapeur à la surface de la paroi est plus élevée.

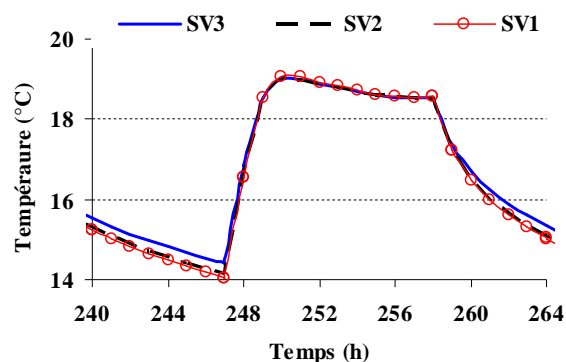


Figure 3. 66 : Température de la surface intérieure de la paroi Ouest .

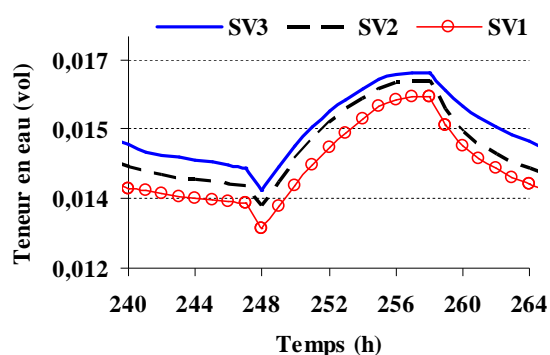


Figure 3. 67 : Teneur en eau de la surface intérieure de la paroi Ouest.

Stratégie de ventilation	Parois	Quantité de vapeur d'adsorption totale (g)	Quantité de vapeur de désorption totale (g)	Chaleur dégagée totale (Wh)	Chaleur absorbée totale (Wh)
SV3	Plafond	5545,4	-3261,9	3851,0	-2265,2
	Paroi_Nord	2850,2	-2019,6	1979,3	-1402,5
	Paroi_Est	3585,7	-2537,4	2490,1	-1762,1
	Paroi_Ouest	3908,3	-2291,9	2714,1	-1591,6
Total pour le local		15889,6	-10110,8	11034,5	-7021,4
SV2	Plafond	5910,9	-4144,4	4104,8	-2878,1
	Paroi_Nord	3044,5	-2498,7	2114,2	-1735,2
	Paroi_Est	3805,6	-3123,4	2642,8	-2169,0
	Paroi_Ouest	4169,1	-2920,3	2895,2	-2028,0
Total pour le local		16930,1	-12686,9	11757,0	-9768,3
SV1	Plafond	6005,1	-5523,8	4170,2	-3836,0
	Paroi_Nord	3022,9	-3245,8	2099,2	-2260,0
	Paroi_Est	3778,6	-4068,1	2461,8	-2825,1
	Paroi_Ouest	4102,8	-3910,5	2849,1	-2715,6
Total pour le local		16909,3	-16748,2	11580,3	-11636,7

Tableau 3. 14 : Quantité de vapeur d'adsorption, de désorption et le flux de chaleur lié au changement de phase pour toutes les parois du local²⁶.

Le tableau 3.14 montre les quantités de vapeur adsorbée et désorbée pendant un mois pour toutes les parois ainsi que la chaleur dégagée ou absorbée. Sachant que la nuit le local n'a pas besoin de chauffage, le phénomène de sorption permet de réduire la consommation énergétique pendant la période d'occupation. L'énergie dégagée par adsorption dans les parois est de 11,034 kWh pour SV3 et très proche de celles de SV1 et SV2 qui sont de 11,58 et 11,757 kWh ce qui est l'équivalent de 4 % de l'énergie de chauffage dans le cas de SV3.

Nous avons démontré que la combinaison entre une ventilation hygroréglable et la capacité de sorption de la vapeur des parois non seulement permet d'assurer le confort dans le local mais aussi de réduire les consommations énergétiques.

²⁶ Le phénomène de sorption n'a pas lieu pour le plancher et la vitre dans notre cas étudié.

B. Etude de la performance de ventilation hygroréglable dans le cas d'une chambre à coucher

Nous avons montré l'importance des stratégies de chauffage et de ventilation sur la consommation énergétique d'un bureau standard. En réalité, le béton de chanvre peut être utilisé dans une maison où sa capacité de régulation hygrothermique joue un rôle important afin d'assurer le confort dans le local. Dans cette partie, on va étudier la performance hygrothermique du béton de chanvre d'une chambre à coucher dont le plan est le même que la partie précédente. Elle a une surface de 20 m² et de 2,85m de hauteur. Elle est occupée par deux personnes de 22 h le soir à 7 h du matin. En période d'occupation, les apports internes sont donc de 160W et de 142 g/h de vapeur. La stratégie de chauffage T@19,14°C est utilisée (malgré qu'une température de 16°C est préférable) dans laquelle la température opérative de la chambre est chauffée à 19°C de 22h à 7h. La simulation est effectuée pour les trois stratégies de ventilation SV1, SV 2 et SV3 où le taux de ventilation est hygroréglable comme SV2 de 22h à 7 h et après il est constant et égal à 0,25 vol/h. Afin de connaître l'influence de la température de consigne sur la consommation énergétique, les trois températures de consigne de 18, 17 et 16°C sont utilisées pour la stratégie de ventilation SV3.

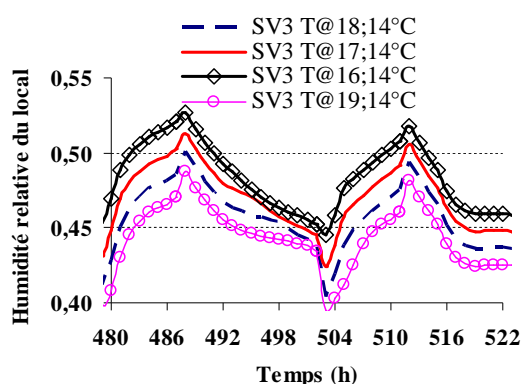


Figure 3. 68 : Variation de l'humidité relative pour la SV3 en fonction de la température de consigne.

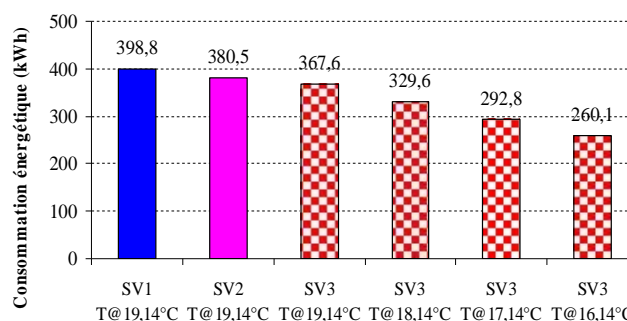


Figure 3. 69 : Consommations énergétiques en fonction des stratégies de ventilation et de la température de consigne.

La figure 3.68 montre la variation de l'humidité relative du local pour la SV3 en fonction de la température de consigne. Lorsqu'on passe d'une température de consigne de 19°C à 18 ; 17 ou à 16°C l'humidité relative moyenne augmente de 45% à 46 ; 47 et à 48%. En comparant les trois stratégies de ventilation pour le cas d'une température de consigne de 19°C, l'humidité relative du local varie entre (31 ; 49%) ; (34 ; 51%) et (36 ; 52%) pour les stratégies SV1, SV2 et SV3 respectivement. En ce qui concerne la consommation énergétique, elle est représentée dans la figure 3.69. Dans le cas d'une chambre à coucher, la SV3 permet de réduire la consommation de 8,5% et 3,5% comparée à la SV1 et SV2. Pour la même SV3, la réduction de la température de consigne de 19°C à 18°C permet une économie d'énergie de 10% et celle-là peut atteindre 41% lorsque la température de consigne est réglée à 16°C. Dans le cas d'une chambre à coucher pour les adultes, la température de consigne conseillée est de 16°C à 18°C²⁷.

C. Etude de la sensibilité de la ventilation hygroréglable

Le résultat a confirmé l'efficacité de la stratégie de ventilation SV3 non seulement sur la consommation énergétique mais aussi le confort dans le local. Le taux de ventilation de la

²⁷ http://www.energieplus-lesite.be/energieplus/page_10993.htm

stratégie SV3 utilisée pour la simulation varie entre 0,25 vol/h et 0,5 vol/h selon l'humidité relative du local. Le choix d'un taux de 0,25 vol/h a pour objectif de garder l'humidité relative intérieure au-dessus de 30%. Concernant le seuil supérieur de la stratégie SV3, un taux supérieur à 0,5 peut être demandé selon les besoins et les conditions hygiéniques. Afin d'étudier l'influence du seuil du taux de la ventilation hygroréglable, on compare dans cette partie la SV3 avec les stratégies SV4 et SV5 qui sont représentées dans la figure 3.70. La simulation est effectuée avec un bureau standard comme les parties précédentes.

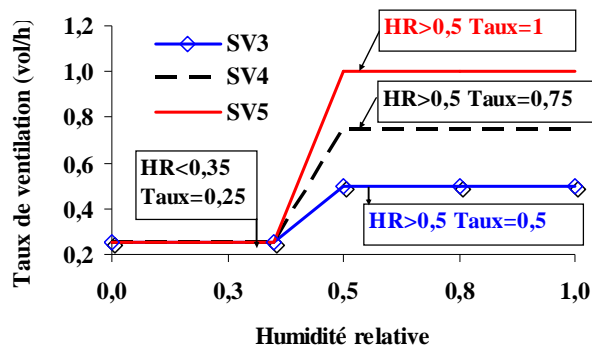


Figure 3. 70 : Description des stratégies de ventilations SV3, SV4 et SV5.

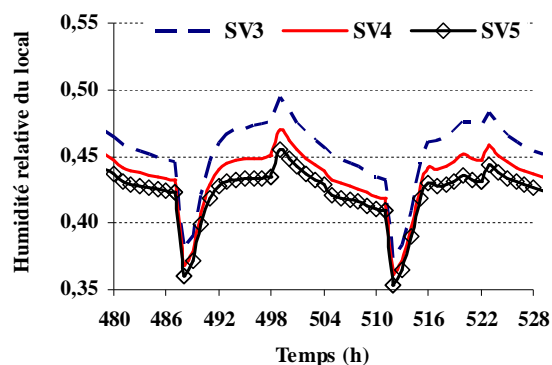


Figure 3. 71 : Variation de l'humidité relative du local.

La figure 3.71 montre la variation de l'humidité relative du local pendant 2 jours et le récapitulatif des résultats obtenus est montré dans le tableau 3.15. L'humidité relative de SV3 est la plus grande et celle de SV5 est la plus faible. Ceci s'explique par la variation du taux de ventilation comme montré dans la figure 3.72. Pendant la période d'occupation, le taux de ventilation de SV5 au 22^{ème} jour varie entre (0,3; 0,67 vol/h) comparé à (0,3; 0,58) et à (0,3; 0,46) respectivement. Il est noté aussi que l'humidité relative du local de SV5 est la plus stable pendant dans la journée du fait que plus de quantité de l'air humide est remplacée par l'air sec extérieur.

En ce qui concerne la consommation énergétique, elle est montrée dans la figure 3.73. Celle de SV3 est inférieure à celles de SV4 et SV5 de 5,3% et de 9% respectivement puisque le taux de ventilation moyen pendant la période d'occupation augmente de 0,41 à 0,52 et à 0,60 respectivement comme indiqué dans le tableau 3.15.

	SV3	SV4	SV5
<i>HR_min</i>	0,34	0,33	0,32
<i>HR_max</i>	0,54	0,51	0,50
<i>HR_moyenne</i>	0,45	0,44	0,43
<i>Taux max (vol/h)</i>	0,5	0,8	0,9
<i>Taux de ventilation moyen (vol/h)</i>	0,33	0,38	0,41
<i>Taux de ventilation moyen pendant la période d'occupation (vol/h)</i>	0,41	0,52	0,6

Tableau 3. 15 : Récapitulatif des résultats obtenus.

La figures 3.74 et 3.75 représentent les flux de vapeur et le flux thermique échangés entre la paroi Ouest et l'ambiance intérieure. Pendant la journée, le flux de chaleur est positif indiquant que la chaleur est dégagée pendant le processus d'adsorption et il est négatif pendant la nuit. Plus le flux de vapeur est grand, plus la chaleur liée au changement de phase est importante. Pendant la période d'occupation, le flux de chaleur dégagé peut atteindre 15

W pour la SV3 tandis que pendant la nuit il est très faible. Le pic de désorption qu'on observe le matin est du à la diminution de l'humidité relative lorsque le taux de ventilation augmente à 7h du matin.

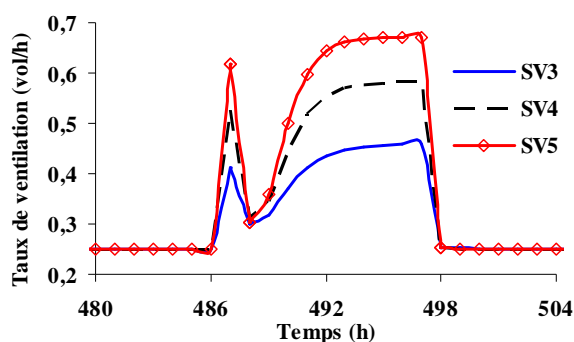


Figure 3. 72 : Variation du taux de ventilation pendant un jour.

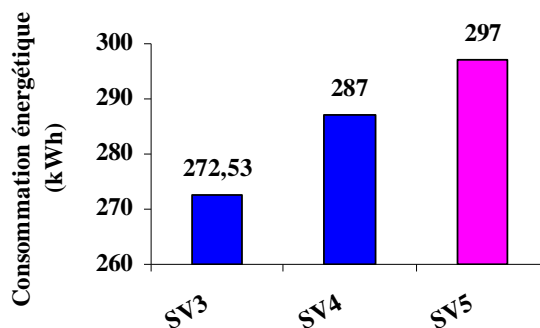


Figure 3. 73 : Consommations énergétiques en fonction de la stratégie de ventilation.

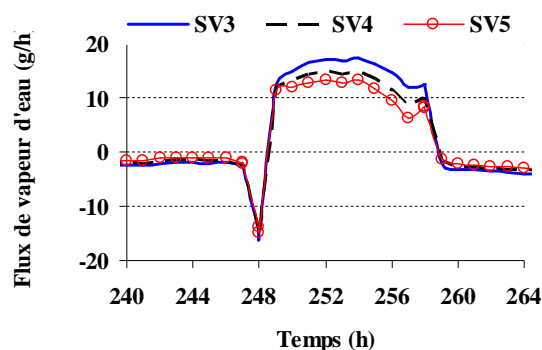


Figure 3. 74 : Flux de vapeur d'eau en fonction de la stratégie de ventilation.

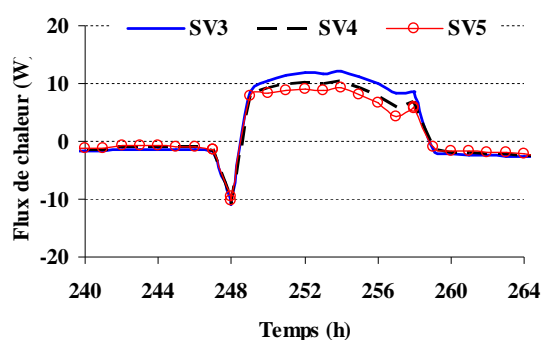


Figure 3. 75 : Flux de chaleur en fonction de la stratégie de ventilation.

	SV3	SV4	SV5
Flux de vapeur maximal (g/h)	21,6	20,3	19,5
Flux de vapeur minimal (g/h)	-17,9	-17,0	-16,5
Quantité de vapeur d'adsorption totale (g)	3908,3	3173,0	2728,7
Quantité de vapeur de désorption totale (g)	-2291,9	-2056,4	-1906,3
Flux maximale dégagé (W)	15,0	14,1	13,5
Flux minimal absorbé (W)	-12,4	-11,8	-11,5
Chaleur dégagée totale (Wh)	2714,1	2203,5	1894,9
Chaleur absorbée totale (Wh)	-1591,6	-1428,0	-1323,8

Tableau 3. 16 : Récapitulatif des résultats obtenus pour la paroi Ouest.

Le tableau 3.16 montre le récapitulatif des résultats obtenus. Pendant un mois de la simulation, la paroi Ouest a absorbé 3,91 ; 3,17 et 2,73 kg de vapeur d'eau pendant la période d'occupation pour les stratégies SV3, SV4 et SV5 et ceci s'accompagnant d'une chaleur dégagée de 2,7 ; 2,2 et 1,89 kWh respectivement. En ce qui concerne le flux de vapeur d'eau et le flux de chaleur dans les autres parois pour la SV3, il est montré dans les figures 3.76 et 3.77. Le flux de vapeur du plafond est le plus grand tandis que celui de la paroi Nord est le plus faible. Ceci s'explique par la surface effective des parois qui est de 20 m²

pour le plafond ; 11,4 m² pour la paroi Nord et 14,25 m² pour les parois Ouest et Est respectivement.

La quantité de vapeur échangée avec l'ambiance intérieure et le flux de chaleur généré lié au processus de sorption de toutes les parois sont montrés dans le tableau 3.17. En ce qui concerne la quantité de vapeur de sorption, les parois ont adsorbé au total 15889,6 ; 12847,5 et 11006,7 g pour les stratégies de ventilation SV3, SV4 et SV5 en s'accompagnant de 11,03 ; 8,92 et 7,64 kWh de chaleur dégagée respectivement. Ce qui montre que la différence entre les consommations énergétiques des trois stratégies sont principalement dues à la ventilation.

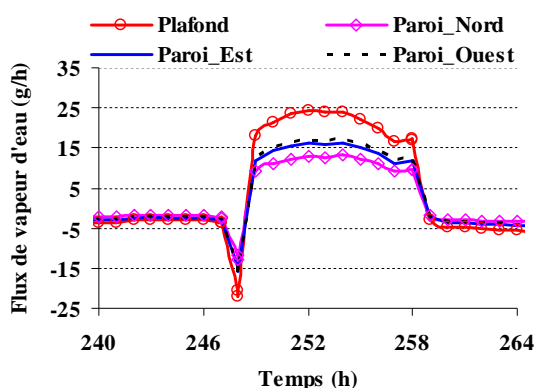


Figure 3. 76 : Flux de vapeur d'eau en fonction des parois du local pour la SV3.

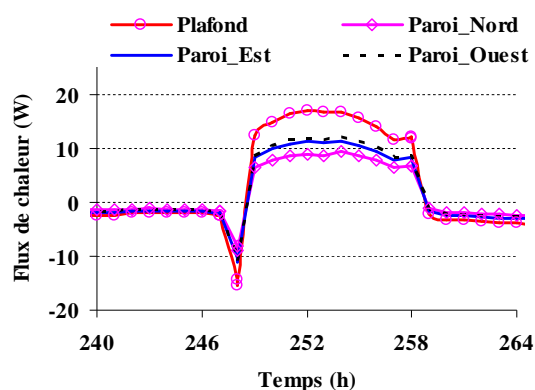


Figure 3. 77 : Flux de chaleur en fonction des parois du local pour la SV3.

Stratégie de ventilation	Quantité de vapeur d'adsorption totale (g)	Quantité de vapeur de désorption totale (g)	Chaleur dégagée totale (Wh)	Chaleur absorbée totale (Wh)
<u>SV3</u>	15889,6	-10110,8	11034,5	-7021,4
<u>SV4</u>	12847,5	-9127,8	8921,9	-6184,9
<u>SV5</u>	11006,7	-8499,8	7643,5	-5902,7

Tableau 3. 17 : Quantité de vapeur d'adsorption, de désorption et le flux de chaleur lié au changement de phase de toutes les parois du local²⁸.

Afin de comprendre l'importance de combinaison des matériaux hygroscopique avec la stratégies de la ventilation hygroréglable, on va étudier dans la suite la stratégie SV3 pour un local avec et sans prise en compte des transferts de l'humidité entre les parois et l'ambiance intérieure du local.

D. Etude de l'effet de la capacité hydrique des parois sur l'efficacité de la ventilation hygroréglable

Il s'agit de deux cas identiques de revêtements intérieurs différents : Sans et avec un revêtement hydrique.

- Revêtement perméable : le local contient des parois avec un enduit intérieur en chanvre-chaux de 2 cm (le cas de référence).

²⁸ Le phénomène de sorption n'a pas lieu pour le plancher et la vitre dans notre cas étudié.

- Revêtement imperméable: le local contient un revêtement imperméable bloquant les échanges massiques (par exemple, feuille mince d'Aluminium) entre les enduits intérieurs du local et l'ambiance intérieure.
- Sans revêtement : dans ce cas le local contient des parois en béton de chanvre en contact direct avec l'ambiance intérieure. Dans le modèle numérique, l'enduit intérieur en chanvre-chaux est remplacé par celui en béton de chanvre.

La simulation est réalisée avec les trois stratégies de ventilation SV3 ; SV4 et SV5 pour le programme de chauffage $T@19;14^{\circ}\text{C}$ et pour le même local étudié précédemment. La variation de l'humidité relative du local en fonction des cas étudiés pour la SV3 est représentée dans la figure 3.78. L'humidité relative du local avec le revêtement imperméable est la plus grande et celle du local sans revêtement est la plus faible. Cela s'explique par le fait que le phénomène de sorption n'a pas lieu pour le revêtement imperméable. Pour le cas sans revêtement, le béton de chanvre permet à la vapeur de diffuser mieux que la chaux en chanvre, l'humidité relative du local est donc plus faible. On note que pour les stratégies étudiées, plus l'humidité relative est grande et plus le taux de ventilation hygroréglable est important. Concernant la SV3, le taux de ventilation moyen pendant la période d'occupation varie de 0,4 ; 0,41 à 0,43 vol/h pour les cas sans revêtement ; avec et sans revêtement perméable respectivement (figure 3.79). Par conséquent, le cas sans revêtement permet de réduire la consommation énergétique de 287 kWh à 272,53 et à 261,79 kWh, soit une réduction de la consommation de 4% et de 8,8% par rapport aux cas avec revêtement perméable et imperméable respectivement. Il est noté que la consommation énergétique du cas sans revêtement est la plus faible puisque sa conductance est aussi plus faible que les autres cas.

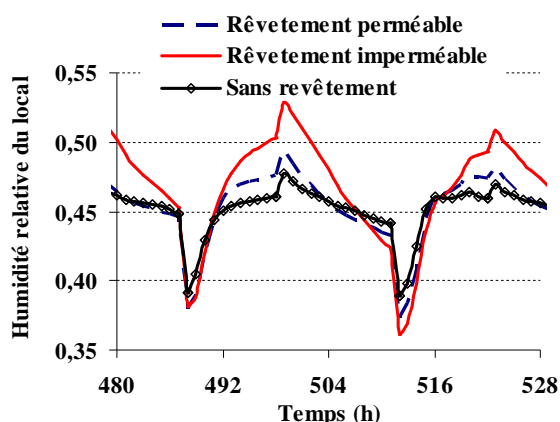


Figure 3. 78 : Variation de l'humidité relative en fonction des cas étudiés pour SV3.

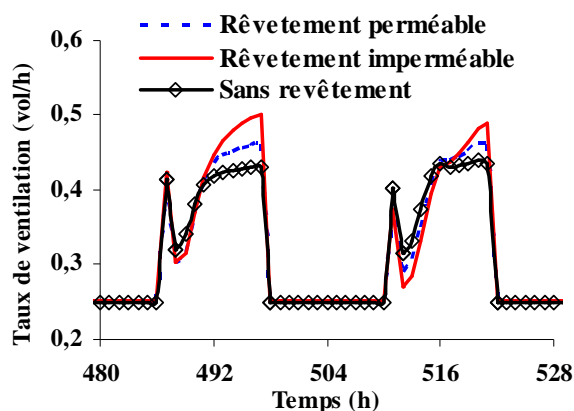


Figure 3. 79 : Variation du taux de ventilation en fonction des cas étudiés pour SV3.

En ce qui concerne la stratégie de ventilation SV4, lorsqu'on passe du cas sans revêtement au cas de revêtement perméable ou imperméable, la consommation diminue de 292,13 kWh à 287 et à 275,60 kWh soit une réduction de 4% ou de 6 % du fait que le taux de ventilation moyenne pendant la période d'occupation varie de 0,51 à 0,52 et à 0,54 vol/h (tableau 3.18). Pour la stratégie SV5, le cas sans revêtement permet de réduire la consommation de 3,7 et de 5,34 % comparé au revêtement perméable et imperméable. Il est intéressant de noter que plus le seuil supérieur de la stratégie de ventilation est grand, moins l'influence du revêtement imperméable sur la consommation énergétique est sensible.

En ce qui concerne l'humidité relative moyenne pendant la période d'occupation, elle est très proche pour les trois cas. Cependant le cas sans revêtement permet d'atténuer le mieux la variation d'humidité relative du local comme montré dans la figure 3.78. Le fait de laisser le

béton de chanvre en contact avec l'ambiance intérieure (cas sans revêtement) permet de mieux adsorber la vapeur et la quantité de vapeur adsorbée passe de 15899,6 g pour le revêtement en chaux-chanvre à 20923 g mais le rôle du revêtement est important du point de vue esthétique et pour protéger le béton des chocs.

Nous avons mis en évidence l'importance du revêtement et son influence sur la performance du bâtiment. Dans la partie suivante, on va étudier l'influence des conditions initiales sur le comportement hygrothermique d'un local sous des conditions climatiques réelles.

		Revêtement perméable	Revêtement imperméable	Sans revêtement
SV3	Taux moyen (vol/h)	0,41	0,43	0,40
	HR moyen	0,45	0,48	0,45
	Consommation (kWh)	272,53	287,00	261,79
SV4	Taux moyen (vol/h)	0,52	0,54	0,51
	HR moyen	0,44	0,45	0,44
	Consommation (kWh)	287,04	292,13	275,60
SV5	Taux moyen (vol/h)	0,60	0,59	0,59
	HR moyen	0,43	0,43	0,43
	Consommation (kWh)	297,33	301,90	286,57

Tableau 3. 18 : Taux de ventilation moyen, humidité relative moyenne pendant la période d'occupation et la consommation énergétique en fonction des cas étudiés pour différentes stratégies de la ventilation.

E. Etude de l'influence des conditions initiales des parois sur la performance de ventilation hygro réglable

Comme montré dans la partie précédente, l'influence des conditions initiales de la teneur en eau dans la paroi sur la performance hygrothermique est considérable et reste visible sur le long terme. Les conditions de la fabrication ou de préfabrication (le séchage dans l'usine, la mise en œuvre en place etc.) et les conditions extérieures comme la pluie battante sont des facteurs importants influençant les conditions initiales des parois. Dans cette partie, on considère trois cas:

- Local en état initial sec : L'humidité relative et la température initiales dans chaque couche de la paroi sont de 0 % et 20°C.
- Paroi en état d'équilibre : L'humidité relative et la température initiales dans chaque couche de la paroi sont de 50 % et 20°C .
- Paroi en état initial très humide : L'humidité relative et température initiales dans chaque couche de la paroi sont de 90 % et 20°C .

La figure 3.80 montre l'impact de la condition initiale sur le flux de vapeur d'eau à la surface intérieure de la paroi Ouest. Pour une condition initiale sèche, la paroi absorbe beaucoup plus la vapeur d'eau qu'elle la désorbe tandis que le phénomène de désorption de la vapeur a lieu toujours pour la condition initiale de HR=90%. Le tableau 3.19 représente la quantité de vapeur et de chaleur de sorption pendant un mois de l'hiver. La quantité de vapeur d'adsorption pour le cas HR_init=50% est de 15,9 kg comparé à 36,1 kg pour le cas sec et à 0

kg pour le cas HR_init=90% . En ce qui concerne la quantité de vapeur de désorption de la paroi, celle du HR_init=90% est 7,9 fois et 45 fois plus grande que celles de l'état d'équilibre et de l'état sec en passant de 79 kg à 10,1 kg et à 1,75 kg de vapeur respectivement.

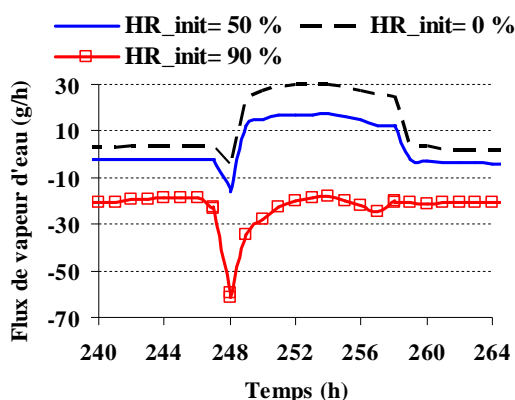


Figure 3. 80 : Flux de vapeur d'eau de sorption de la paroi Ouest en fonction des conditions initiales.

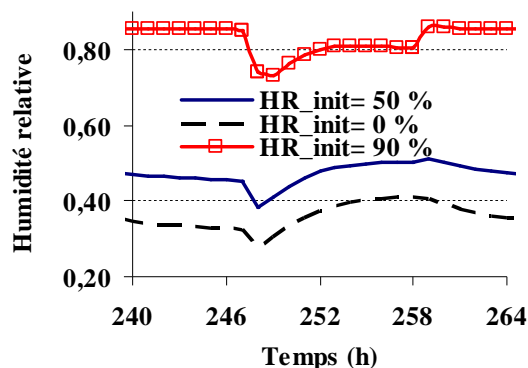


Figure 3. 81 : Humidité relative du local en fonction des conditions initiales.

	HR_init= 50 %	HR_init= 0 %	HR_init= 90 %
Quantité de vapeur d'adsorption totale (g)	15889,6	36128,2	0,0
Quantité de vapeur de désorption totale (g)	-10110,8	-1752,5	-79045,4
Chaleur dégagée totale (Wh)	11034,5	25089,0	0,0
Chaleur absorbée totale (Wh)	-7021,4	-1217,0	-54892,6

Tableau 3. 19 : Récapitulatif des quantités de vapeur et de chaleur de sorption pendant un mois de l'hiver.

L'humidité relative du local pour la condition sèche est très faible et très élevée pour le cas de condition initiale humide (figure 3.81). A titre d'exemple au 10^{ème} jour de la simulation, l'humidité relative varie entre (27,7 ;41%) et (38,5 ;51%) et (72,9 ;89%) pour les cas sec, équilibre et humide respectivement. La ventilation hygroréglable est donc très sensible aux conditions initiales. Le taux de ventilation pour la HR_int=90% atteint le seuil maximal pendant la période d'occupation (0,5 vol/h) tandis que celui pour le cas initialement sec est très faible. Par conséquent, les besoins de chauffage pour le cas humide sont beaucoup plus grands que ceux des autres cas. En ce qui concerne la consommation énergétique totale, plus la paroi est initialement humide plus la consommation est élevée. Elle est de 345 kWh pour la condition initiale humide , de 272,53 kWh pour la condition d'équilibre et de 239 kWh pour la condition initiale sèche soit une augmentation de 21 % et de 30,7 % respectivement. La croissance de l'énergie consommée lorsque la condition initiale est humide est due à la ventilation et à la conduction thermique.

F. Comparaison avec le béton cellulaire de même configuration

Dans cette partie, on va étudier le comportement hygrothermique d'un local en béton de chanvre avec celui d'un autre matériau auto isolant du génie civil : le béton cellulaire. Seulement la couche intérieure de la paroi multicouche en béton de chanvre est remplacée par le béton cellulaire tandis que les enduits ne changent pas. La simulation est effectuée pour la stratégie du chauffage T@19°C;14°C et de la ventilation SV3.

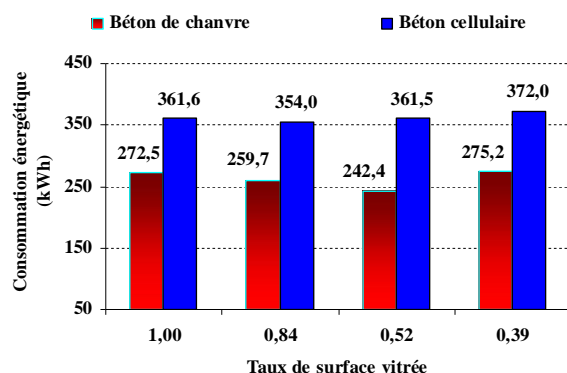


Figure 3.82 : Consommation énergétique en fonction du taux de surface vitrée de la façade Sud.

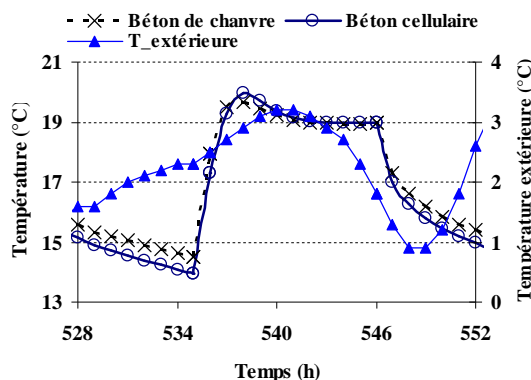


Figure 3.83 : Température opérative du local pour le cas de la façade Sud complètement vitrée.

La figure 3.82 montre les consommations énergétiques en fonction du taux de surface vitrée de la façade Sud pour les deux matériaux. Un taux de surface vitrée de 0,52 permet de réduire le mieux l'énergie consommée dans le cas du béton de chanvre tandis que pour le béton cellulaire, le taux est de 0,84 car il a une effusivité plus élevée. Ceci confirme l'importance de choisir une surface vitrée adéquate pour une maison à faible consommation énergétique. Comparé au béton cellulaire de même épaisseur, l'utilisation du béton de chanvre permet de réduire de 49 % les consommations énergétiques passant d'une consommation de 242,4 à 361,5 kWh. Cela s'explique par la conductivité thermique plus faible du béton de chanvre par rapport au béton cellulaire.

La figure 3.83 montre l'évolution temporelle de température opérative du local en béton de chanvre et celui en béton cellulaire pendant le 22^{ème} jour de la simulation. Pendant la nuit, la température opérative du local en béton de chanvre descend jusqu'à 14,5°C tandis que celle du béton cellulaire atteint 14°C du fait que le béton de chanvre est plus isolant que le béton cellulaire. Le chauffage donc fonctionne pendant la nuit pour le local en béton cellulaire afin de maintenir la température à 14°C et donc l'humidité relative du local est plus élevée. Dans la journée, la température opérative du local peut dépasser 19°C à cause de l'énergie solaire provenant de la fenêtre. La température du local en béton de chanvre est légèrement plus amortie car il a une diffusivité thermique plus faible.

Les figures 3.84 et 3.85 montrent la variation de l'humidité relative du local et du débit de ventilation pendant le 22^{ème} jour tandis que le tableau 3.20 montre le récapitulatif des résultats obtenus. Pendant la nuit, l'humidité relative du local en béton cellulaire est supérieure à celle du local en béton de chanvre puisque sa température est plus faible. Son humidité relative moyenne est de 46,95% comparée à 45,65% pour le cas du béton de chanvre. En ce qui concerne le taux de ventilation, le matin, il est plus faible pour le cas du béton de chanvre puis il tend vers une même valeur. Ceci s'explique par la variation de l'humidité relative du local dans la figure 3.85. La valeur moyenne du taux de ventilation pour le cas du béton de chanvre est de 0,317 comparé à 0,325 pour le béton cellulaire.

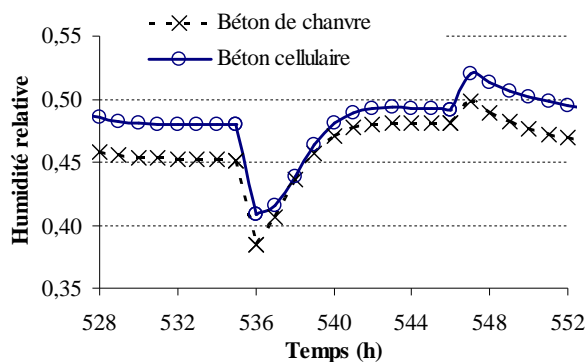


Figure 3. 84: Humidité relative du local de 22^{ème} jour pour un taux de surface vitrée totale.

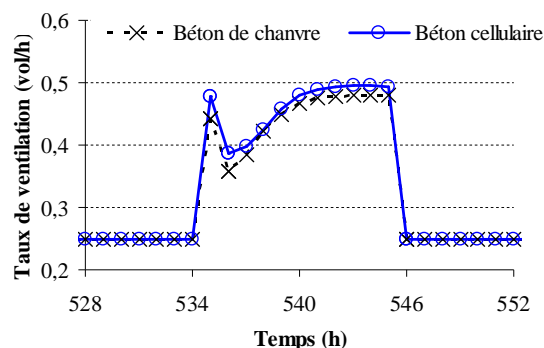


Figure 3. 85 : Taux de ventilation de 22^{ème} jour pour un taux de surface vitrée totale.

	Béton de chanvre	Béton cellulaire
<i>HR_min (%)</i>	34,10	35,17
<i>HR_max (%)</i>	53,89	56,10
<i>HR_moyenne (%)</i>	45,65	46,95
<i>Taux de ventilation moyenne (vol/h)</i>	0,317	0,325

Tableau 3. 20 : Récapitulatif des résultats obtenus pour le cas de la surface vitrée totale.

G. Comparaison avec un local de parois de mêmes conductances

Dans cette partie on compare le comportement d'une enveloppe en béton de chanvre à celui d'une enveloppe dont les parois extérieures ont la même résistance thermique équivalente. Le même local étudié précédemment est aussi utilisé. Les partitions intérieures sont en contact avec un espace chauffé à 19°C. Plusieurs configurations sont étudiées et comparées :

- Béton de chanvre : Toutes les parois extérieures, les partitions intérieures et le plafond sont en béton de chanvre (Mortier - Béton de chanvre - Enduit chanvre - chaux).
- Béton normal: Toutes les parois extérieures, les partitions intérieures et le plafond sont en béton normal avec de l'isolation en polystyrène (intérieure ou extérieure) pour les parois extérieures et le plafond.
- Configuration mixte : La paroi extérieure et le plafond sont en béton normal avec isolation extérieure ou intérieure et les enduits intérieurs sont en chanvre-chaux, les partitions internes sont en béton de chanvre.

La figure 3.86 représente les configurations étudiées dans lesquelles la valeur de U pour les parois externes est de 0,4 W/m²K respectant bien la RT 2005 . Les propriétés thermiques du polystyrène sont reprises du logiciel (WUFI) dans lequel la conductivité thermique, la chaleur spécifique et la masse volumique sont de 0,04 W.m⁻¹.K⁻¹ ; 1500 J.kg⁻¹.K⁻¹ et de 20 kg.m⁻³ respectivement. La simulation est effectuée pour la stratégie de chauffage T@19°C;14°C et la ventilation SV3.

La figure 3.87 montre les consommations énergétiques en fonction des configurations étudiées. Pour une même configuration, la consommation énergétique du cas avec isolation extérieure est plus faible que celui utilisant l'isolation intérieure avec une réduction de 31%

en configuration isolant-béton normal et de 16,3 % en configuration mixte. Cela s'explique par la réduction considérable des déperditions énergétiques liées aux ponts thermiques²⁹ du cas avec isolation intérieure (IBPSA world 2009). En ce qui concerne la configuration béton normal avec isolation extérieure, sa consommation est de 225 kWh comparée à 272,53 kWh (soit une différence de 21,12%) pour la configuration en béton de chanvre. Cette différence s'explique par la conductance des partitions intérieures qui sont de même épaisseur ce qui fait que la paroi en béton normal a une conductance thermique plus élevée et laisse passer plus de chaleur des chambres voisines. Ce qui signifie aussi qu'il faut dépenser plus d'énergie pour chauffer les locaux voisins dans le cas des partitions en béton normal et l'économie réalisée sera dépensée ailleurs.

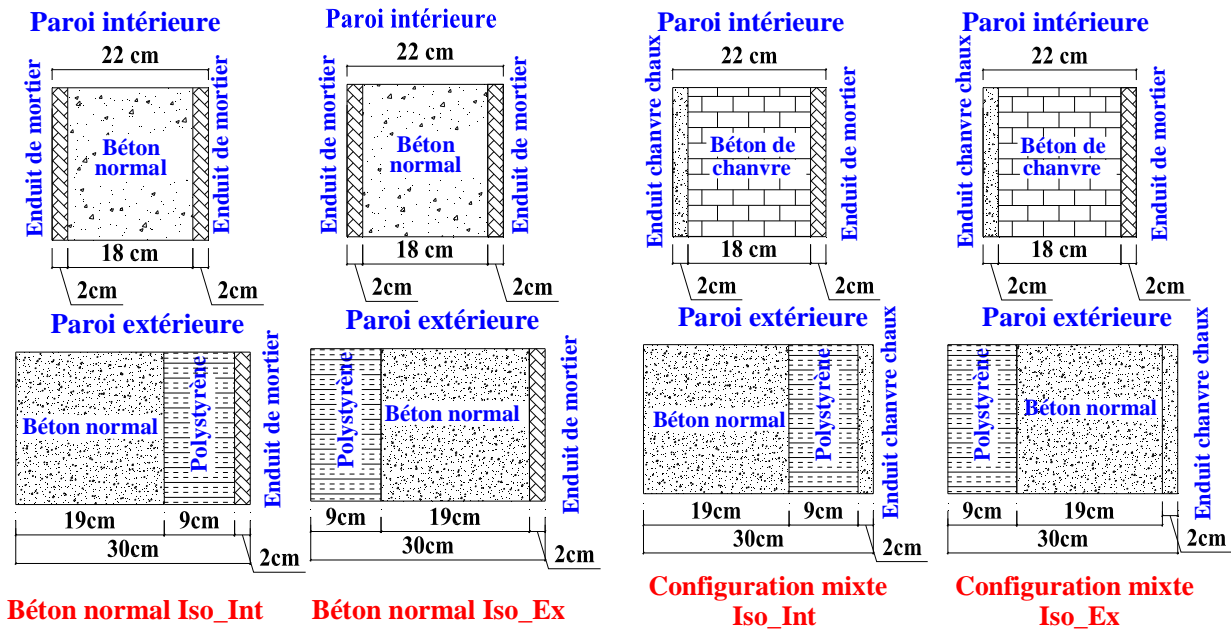


Figure 3. 86 : Schéma de la configuration mixte et des configurations en béton normal avec isolation intérieure ou extérieure.

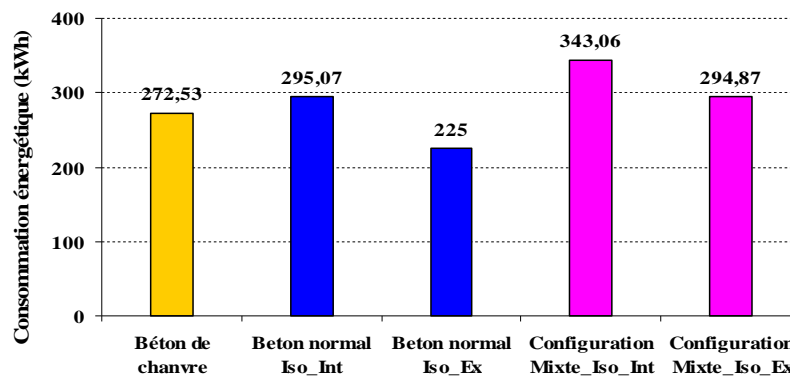


Figure 3.87: Consommation énergétique en fonction des configurations étudiées.

Pour éviter cette ambiguïté, on a comparé la configuration en béton de chanvre seul à la configuration mixte avec isolation extérieure, toutes les deux ayant les mêmes partitions. Pour ces deux cas, la configuration en béton de chanvre permet de réduire de 8,1% la consommation énergétique du fait de sa capacité hygroscopique malgré sa faible effusivité.

²⁹ <http://www.citemaison.fr>

La figure 3.88 montre la température opérative du local pour les deux configurations et on remarque que pendant la nuit, la température de la configuration en béton de chanvre est la plus faible car il stocke peu de chaleur pour la restituer pendant la nuit. Ce qui fait que le matin il faut une puissance plus élevée pour chauffer le local à 19°C. Cependant comme les parois ne stockeront pas beaucoup de chaleur, la température opérative augmente plus rapidement et au bout de 2 heures les besoins de chauffage des deux locaux deviennent égaux (figure 3.89).

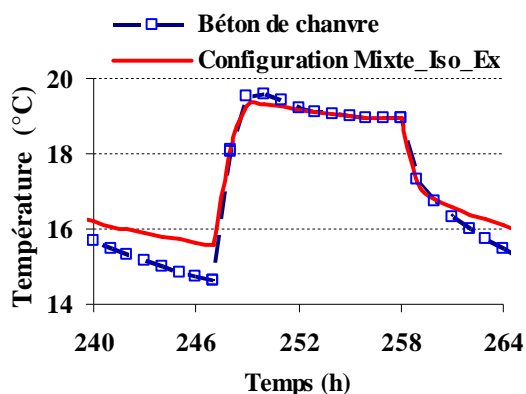


Figure 3.88: Température opérative en fonction des configurations étudiées.

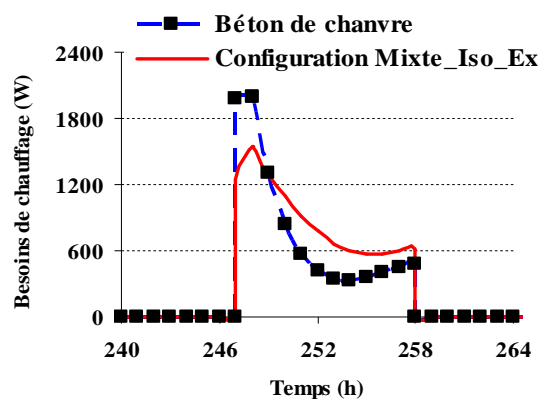


Figure 3.89: Besoins de chauffage en fonction des configurations étudiées pendant un jour.

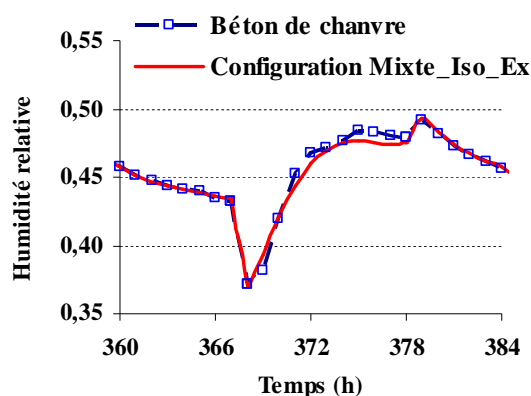


Figure 3.90: Taux de ventilation pour les deux configurations typiques.

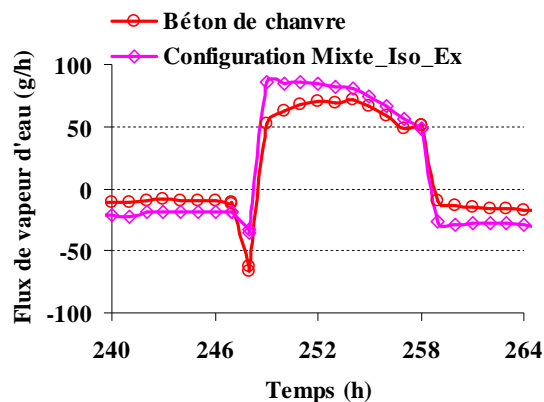


Figure 3.91: Flux de vapeur d'eau pour les deux configuration typiques.

En même temps, si on compare l'humidité relative des deux locaux, on remarque qu'elle est très proche la nuit et un peu plus grande pendant la journée pour le local en béton de chanvre malgré que la nuit sa température est plus faible et la journée la température est maintenue à 19°C (figure 3.90). Ceci s'explique par la figure 3.91 représentant le flux total de vapeur de sorption de toutes les parois Nord, Est, Ouest et le plafond. La valeur absolue du flux total de vapeur pour la configuration Mixte_Iso_Ex est toujours plus grande que celle en béton de chanvre puisque la température de surface intérieure des parois est plus grande pendant la nuit et plus faible pendant la journée. Il est noté que pendant la journée, les parois de la configuration Mixte_Iso_Ex peuvent adsorber 85,5 g/h de vapeur soit 40% de la vapeur dégagée par deux personnes dans ce local (enduit intérieur chanvre-chaux).

3.4.5 Conclusion

Dans ce qui a précédé, on a mis en évidence la performance de la ventilation hygroréglable d'un local en béton de chanvre dans un bureau standard et une chambre à coucher. L'influence des conditions initiales a été étudiée et nous avons montré que la ventilation n'a aucune efficacité dans le cas où les parois sont très humides. En plus, la performance du local en béton de chanvre a été confirmée en la comparant à la même configuration en béton cellulaire et à une configuration mixte béton de chanvre-béton normal et ceci pour des conditions hivernales. Dans la suite, le comportement hygrothermique sous des conditions caniculaires en été sera étudié en détail.

3.5 ETUDE DU COMPORTEMENT HYGROTHERMIQUE D'UN LOCAL SOUS DES CONDITIONS CLIMATIQUES CANICULAIRES EN ETE

Nous avons aujourd'hui de plus en plus souvent recours aux systèmes de climatisation pour rafraîchir nos maisons, alors que ces derniers demandent une grande consommation d'énergie et sont par conséquent anti-écologiques et chers. Comment garder la maison fraîche en été particulièrement en période caniculaire sans utiliser la climatisation? Un problème délicat à traiter est le confort d'été des bâtiments bien isolés car une fois que la chaleur est rentrée, elle ne ressort plus. Ainsi il faut employer plusieurs ruses pour limiter les apports de chaleur dans le bâtiment l'été. En hiver, on cherche les apports solaires externe et interne cependant en été, on les fuit. De plus, il ne s'agit pas de limiter la consommation de chauffage l'hiver pour se mettre à climatiser l'été. En été, pour réduire la température intérieure, on peut utiliser:

- Les protections solaires : afin d'éviter les rayons solaires directs, on peut installer des volets, des stores ou de protections intérieure et extérieure.
- La ventilation nocturne : l'air extérieur est introduit dans le bâtiment durant la nuit à des débits élevés. La structure du bâtiment est refroidie. En circulant, l'air est mis en contact avec la structure du bâtiment et la refroidit. Le froid ainsi accumulé durant la nuit permettra d'absorber les apports thermiques de la journée suivante³⁰.
- La peinture extérieure claire : On peut mettre des parois de teinte extérieure claire afin de réduire leur coefficient d'absorption de rayonnement solaire.

Les simulations sont réalisées avec le même bureau standard étudié précédemment dont les conditions initiales des parois et du local sont de 25°C et 50% de température et d'humidité relative. Ne disposant pas des conditions caniculaires réelles de Nancy, les conditions de Bordeaux ont été utilisées. La figure 3.92 représente la température et l'humidité relative extérieure d'un jour type de la période caniculaire à Bordeaux le 18 juillet 2006. La température peut atteindre 37,3°C la journée et n'atteint que 23°C pendant la nuit tandis que l'humidité relative extérieure varie de 24 à 74%. La figure 3.93 montre l'ensoleillement total sur une surface horizontale pendant la période simulée. En ce qui concerne les partitions internes, la température et l'humidité relative sont de 27°C et 50% respectivement. Le taux de renouvellement d'air est de 0,5 vol/h.

³⁰ http://www.technologies-propres.com/eco-energie/pdf/documentation/FFB_ventilation_nocturne.pdf

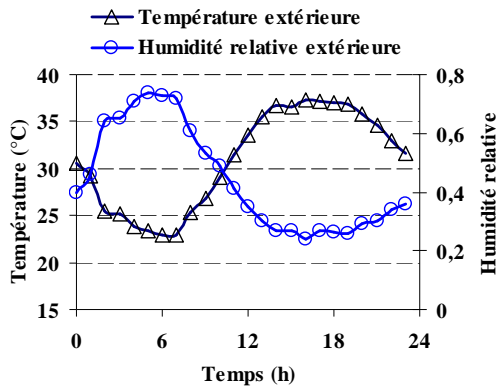


Figure 3. 92 : Variation de la température, de l'humidité relative extérieure pendant un jour caniculaire³¹.

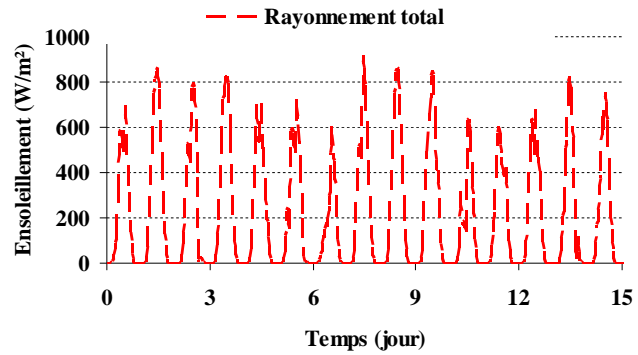


Figure 3. 93: Ensoleillement total sur une surface horizontale pendant 15 jours pendant la période caniculaire simulée.

Dans ce qui suit, on va comparer les réponses d'un local en béton de chanvre non climatisé suivant différentes configurations de protection solaire, sans et avec surventilation nocturne.

3.5.1 Etude du comportement hygrothermique d'un local non climatisé

A. Effet de la protection solaire

En été et particulièrement en période caniculaire, les protections solaires assurent une protection efficace contre les rayonnements directs du soleil et le phénomène de surchauffe dans le local. Pour déterminer l'effet de la protection solaire sur le confort d'été, nous avons fait les simulations sans aucune protection, avec une protection intérieure avec un facteur de protection solaire de 40% et finalement avec une protection solaire extérieure dont le degré de protection solaire est de 80%.

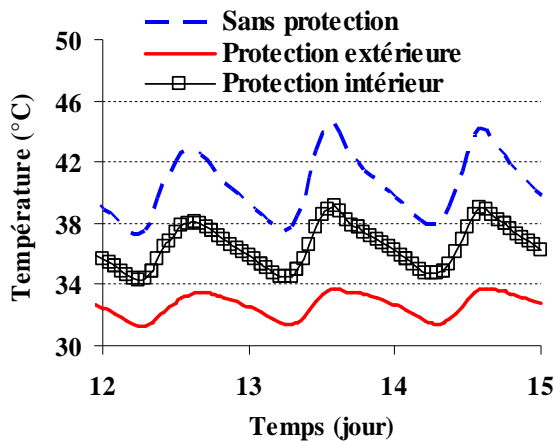


Figure 3. 94: Variation de la température opérative du local pour les 3 cas étudiés.

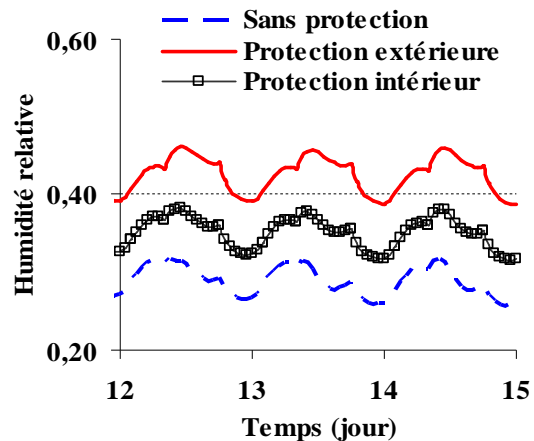


Figure 3. 95: Variation de l'humidité relative du local pour les 3 cas étudiés.

Les figures 3.94 et 3.95 montrent le profil de la température opérative du local avec et sans protections solaires tandis que le tableau 3.21 représente le récapitulatif des résultats obtenus.

³¹ <http://www.infoclimat.fr/archives/index.php?s=07510&d=2006-07-18>

	Sans protection	Protection extérieure	Protection intérieure
<i>T max</i>	45,6	33,8	39,6
<i>T min</i>	37,3	31,3	34,3
<i>T moyenne</i>	40,5	32,6	36,5
<i>HR max</i>	0,33	0,47	0,39
<i>HR min</i>	0,25	0,39	0,31
<i>HR moyenne</i>	0,29	0,43	0,35

Tableau 3. 21 : Récapitulatif des résultats obtenus.

Les résultats obtenus montrent que la protection solaire permet de réduire considérablement la température opérative du local et que la protection extérieure est beaucoup plus efficace que celle intérieure. La température opérative maximale du local avec protection extérieure est de 33,8°C comparée à 45,6°C et à 39,6°C pour les cas sans et avec protection intérieure. La température minimale est de 31,3°C comparée à 37,3°C et à 34,3°C pour les cas sans protection et avec protection intérieure respectivement. En ce qui concerne l'humidité relative du local, elle est la plus grande pour le cas de protection extérieure et la plus petite pour le cas sans protection solaire du fait que la température du local est plus faible.

B. Influence de la ventilation nocturne

La ventilation nocturne consiste à ventiler le local pendant la nuit lorsque la température extérieure est faible afin de rafraîchir sa structure pour ensuite absorber les flux de chaleur pendant le jour suivant. Ceci permet de réduire la température de l'air et des surfaces intérieures et d'améliorer le niveau du confort à l'intérieur du bâtiment. L'efficacité de cette technique dépend de l'amplitude des températures extérieures, de l'inertie thermique du bâtiment et des paramètres techniques relatifs aux équipements (période et taux de ventilation) (Blondeau, 1997).

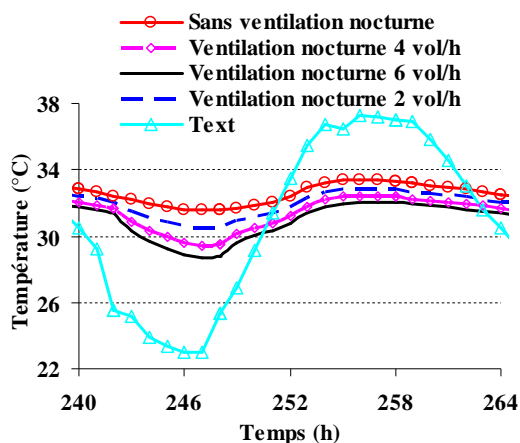


Figure 3. 96 : Profil de la température opérative pendant un jour.

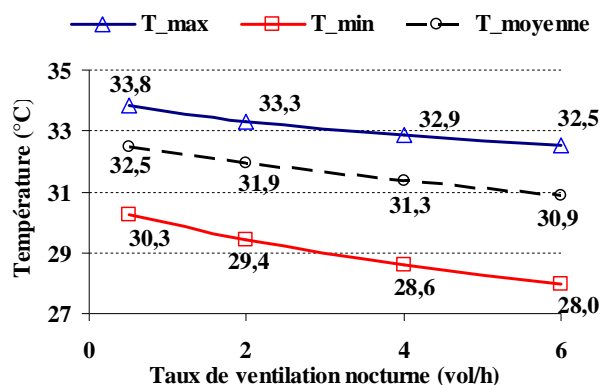


Figure 3. 97 : Températures opératives maximale, minimale et moyenne en fonction du taux de ventilation nocturne.

Pendant la période caniculaire étudiée, l'amplitude des températures diurnes est de l'ordre de 14°C. Afin de déterminer le potentiel de la ventilation nocturne, on va étudier trois cas de taux de 2 ;4 et 6 vol/h dans la plage horaire de 2h à 8h du matin et un taux de 0,5 vol/h pour le temps qui reste. Le lancement de la ventilation nocturne à partir de 2h du matin est du au fait

que la température extérieure reste élevée et proche de la température du local jusqu'à 1h du matin. On suppose que le local a une protection solaire extérieure.

Les figures 3.96 et 3.97 montrent le profil de la température opérative du local et les températures opératives maximale, minimale et moyenne en fonction du taux de ventilation nocturne. Tout d'abord, plus le taux de ventilation nocturne est élevé plus la température opérative du local diminue au détriment de la consommation électrique des ventilateurs qui n'a pas été estimée dans ce cas. Comparé au cas sans ventilation nocturne, la surventilation avec un taux de 6 vol/h peut réduire la température opérative du local de l'ordre de 1,40°C pendant la journée et de 2,9°C pendant la nuit. En plus, on note que la température opérative du local est peu sensible au taux de ventilation nocturne car le local en béton de chanvre a une faible inertie thermique (faible effusivité). En fait, elle varie de (31,3; 32,9°C) à (30,9 ;32,5°C) lorsqu'on passe d'un taux de la ventilation nocturne de 4 à 6 vol/h.

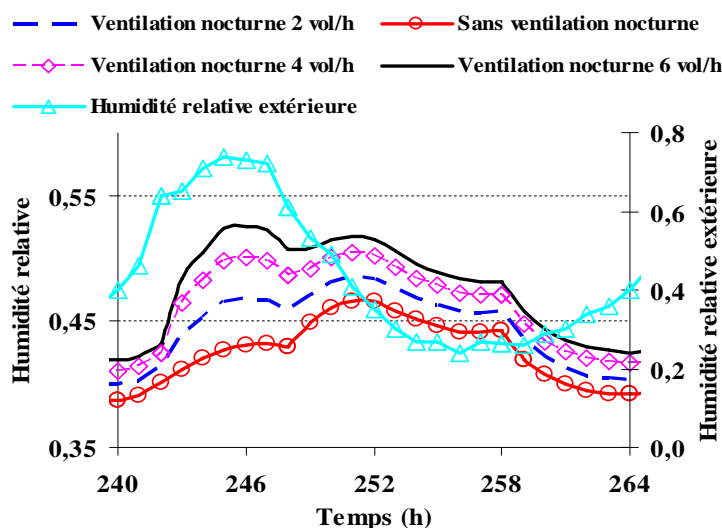


Figure 3. 98 : Humidité relative du local en fonction du taux de ventilation

En ce qui concerne l'humidité relative du local, son profil est montré dans la figure 3.98. Plus on augmente le taux de ventilation nocturne, plus on augmente l'humidité relative du local du fait que sa température diminue. L'humidité relative moyenne du local réduit de 48% à 46,6% ou à 44,8% lorsqu'on diminue le taux de ventilation nocturne de 6 vol/h à 4 ou à 2 vol/h respectivement.

C. Effet de la couleur de la peinture

Lorsque les rayons du soleil frappent une paroi opaque, une partie de l'énergie rayonnée est absorbée tandis que le reste est réfléchi. La partie absorbée est transformée en chaleur et accumulée dans la masse du matériau. Les gains solaires perçus par une paroi sont fonction de l'angle d'incidence des rayons du soleil, de l'orientation et de l'inclinaison de la paroi, de la couleur et de l'aspect de la surface du matériau utilisé. En ce qui concerne la couleur, plus elle est claire, plus la réflexion est importante. Par conséquent, en climat chaud, les couleurs claires en façade participent donc à la protection solaire du bâti. Une couleur claire correspond, au mieux, à un coefficient d'absorption des courtes longueurs d'ondes égal à 0,2. Dans cette partie, on étudie l'effet de la couleur des surfaces extérieures sur le comportement hygrothermique du local pour le cas d'un taux de ventilation nocturne de 6 vol/h. Pour cela, deux configurations sont étudiées:

- La surface extérieure blanche : Cette couleur permet de rejeter par la réflexion l'essentiel du rayonnement solaire incident avec un coefficient d'absorption solaire de 0,2.
- La surface extérieure grise : Le coefficient d'absorption solaire est de 0,6.

Les figures 3.99 et 3.100 montrent l'influence de la couleur de la peinture sur la température et l'humidité relative du local pendant un jour tandis que le récapitulatif des résultats obtenus est représenté dans le tableau 3.22. La peinture en couleur blanche permet un gain de l'ordre 0,4°C de la température opérative du local dans la journée par rapport au cas de la couleur grise du fait que plus d'énergie solaire est absorbée par les parois extérieures. Cette différence de température n'est pas très élevée car la diffusivité thermique du béton de chanvre amortie la propagation de la chaleur extérieure. L'humidité relative du local avec la peinture blanche est donc supérieure à celle de la peinture grise avec une différence de 1%.

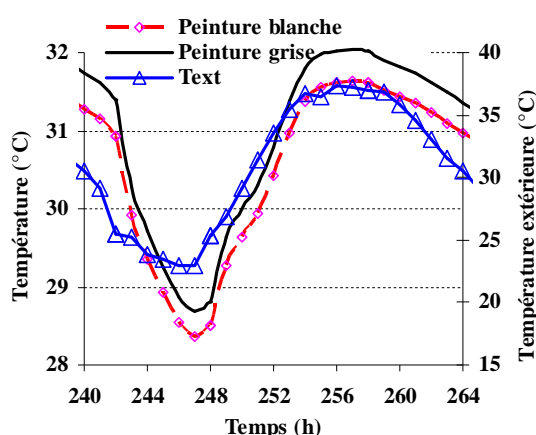


Figure 3. 99 : Effet de la couleur de la peinture sur la température opérative du local.

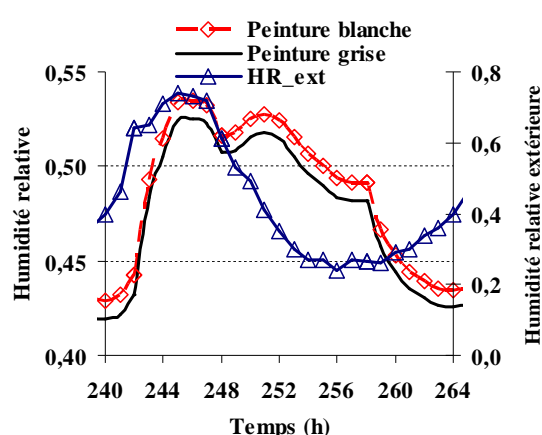


Figure 3. 100 : Effet de la couleur de la peinture sur l'humidité relative du local.

	T_max	T_min	T_moyenne	HR_max	HR_min	HR_moyenne
Couleur blanche	31,87	28,17	30,49	0,54	0,43	0,49
Couleur grise	32,29	28,44	30,86	0,53	0,42	0,48

Tableau 3. 22 : Récapitulatif des résultats obtenus.

3.5.2 Etude du comportement hygrothermique d'un local climatisé

Les études effectuées ci-dessus visent à réduire la température opérative du local en utilisant les solutions simples : protection solaire extérieure, peinture claire à l'extérieur, et la ventilation nocturne. Les résultats montrent qu'il est nécessaire de climatiser pour assurer un confort d'été puisque la température opérative du local dépasse 30°C dans la période d'utilisation. Afin de réduire la consommation énergétique, le système de climatisation ne fonctionnera que dans le cas où le local est occupé (de 8h à 18h).

A. Influence du taux de ventilation nocturne

Comme montré dans la partie précédente, la ventilation nocturne permet de réduire la température du local passif pendant la journée. Il est noté que la consommation énergétique se compose de l'énergie de ventilation et de celle de la climatisation. Pour les ventilateurs, deux types de consommation ont été testés : la consommation linéaire et la consommation quadratique (relation puissance - débit). Pour la consommation de climatisation, elle est estimée en calculant l'énergie qu'il faut extraire du local pour réguler sa température à une température de consigne de 27°C.

La figure 3.101 montre les consommations énergétiques en fonction du taux de renouvellement d'air pour le cas de la consommation de ventilation linéaire. Plus on augmente le débit de ventilation, plus on augmente la consommation liée à la ventilation. Lorsqu'on passe d'un débit de 2 vol/h à 6 vol/h, l'énergie consommée augmente de 5,5 kWh à 11,5 kWh soit 2,09 fois. Quant à l'énergie de climatisation, elle diminue proportionnellement en fonction du taux de renouvellement nocturne. Par conséquent, un taux de ventilation nocturne de 6 vol/h permet de réduire la consommation de 0,37% ; 2,54% et 4,4% par rapport au cas de ventilation nocturne de 4 ; 2 vol/h et sans ventilation nocturne. Comparé aux cas de la consommation linéaire, l'énergie totale consommée pour le cas quadratique est de 164,33 ; 160,9 et 161,4 kWh pour les taux de ventilation nocturne de 2, 4 et 6 vol/h respectivement. On note qu'un taux de ventilation nocturne de 4 vol/h permet de réduire le mieux les consommations énergétiques dans ce cas. Pour les deux cas, la consommation des ventilateurs reste faible comparée à celle de la climatisation.

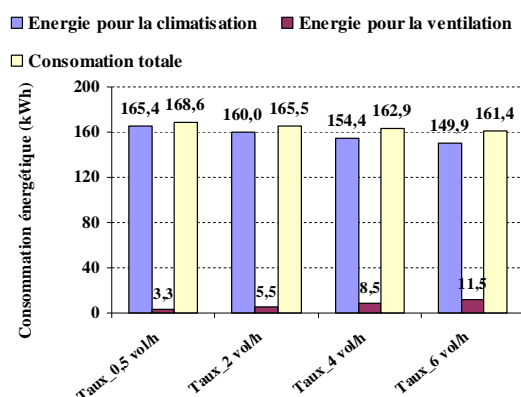


Figure 3. 101: Consommations énergétiques en fonction du taux de ventilation nocturne pour le cas de la consommation de ventilation linéaire.

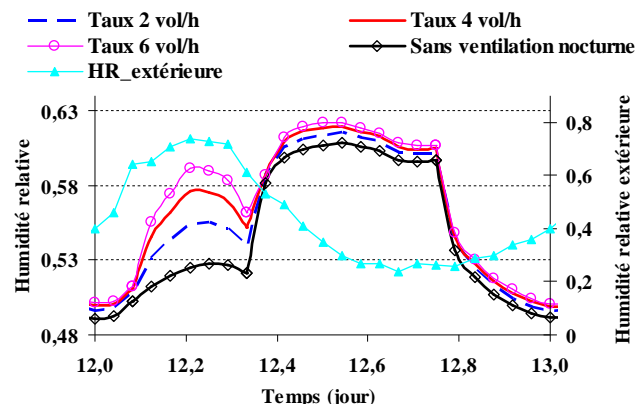


Figure 3. 102: Humidité relative du local en fonction du taux de ventilation nocturne pour le cas de la consommation de ventilation linéaire.

Concernant l'humidité relative du local, la figure 3.102 montre ses variations en fonction du taux de ventilation nocturne pour le cas de la consommation de ventilation linéaire. Plus on augmente le débit de ventilation nocturne, plus l'humidité relative augmente.

Dans tous les cas, on peut noter que la contribution de la surventilation nocturne sur les réductions énergétiques reste faible à cause de la faible effusivité du béton de chanvre et à cause des conditions caniculaires dans lesquelles la température extérieure reste supérieure à 23°C.

B. Influence de la température de consigne

Sachant que la température de consigne joue un rôle important sur les consommations de climatisation, les quatre températures de consigne sont étudiées : 25 ; 26 ; 27 et 28°C. L'influence de la température de consigne sur la consommation et l'humidité relative du local est représentée dans les figures 3.103 et 3.104 pour le cas de la consommation linéaire.

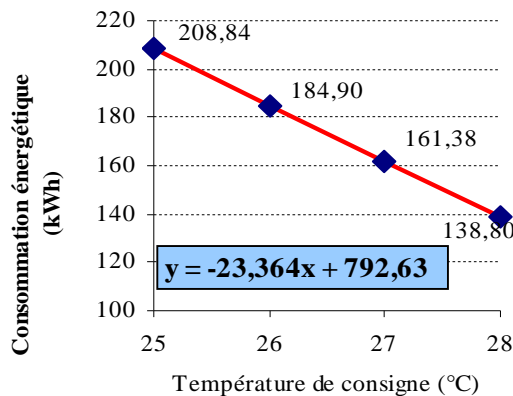


Figure 3. 103: Consommations énergétiques en fonction de la température de consigne.

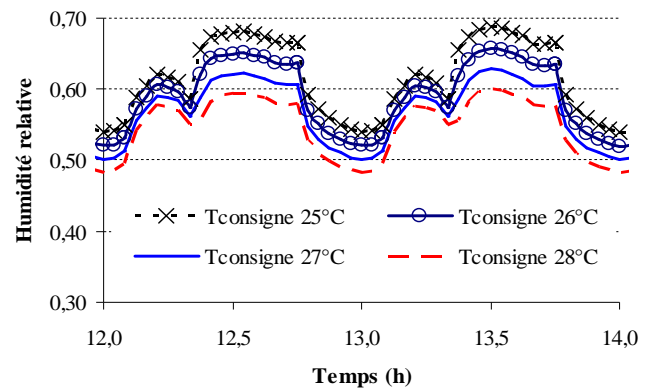


Figure 3. 104: L'humidité relative du local en fonction de la température de consigne pendant deux jours caniculaires.

La figure 3.103 montre que les consommations énergétiques diminuent linéairement en fonction de la température de consigne avec une pente de $-23,364$ (kWh/°C). Lorsqu'on passe d'une température de consigne de 28°C à une température de consigne de 25°C, les consommations augmentent de 138,8 à 208,84 kWh soit une augmentation de 50%. Concernant l'humidité relative du local, plus la température de consigne est élevée plus l'humidité relative est faible. Ses valeurs pendant la période d'occupation varient entre (55-59 %) ; (56,2-62,2%) ; (57,4-62,1%) et (58,7-68,1%) pour les températures de consigne de 28 ; 27; 26 et 25°C respectivement (figure 3.104).

C. Comparaison avec un local classique en béton normal et une isolation en polystyrène

Dans cette partie, on va comparer le comportement hygrothermique du béton de chanvre avec les configurations mixtes béton normal-polystyrène du paragraphe 3.4.4 (G).

Afin d'assurer une température opérative du local ne dépassant pas 27°C pendant la période d'occupation, une climatisation est installée. La simulation est effectuée avec les différents taux de ventilation nocturne 2 ; 4 ; 6 et 8 vol/h de 2h la nuit jusqu'à 8h du matin et pour une paroi Sud complètement vitrée. Les variations de la température opérative, de l'humidité relative du local et le récapitulatif des résultats obtenus pour les configurations béton de chanvre et mixte isolation extérieure sont montrés dans les figures 3.105 et 3.106. Pendant la nuit, la température opérative du local en béton de chanvre est plus élevée que celle de la configuration mixte car il stocke peu de chaleur et donc l'humidité relative du local est plus faible. Pendant la période d'occupation, l'humidité relative du local en béton de chanvre est inférieure à celle de la configuration mixte bien que la température opérative du local des deux configurations soit maintenue à 27°C. Ceci s'explique par le fait que le local en béton de chanvre va absorber la vapeur mieux que la configuration mixte.

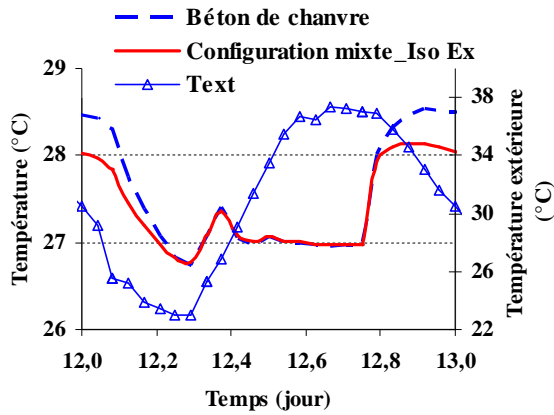


Figure 3. 105: Température opérative du local pendant un jour caniculaire avec un taux de ventilation nocturne de 6 vol/h.

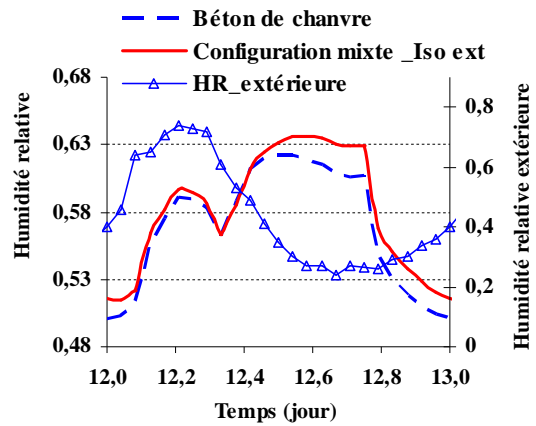


Figure 3. 106: L'humidité relative du local pendant un jour caniculaire.

La consommation énergétique en fonction du taux de ventilation nocturne est montré dans la figure 3.107. Les résultats montrent que la configuration mixte avec l'isolation extérieure permet de réduire le mieux la consommation énergétique et ceci indépendamment du taux de ventilation nocturne. L'impact de la surventilation nocturne reste faible et ceci est dû aux conditions caniculaires extérieures.

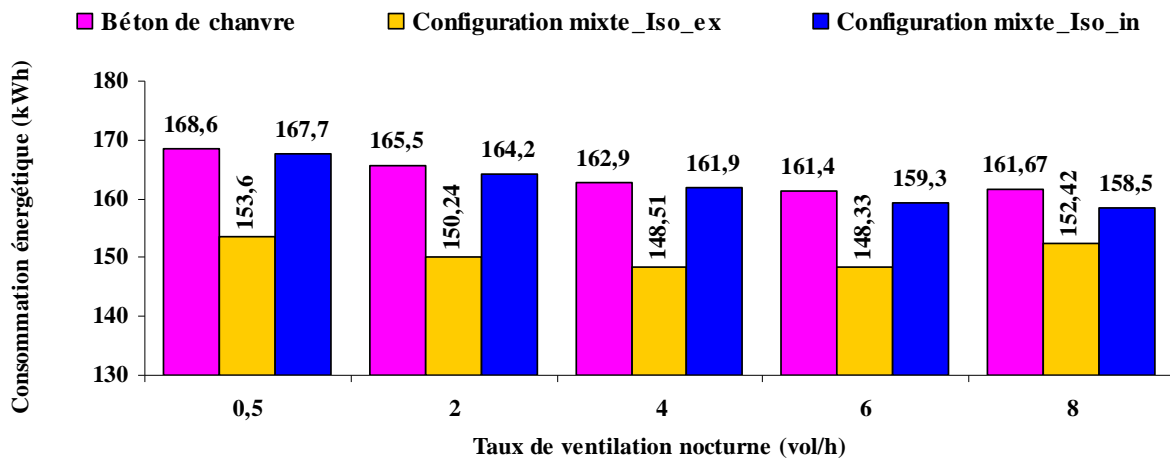


Figure 3. 107 : Consommations énergétiques en fonction du taux de ventilation nocturne pour les trois configurations étudiées.

3.5.3 Conclusion

On a étudié le comportement hygrothermique d'un local avec et sans climatisation pendant la période caniculaire. Plusieurs techniques ont été testés afin de réduire le mieux possible les consommations énergétiques comme la protection solaire, la couleur des peintures, la température de consigne, la surventilation etc. A cause des faibles effusivité et diffusivité thermiques du béton de chanvre, une grande attention doit être donné à la conception bioclimatique du local afin d'éviter les surchauffes estivales énormes et de limiter les consommations de climatisation. Afin d'améliorer l'inertie thermique de stockage de

l'enveloppe, des configurations mixte béton de chanvre en partitions et béton normal isolation extérieure pour les parois externes semble intéressante surtout pour les régions tempérées.

3.6 CONCLUSIONS

Dans ce chapitre, on a étudié en détail le comportement hygrothermique du béton de chanvre au niveau d'une paroi multicouche et à l'échelle d'un local sous des conditions statiques et dynamiques .

Au niveau d'une paroi, la faible diffusivité thermique du béton de chanvre permet de réduire considérablement les déperditions thermiques en hiver et protège des surchauffes estivales en amortissant la température. L'utilisation des enduits intérieurs en chanvre-chaux et des enduits extérieurs en mortier normal est conseillée puisqu'elle laisse mieux diffuser la vapeur dans la paroi.

A l'échelle d'un local, les simulations ont montré que la température est très sensible aux propriétés thermiques du matériau (la conductivité thermique, la masse volumique, la chaleur spécifique), au taux de renouvellement d'air et au coefficient de transport D_θ tandis que l'humidité relative du local est très sensible à l'isotherme de sorption, au taux de renouvellement d'air et au coefficient de transfert D_θ . Les études numériques ont confirmé aussi qu'une paroi simple couche en béton de chanvre nécessite une discrétisation en espace plus fine que qu'une paroi multicouche dans laquelle le béton de chanvre se trouve en sandwich entre deux couches de mortier. De plus, les résultats dépendent surtout de la teneur en eau initiale dans les parois. Des parois humides entraînent une humidité relative intérieure élevée et des parois sèches entraînent une humidité faible impactant l'estimation des consommations énergétiques du local.

D'autre part, les études du comportement d'un local sous des conditions climatiques réelles ont montré que le programme de climatisation ou de chauffage (régulation de la température de consigne, fonctionnement en fonction de la période d'occupation etc.) et la stratégie de ventilation permettent de réduire considérablement les consommations énergétiques. Nos résultats suggèrent que l'utilisation d'une ventilation hygro-réglable permet de réduire les consommations de chauffage de 12% par rapport à une ventilation simple flux à débit constant.

Finalement, les études du comportement d'un local en béton de chanvre pour les périodes caniculaires ont été effectuées. Les résultats ont confirmé que la surventilation a peu d'influence sur les performances thermiques à cause de la faible diffusivité thermique du béton de chanvre. Le couplage entre le béton de chanvre avec les matériaux lourds semble nécessaire pour éviter les surchauffes estivales.

CHAPITRE 4

ETUDES PRELIMINAIRES D'UN NOUVEAU MATERIAU 100% VEGETAL A BASE DE CHANVRE ET D'AMIDON

Dans ce chapitre, on présente un nouveau matériau 100% végétal à base d'une matrice d'amidon de blé et de chènevotte et son application dans le génie civil. Les caractéristiques mécanique, thermique et la valeur de capacité tampon hydrique réelle de ce matériau sont déterminées expérimentalement. Ensuite, les études numériques sont utilisées pour comparer ses performances hygrothermiques avec le béton de chanvre à base d'une matrice de chaux.

Le but du chapitre est d'étudier le comportement hygrothermique d'un nouveau matériau 100% végétal à base d'une matrice amidon de blé produit dans l'entreprise Chamtor, située à Bezanne (51) et de chènevotte dont la région Champagne-Ardenne est productrice. Il a l'avantage de pouvoir être tiré de matières premières de proximité, brutes et 100 % naturelles, non polluantes, durables et économiques.

Comme nous l'avons démontré dans les précédents chapitres, le béton de chanvre permet de réguler le comportement hygrothermique et d'économiser les consommations énergétiques du bâtiment. Son application est simple et nous apporte aussi une bonne isolation acoustique. Les points faibles du béton de chanvre se situent du côté de ses performances mécaniques qui l'excluent des utilisations en structure et du côté de son inertie thermique par effusivité qui nécessite de le coupler avec des matériaux lourds afin d'améliorer le confort thermique d'été. D'autre part, la production de la chaux nécessite de lourd dégagement de CO₂ dans un contexte international où l'on s'efforce de les réduire. En plus, la chaux est issue du calcaire, ressource qui, comme le pétrole, est issue de la décomposition du vivant mais reste une ressource fossile. Notre idée est de s'affranchir d'un liant comme la chaux en utilisant un autre liant complètement naturel comme l'amidon. Le mélange chanvre-amidon est quasiment inédit dans la littérature pour cela les laboratoires du GRESPI/Thermomécanique et du GRESPI/Génie Civil de l'Université de Reims s'y sont intéressés dans les cadres du projet BQR 2010 et des stages de Master Recherche 2 (Gillet, 2009 ; Hotineanu, 2010).

4.1 ETUDES EXPERIMENTALES

4.1.1 *Constitution de l'amidon*

L'amidon utilisé dans notre étude est issu de grains de blé venant de la société Chamtor, domiciliée à Bazancourt dans la Marne.

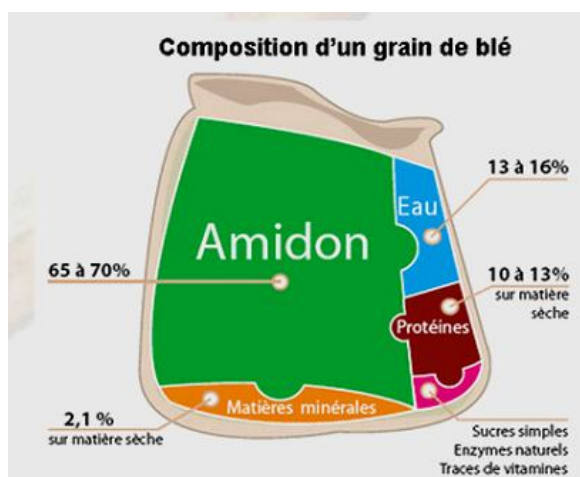


Figure 4. 1: Composition d'un grain de blé³².

La composition d'un grain de blé est montrée dans la figure 4.1. En ce qui concerne l'amidon, il se compose d'une teneur en eau de 13 % de 0,25 % de cendres, de 0,3 % de

³² <http://www.boulangerie.net/MP/InfoBlefar.html>

protéines et le reste de carbohydrates. Comme tout amidon, il est un mélange de 2 homopolymères, l'amylose et l'amylopectine composés d'unité D-Anhydroglucopyranose générale $(C_6H_{10}O_5)_n$. Ces deux homopolymères diffèrent par leur degré de branchement et leur degré de polymérisation:

- L'amylose, légèrement ramifié avec de courtes branches et dont la masse moléculaire peut être comprise entre 10000 et 1000 000 Dalton. La molécule est formée de 600 à 1000 molécules de glucose.
- L'amylopectine, molécule ramifiée avec de longues branches toutes les 24 à 30 unités de glucose par l'intermédiaire des liaisons α (1-6). Sa masse moléculaire peut aller de 1000 000 à 100 000 000 Dalton³³, selon les estimations scientifiques et son niveau de branchement est de l'ordre de 5 %. La chaîne totale peut faire entre 10 000 et 100 000 unités de glucose.

Lorsqu'on fait suspendre l'amidon dans l'eau, on obtient du lait d'amidon, suspension instable mais qui, chauffée à 70 °C, devient visqueuse et translucide.

4.1.2 Etude de la composition idéale pour le liant et le composite

A. Composition idéale du liant

Tout d'abord, les mesures in situ ont confirmé que la masse volumique de l'amidon est de 595 kg.m⁻³ ce qui est inférieur à celle de la chaux qui est de l'ordre 650 kg.m⁻³.

Dans le cadre du Master recherche 2 de Gillet (2009), les études préliminaires ont été menées afin de déterminer la composition idéale du liant, composition qui devra être assez consistante en liquide pour permettre le mélange avec la chènevotte, mais pas très riche en eau pour ne pas nuire aux propriétés mécaniques du matériau (appréciation de l'opérateur). Le récapitulatif des formulations testées est montré dans le tableau 4.1. On remarque que la formulation 85E et 15A montre une ouvrabilité parfaite et sera utilisée dans la suite.

% massique d'eau (à 70°C)	% massique d'amidon	Rapport eau/amidon	Remarques/observation
60	40	1,5	Pas bon
65	35	1,86	Pas bon
70	30	2,33	Pas bon
75	25	3	Pas bon
80	20	4	Pas bon
85	15	5,67	Parfaite

Tableau 4. 1: Composition idéale du liant.

Il est noté que l'eau utilisée est chauffée à 70°C puis introduite progressivement afin d'éviter l'apparition de grumeaux.

³³ Dalton est une unité de masse atomique, il représente avec une assez bonne précision la masse d'un atome d'hydrogène.

B. Composition idéale du composite

Il est noté que la chènevotte peut absorber de 4 à 5 fois son poids en eau et la majeure partie de cette absorption a lieu rapidement au bout d'une minute. Lorsqu'on fait le malaxage, une part ou moins normalement dédiée au liant, est absorbée par la chènevotte. Le fonctionnement du liant peut en être profondément altéré, entraînant des désordres graves : mauvaises prises, poudrage, dessiccation. Par ailleurs, l'eau absorbée dans la chènevotte lors du malaxage doit être évacuée, les liants utilisés doivent avoir une capillarité adaptée à cette exigence. Enfin les caractéristiques de la chènevotte ne doivent pas être détériorées par le liant. Pour faire face à ces préoccupations, l'utilisation d'amidon se montrera un choix judicieux. Divers formulations (le pourcentage entre le liant et chènevotte) ont été testées afin d'avoir la consistance ouvrable idéale. L'ouvrabilité idéale est une notion subjective dans laquelle nous souhaitons simplement obtenir une consistance suffisamment fluide pour permettre le mélange avec le malaxeur, mais pas trop chargée en liant pour ne pas nuire aux propriétés hygrothermique et acoustique du matériau.

A partir des essais effectués, les formulations proposées sont présentées dans le tableau 4.2:

Nom de la formulation	Composition du liant (L) en eau (E) et amidon (A) en %	Composition du mélange en liant (L) et chènevotte (C) en %	Masse volumique du matériau sec³⁴ (kg.m⁻³)
<i>60L/40C</i>	85 E et 15 A	60L et 40C	159
<i>65L/35C</i>	86 E et 15 A	65L et 35C	168
<i>70L/30C</i>	87 E et 15 A	70L et 30C	176
<i>20L/80C*</i>	85 E et 15 A	20L et 80 C	209
<i>30L/70C*</i>	85 E et 15 A	30L et 70 C	254
<i>40L/60C*</i>	85 E et 15 A	40L et 60 C	263,5

Tableau 4. 2: Composition du composite.

Il est à noter que la masse volumique du béton de chanvre-amidon est beaucoup plus faible que celle du béton de chanvre normal (mélange du chènevotte et de la chaux) dont la valeur utilisée dans cette thèse est de 413 kg.m⁻³.

C. Caractéristiques mécaniques du matériau

Nom de la formulation	Résistance de compression (MPa)	Module de Young (MPa)
<i>20L/80C</i>	0,65	2,82
<i>30L/70C</i>	0,95	3,98
<i>40L/60C</i>	0,5	2,15
<i>60L/40C</i>	0,06	2,39
<i>65L/35C</i>	0,1	2,4

Tableau 4. 3: Résistance de compression et le module de Young du béton de chanvre-amidon.

³⁴ Au sens de séché en étuve

Les résistances de compression des échantillons en béton de chanvre-amidon sont déterminées en faisant des essais de traction avec les éprouvettes prismatiques normalisées. Le récapitulatif des résultats obtenus est montré dans le tableau 4.3.

On note que le béton de chanvre-amidon 30L/70C montre une bonne résistance. Sa résistance de compression est supérieure à celle du béton de chanvre-chaux de faible masse volumique (environ 250 kg.m^{-3}) avec une résistance de 0,95 MPa comparée à 0,25 MPa. En ce qui concerne le module de Young, elle est de 3,94 MP pour le béton amidon 30L/70C et de même ordre que celle du béton de chanvre-chaux (4 MPa).

On n'observe pas vraiment de rupture de l'échantillon du fait de la faible proportion, l'essai a été arrêté lorsque l'allongement relatif a dépassé 0,24 afin d'assurer l'état de service comme montré dans la figure 4.2 :

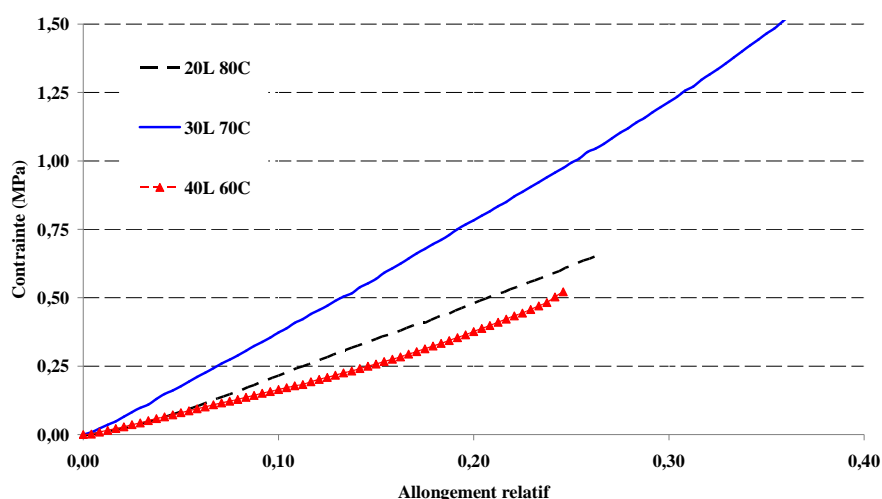


Figure 4. 2: Relation contrainte déformation des différentes formulations du béton de chanvre- amidon (Hotineanu, 2010).

On note que la relation contrainte - déformation est linéaire. En plus, le béton de chanvre-amidon possède une capacité spéciale de reprendre la forme après la décharge. Cela s'explique par une proportion importante de chènevotte et une faible quantité de liant dans le matériau.

4.1.3 Caractéristique acoustique du béton de chanvre-amidon

Cette étude consiste à déterminer le temps de réverbération ou le coefficient d'absorption et l'indice d'affaiblissement apparent d'un béton de chanvre. Elle s'est déroulée au laboratoire de structure de l'IUT de Reims. La mesure du temps de réverbération ou le coefficient d'absorption est effectuée selon la norme DIN EN ISO 3382. La mesure de l'indice d'affaiblissement est effectuée selon la norme NF EN ISO 717/1.

Les essais en laboratoire sont effectués sur trois panneaux en béton de chanvre-amidon placés dans une salle réverbérante comme indiqué dans la figure 4.3. La surface de chaque panneau est de 0.34 m^2 . Le volume de la salle réverbérante est de 17 m^3 . Le liant est à base d'amidon (15%) et d'eau (85%), à hauteur de 60% dans le matériau et les 40% restant sont de la chènevotte (la formulation 60L/40C). Le matériau âgé de 7 semaines était complètement

sec comme le montre le relevé de leur masse la semaine précédent les expériences. La masse volumique moyenne des panneaux était de $162,27 \text{ kg.m}^{-3}$. Ce matériau sera comparé à un matériau composé de chanvre et de chaux créé par l'entreprise le Bâtiment Associé de Muizon et dont les mêmes tests ont déjà été effectués dans le cadre du projet Agrobat³⁵.



Figure 4. 3 : Panneau en béton de chanvre ($0,5*0,68*3,5\text{cm}$) (à gauche) avec l'appareil de mesure (à droite).

La figure 4.4 montre l'évolution du coefficient d'absorption (a_p) des panneaux en béton de chanvre (à base d'amidon et à base de chaux) en fonction de la fréquence (f). On peut observer sur cette figure que le coefficient d'absorption (a_p) croît fortement dans nos deux cas à partir d'une fréquence de 250 Hz, puis a_{p2} atteint une valeur asymptotique qui est entre 0,86 et 0,91 pour des fréquences comprises entre 630 et 5000 Hz. Pour a_{p1} , il atteint une valeur comprise entre 0,90 et 0,99. Ce résultat montre d'une part que les bétons de chanvre absorbent bien le bruit acoustique à haute fréquence et d'autre part qu'en pratique il suffit de mesurer le coefficient d'absorption pour une fréquence comprise entre 1000 et 4000 Hz. Dans ces fréquences, les panneaux à base d'amidon se montrent plus performants. Le coefficient d'absorption moyen a_{p2} moyen est de l'ordre de 0,86 et a_{p1} moyen est de l'ordre de 0,91.

Ces résultats montrent que le béton de chanvre à base d'amidon assure une bonne performance acoustique contre les bruits aériens, meilleure que le béton de chanvre à base de chaux, ce qui est tout à fait satisfaisant. Le taux de liant à base d'amidon est sûrement inférieur au taux de liant à base chaux, donc plus de chanvre en proportion se trouve dans à l'intérieur. Le chanvre étant plus poreux que les liants, il se pourrait que ce soit cela qui améliore les performances acoustiques. Cela peut être expliqué par le fait que le taux de liant à base d'amidon est inférieur au taux de liant à base chaux, donc plus de chanvre en proportion se trouve à l'intérieur des échantillons. Le chanvre étant plus isolant phonique que les liants utilisés, il se pourrait que ce soit cela qui améliore les performances acoustiques. L'amidon peut aussi avoir un effet bénéfique sur les caractères poreux de la chènevotte, plus que dans le cas de la chaux.

Dans le projet BQR (Bonus Qualité Recherche), nous avons voulu ainsi déterminer lors de cette étude, le coefficient d'affaiblissement de nos panneaux en amidon chanvre et le comparer à un matériau similaire à base de chaux-chanvre. Une première série d'essais sur le

³⁵ PROJET AGROBAT, Détermination du coefficient d'absorption et de l'indice d'affaiblissement apparent du béton de chanvre, IUT de Reims.

béton de chanvre montre bien la qualité d'isolation phonique du matériau. Les résultats obtenus avec notre matériau à base d'amidon sont supérieurs à ceux obtenus avec un liant à base de chaux. Ses propriétés en font un bon candidat pour une utilisation comme isolant acoustique, il peut aussi être incorporé à la fabrication de mur antibruit.

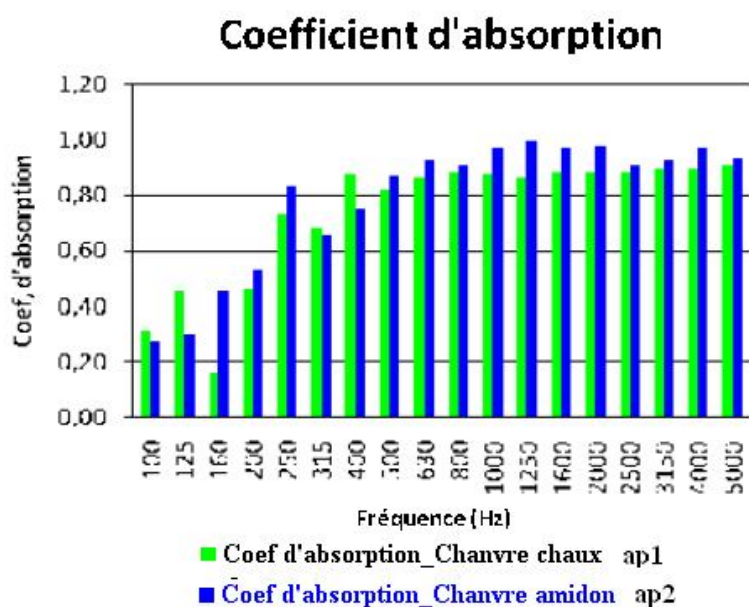


Figure 4. 4 : Evolution du coefficient d'absorption pour les panneaux à base d'amidon et pour les panneaux à base de chaux en fonction de la fréquence (Gillet, 2009).

4.1.4 Caractéristique thermique du béton de chanvre-amidon

Afin de déterminer la conductivité thermique du béton de chanvre-amidon, des éprouvettes de surface 0,2x0,2 m² avec des épaisseurs variables ont été utilisées et placées dans une machine à plaque chauffée jusqu'à ce que la température d'équilibre est atteinte. Dans cette machine, l'éprouvette est placée en sandwich entre deux plaques dont une est chauffée à une température élevée et impose un flux de chaleur à travers l'éprouvette. Une fois le système arrive à équilibre, l'ordinateur nous indique la conductivité thermique du matériau.

Nom de la formulation	Masse volumique apparente (Kg.m ⁻³)	Conductivité thermique (W.m ⁻¹ .K ⁻¹)	Remarques
60L/40C	159	0,057	Deux essais effectués ³⁶
70L/30C	176	0,0617	Un essai effectué

Tableau 4. 4: Conductivité thermique du béton de chanvre-amidon selon différentes formulations.

La mesure de la conductivité thermique est effectuée pour deux types de formulation 60L/40C et 70L/30C dont l'épaisseur est de 4,34cm et 3,27 cm respectivement. Il est noté que

³⁶ Dans ce cas, la valeur moyenne est présentée comme la valeur finale

les éprouvettes étaient sèches avant de faire les essais. Les conductivités thermiques des éprouvettes sont montrées dans le tableau 4.4.

Les résultats montrent que la conductivité thermique du béton de chanvre-amidon est très faible par rapport aux autres matériaux du génie civil (figure 4.5). Sa conductivité thermique est deux fois et demie meilleure que le béton cellulaire ou le bois et 30 fois mieux que le béton. Sachant qu'elle est 1,78 fois plus petite que celle du béton de chanvre-chaux, le remplacement de la chaux par l'amidon a amélioré considérablement la conductivité thermique. En plus, en ce qui concerne le béton de chanvre-amidon, sa conductivité thermique varie de 8,2 % lorsque la teneur en liant change de 10% montrant que le liant semble avoir de l'influence sur la conductivité thermique.

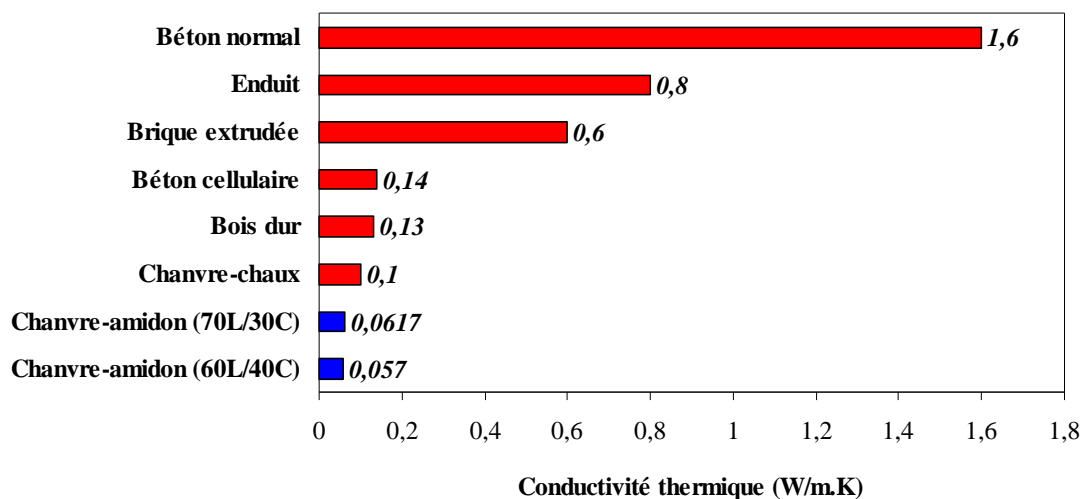


Figure 4. 5: Comparaison des conductivités thermiques des matériaux du génie civil.

4.2 ETUDES NUMERIQUES

Dans cette partie, le comportement hygrothermique d'un local en béton chanvre-amidon est traité pour les deux conditions climatiques estivale et hivernale réelles. Du fait de la structure très poreuse, on s'intéresse à une paroi multicouche dans laquelle le béton de chanvre-amidon se trouve à l'intérieur.

4.2.1 **Modèle de transfert hygrothermique réduit d'une paroi multicouche**

En utilisant le modèle présenté dans le chapitre 2, la connaissance du comportement hygrothermique au niveau d'un local nécessite les propriétés thermique et hydrique du matériau comme la courbe isotherme de sorption, la perméabilité etc. Cependant, pour le béton chanvre-amidon, les résultats expérimentaux nous permettent de connaître seulement ses propriétés thermiques comme la conductivité thermique, la masse volumique. Pour s'affranchir de cette difficulté, on va considérer deux modèles HAM réduit et HAM complet pour une paroi triple couche sachant que le modèle Th (le transfert de masse dans la paroi est

négligé) ne permet pas de prédire l'humidité relative du local. Les deux modèles étudiés sont présentés dans la figure 4.6 et comparés dans la suite pour le béton de chanvre-chaux.

Le plan et la constitution des parois du local étudié sont montrés dans le chapitre 3 avec un vitrage de surface 2,4x4 m² au Sud. La simulation est effectuée pour les conditions climatiques hivernales de Nancy avec des mêmes charges internes que le chapitre 3. Le local est chauffé par une stratégie de chauffage T@19;14°C. En ce qui concerne le taux de la ventilation, il est de 0,5 vol/h pendant la période de 7h à 18h puis de 0,25 vol/h pour le temps qui reste.

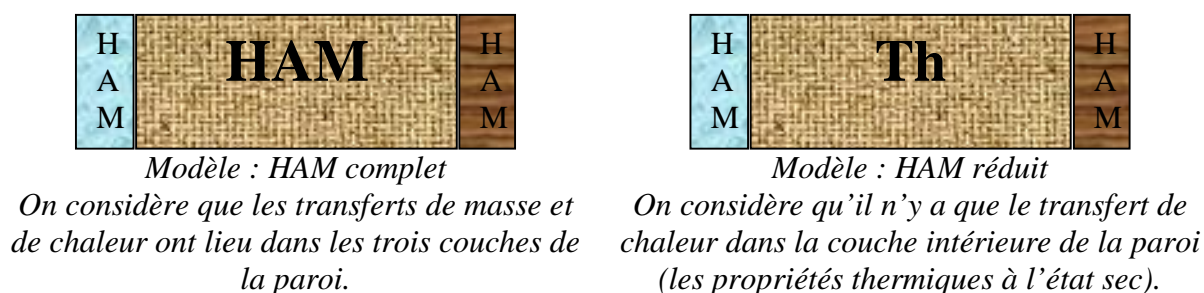


Figure 4. 6: Description des modèles HAM complet et réduit au niveau d'une paroi triple couche.

La figure 4.7 montre la variation de l'humidité relative du local et les consommations énergétiques pour les deux modèles HAM réduit et complet. Le modèle HAM_réduit sous-estime environ de 3,1 % l'énergie consommée pendant un mois par rapport à celle du modèle HAM_complet puisque la prise en compte du transfert de masse dans la couche intérieure de la paroi augmente sa conductivité thermique. Il est noté que la variation de l'humidité relative intérieure est proche dans les deux cas avec une différence maximale de 1,72%. La faible différence est expliquée par le fait que la capacité de régulation hygrothermique du local des parois est surtout influencée par l'enduit intérieur. Plus l'épaisseur de l'enduit de chanvre-chaux intérieur est grande, plus l'effet de la régulation hydrique des couches intérieures de la paroi multicouche sur la variation de l'humidité dans le local est faible. Lorsque l'épaisseur de l'enduit intérieur dépasse sa profondeur de la pénétration, il n'y a que l'enduit intérieur qui régule l'humidité du local. Concernant la paroi étudiée, la couche intérieure en mortier de chanvre-chaux est de 2 cm, ne dépassant pas sa profondeur de pénétration, l'humidité relative du local est régulée par une partie de la couche intérieur en béton de chanvre. De ce fait, on note que l'humidité relative du local pour le modèle HAM_réduit est supérieure à celle du HAM_complet. Il est donc nécessaire de trouver une épaisseur de l'enduit intérieur pour laquelle on peut négliger l'effet de transfert hydrique dans la couche interne sur la capacité de régulation hydrique de la paroi.

La figure 4.8 montre la variation de l'humidité relative du local en béton de chanvre avec une couche de mortier chanvre-chaux intérieur de 3 cm. Les profils de l'humidité relative du local sont très proches avec une différence maximale de 0,61 % de l'humidité. En ce qui concerne les consommations énergétiques, elles sont de 263 et 271,1 kWh pour les modèles HAM réduit et complet respectivement soit une différence de 3%.

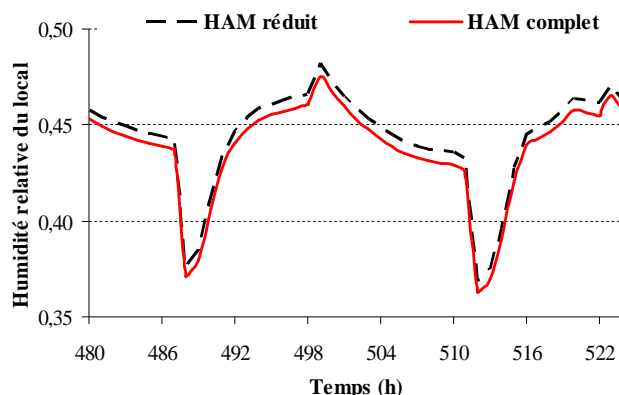


Figure 4.7a : Humidité relative du local.

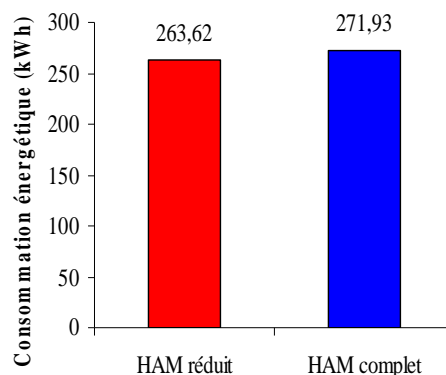


Figure 4.7b : Consommations énergétiques.

Figure 4. 7 : Humidité relative du local et la consommation énergétique pour les deux modèles considérés pour une couche de l'enduit en chanvre-chaux de 2 cm.

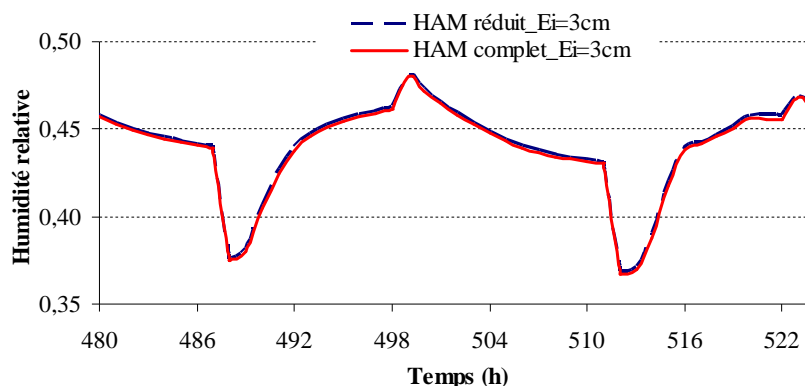


Figure 4. 8 : Humidité relative du local pour les deux modèles et pour une couche de l'enduit en chanvre-chaux intérieur de 3 cm.

Dans cette partie, nous avons démontré que le modèle HAM_réduit d'une paroi multicouche permet de simuler la variation de l'humidité relative d'un local chauffé (ou climatisé). Pour le cas d'un local en béton de chanvre, le modèle HAM_réduit sous-estime d'environ 3 % les consommations énergétiques (ventilation simple flux). Dans la partie suivante, on va appliquer le modèle HAM_réduit pour modéliser le comportement hygrothermique d'un local en béton de chanvre -amidon.

4.2.2 Etude du comportement hygrothermique d'un local en béton de chanvre-amidon sous les conditions hivernales

Dans cette partie, le modèle HAM_réduit est utilisé pour une paroi triple couche béton de chanvre-amidon avec deux couches extrêmes: 2 cm de l'enduit normal à l'extérieur et 3 cm de l'enduit chanvre-chaux à l'intérieur. Les conditions de la simulation sont les mêmes que la partie précédente. La simulation est effectuée pendant un mois sous les conditions climatiques de Nancy.

La figure 4.9 représente l'évolution de l'humidité relative et de la température opérative du local avec 3 types de matériaux : béton de chanvre, chanvre-amidon 60L/40C et chanvre -

amidon 70L/30C. Pendant la période d'occupation, l'humidité relative est très proche pour les 3 cas tandis que pendant la nuit elle est plus élevée pour le cas du béton de chanvre. Cela est expliqué par l'évolution de la température opérative du local qui est montrée dans la figure 4.18b. Pendant la nuit, la température opérative du local en béton de chanvre-chaux est plus faible que celles des deux autres configurations en raison de sa plus grande conductivité thermique. Cette différence de température peut atteindre 0,3°C pendant la nuit.

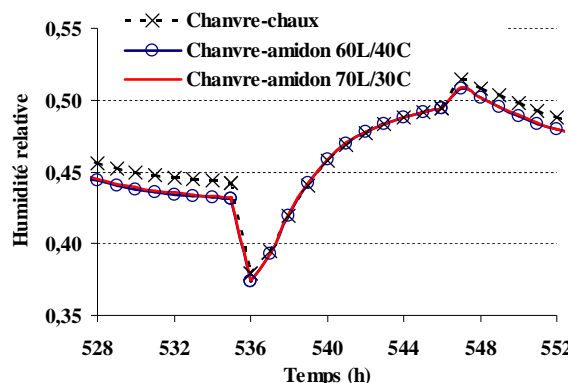


Figure 4.9 a : Humidité relative.

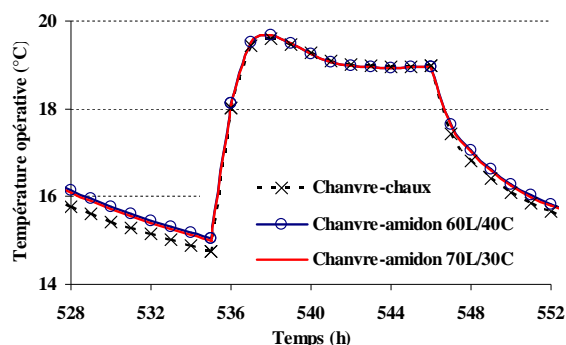


Figure 4.9 b : Température opérative du local.

Figure 4. 9 : Humidité relative et température opérative du local.

En ce qui concerne les consommations énergétiques pendant un mois, elle sont montrées dans la figure 4.10 a. Pour le mélange chanvre-amidon, l'utilisation de la formulation 60L/40C permet de réduire la consommation énergétique de 2,29 % par rapport au 70L/30C et de 22,16 % par rapport au béton de chanvre-chaux.

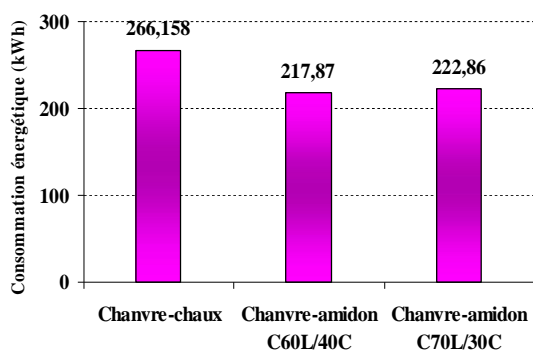


Figure 4.10 a : Consommation énergétique.

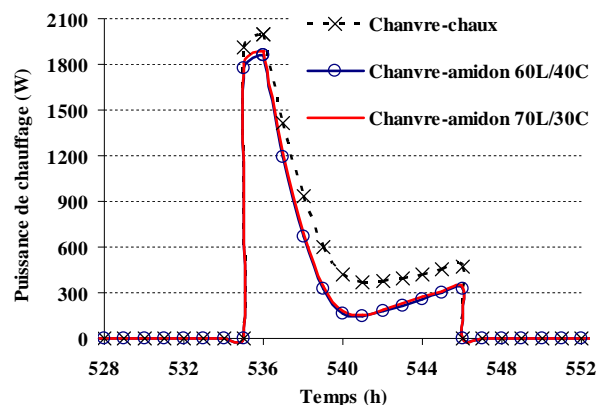


Figure 4.10 b : Puissance de chauffage.

Figure 4. 10 : Les consommations énergétiques et l'évolution de la puissance de chauffage lors du 22^{ème} jour et pour les trois configurations étudiées.

Afin de mieux comprendre les consommations énergétiques dans le local, la figure 4.10 b montre la puissance de chauffage pendant le 22^{ème} jour. Pendant la période d'inoccupation, la puissance de chauffage est nulle du fait que la température ne descend pas au dessous de 14°C. Pendant la période d'occupation, la puissance de chauffage du local en chanvre-amidon est inférieure à celle du béton de chanvre-chaux puisqu'il a une plus faible conductivité thermique. La puissance change brusquement à partir de 7h du matin afin d'augmenter la température opérative du local à 19 °C. Ensuite elle commence à diminuer pour augmenter

légèrement dans l'après midi lorsque le rayonnement solaire et la température extérieure deviennent faibles. Lorsqu'on passe d'un local en béton de chanvre-chaux à un local en chanvre-amidon (60C/40L), la différence maximale de la puissance de chauffage peut arriver à 242 W.

4.2.3 Etude du comportement hygrothermique d'un local en béton de chanvre - amidon sous des conditions caniculaires

Comme montré dans la partie ci-dessus, l'utilisation du béton de chanvre-amidon permet de réduire considérablement les consommations énergétiques en hiver. Dans cette partie, on étudie son comportement pour des conditions estivales caniculaires. Les conditions climatiques sont les mêmes que celles du chapitre 3. La ventilation nocturne est effectuée de 2h à 8h du matin avec un taux de ventilation passant de 0,5 vol/h à 4 vol/h.

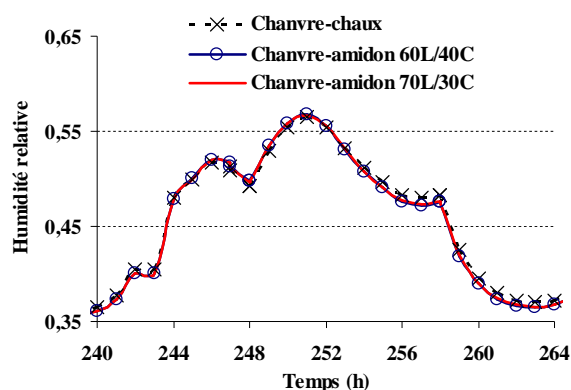


Figure 4.11 a : Humidité relative du local.

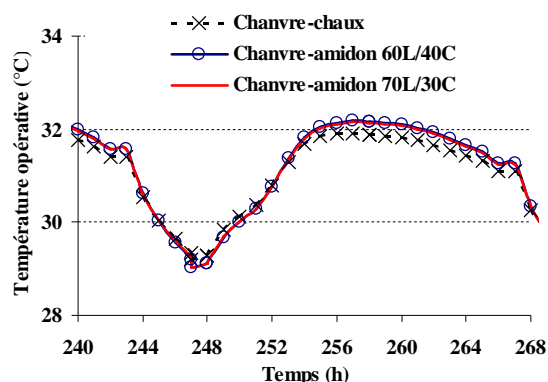


Figure 4.11 b : Température opérative du local.

Figure 4. 11 : Humidité relative et température opérative du local pendant le 12^{ème} jour.

La figure 4.11 montre l'humidité relative et la température opérative du local pendant le 12^{ème} jour de canicule. On note que la température du local en béton de chanvre-chaux est légèrement plus faible que celle du local en chanvre-amidon (une différence de 0,2°C) car il est plus inerte.

4.2.4 Etude du comportement hygrothermique d'un local en béton de chanvre-amidon sous les conditions estivales de Nancy

Nous avons montré qu'il est nécessaire de climatiser le local en béton de chanvre-chaux pendant la période caniculaire simulée. Comme le phénomène est extrême et ne dure que quelques semaines, il est nécessaire de représenter ici le comportement hygrothermique d'un local soumis à des conditions typiques en été. Les conditions estivales de Nancy sont reprises (Trnsys). La simulation est effectuée pendant un mois avec un taux de ventilation constant de 0,5 vol/h tout le temps. Il est noté que la température et l'humidité relative des partitions internes sont de 23°C et 50% dans ce cas.

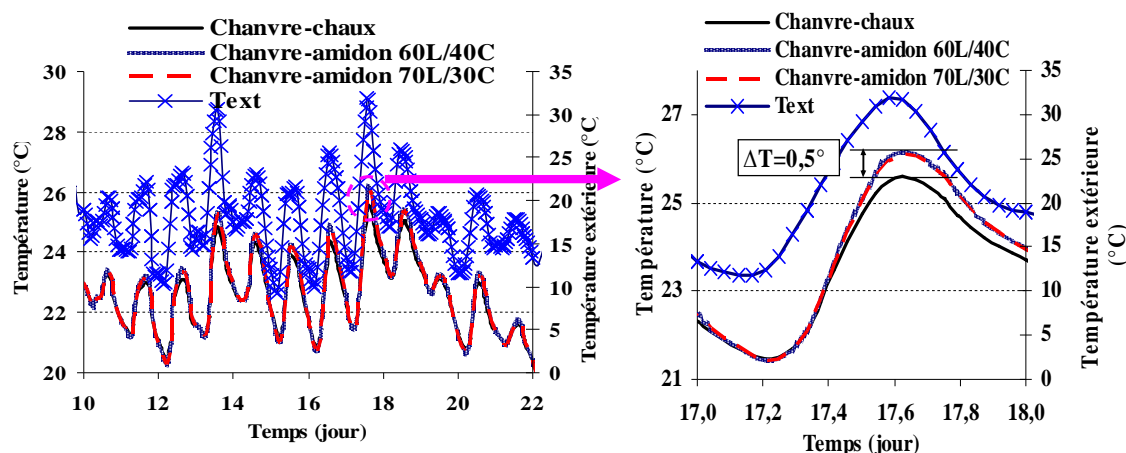


Figure 4. 12 : Humidité relative et température opérative du local pendant la période la plus chaude en été à Nancy.

	Chanvre-chaux	Chanvre-amidon 60L/40C	Chanvre-amidon 70L/30C
<i>HR_min (%)</i>	49,51	49,59	49,59
<i>HR_max (%)</i>	82,67	82,62	82,63
<i>HR_moyenne (%)</i>	68,53	68,14	68,18
<i>T min (°C)</i>	19,07	18,86	18,88
<i>T max (°C)</i>	25,59	26,15	26,10
<i>T moyenne (°C)</i>	21,83	21,91	21,90

Tableau 4. 5 : Récapitulatif des résultats obtenus.

La figure 4.12 représente la température opérative du local pendant la période la plus chaude de Nancy tandis que le récapitulatif des résultats obtenus est montré dans le tableau 4.5. Le pic de la température extérieure peut atteindre 32°C en journée et descendre à 10°C pendant la nuit tandis que l'humidité relative extérieure varie de 50% à 99%. Tout d'abord, on remarque que le comportement hygrothermique des locaux en béton de chanvre-amidon (60L/40C et 70L/30C) est très proche. Au 17^{ème} jour quand la température opérative est maximale, la différence entre celle du local en béton de chanvre-chaux et celle du béton chanvre-amidon peut atteindre 0,5°C à cause de l'inertie. Le tableau 4.5 montre les températures et humidités relatives moyennes et extrêmes du local pour les trois matériaux. Pour le local en chanvre-amidon, la température opérative varie entre 18,9°C et 26,2°C. En ce qui concerne l'humidité relative, elle est presque la même pour les trois cas.

Dans cette partie, on a montré que l'utilisation du béton de chanvre-chaux ou amidon peut assurer le confort thermique dans le bâtiment sous des conditions estivales modérées.

4.3 CONCLUSION

Dans ce chapitre, on a présenté des études préliminaires expérimentales et numériques concernant un nouveau matériau 100% végétal à base d'une matrice amidon de blé et de chènevotte. Les résultats expérimentaux ont montré que la conductivité thermique, le coefficient d'absorption phonique sont meilleurs que ceux des autres matériaux du génie civil y compris le béton de chanvre-chaux. N'ayant pas suffisamment de propriétés hydriques du béton de chanvre-amidon, le modèle HAM réduit a été utilisé afin de modéliser le comportement hygrothermique d'un local en béton de chanvre-amidon. Les résultats sont approximatifs car l'humidité diffuse lentement dans le matériau et au bout de quelques mois le comportement hydrique du chanvre-amidon ne peut plus être négligé. En hiver, comparé au béton de chanvre-chaux, la variation de l'humidité relative dans un local chauffé en béton de chanvre-amidon est très proche et permet de réduire les consommations énergétiques de 22,16 %. Pour les conditions estivales de Nancy, le local en béton de chanvre-amidon permet comme le local en chanvre-chaux d'assurer un confort thermique en atténuant les pics de température pendant la journée. Sous conditions caniculaires, la consommation énergétique de climatisation des locaux en béton de chanvre-amidon et en béton de chanvre-chaux est presque équivalente. Les résultats ont montré des surchauffes pour les deux matériaux à cause de leur faible effusivité thermique et ceci pour un local bien protégé du soleil. Ce qui montre l'importance de les coupler avec des matériaux lourds pour atténuer l'ambiance intérieure lors des périodes caniculaires.

Afin d'appliquer le béton de chanvre-amidon dans le génie civil, il est nécessaire de déterminer ses propriétés thermo-hydriques ainsi que d'augmenter sa résistance mécanique. Ces études sont en cours d'exploitation au GRESPI/Thermomécanique de l'Université de Reims Champagne Ardenne.

CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES

L'objectif de cette thèse était l'étude du comportement hygrothermique du béton de chanvre à base de chaux ou d'amidon et son application dans le bâtiment.

Dans le premier chapitre, nous avons vu que l'utilisation des matériaux à base végétale permet de réduire les consommations énergétiques ainsi que les impacts du bâtiment sur l'environnement. Parmi les nouveaux matériaux à base végétale, le chanvre est le plus utilisé dans la construction. Nous avons comparé les caractéristiques physiques du béton de chanvre avec les autres matériaux du génie civil et sa performance hygrothermique a été mise en évidence. Nous avons montré les besoins de recherche en terme de simulation du comportement hygrothermique dans le béton de chanvre au niveau d'une paroi et à l'échelle d'un local puisque le béton de chanvre est un matériau poreux très sensible à l'eau et les propriétés physiques obtenues ne reflètent que partiellement le confort ressenti dans les locaux dont les parois sont en béton de chanvre.

Après avoir présenté et implémenté le modèle décrivant le transfert hygrothermique au niveau d'une paroi et le couplage avec l'ambiance en utilisant l'environnement de simulation SPARK, nous avons validé le modèle expérimentalement. A l'échelle d'une paroi, nous avons montré l'importance de la prise en compte des transferts couplés de chaleur et de masse sur son comportement hygrothermique. Concernant la paroi multicouche, un nouveau modèle de transfert hygrothermique à l'interface de contact a été présenté et validé expérimentalement. En effectuant les études paramétriques, nous avons montré l'importance et le rôle de chaque paramètre du modèle et la finesse de la discrétisation sur la précision du modèle. La même étude paramétrique est effectuée à l'échelle d'un local et les résultats ont montré que la température est très sensible à la conductivité thermique, la masse volumique, la chaleur spécifique, le taux de renouvellement d'air et le coefficient de transport D_0 . Concernant l'humidité relative du local, elle est très sensible aux paramètres suivants classés par ordre de sensibilité décroissante: l'isotherme de sorption, le taux de renouvellement d'air, le coefficient de transfert D_0 , la conductivité thermique, la chaleur spécifique et la masse volumique.

Les simulations ont été utilisées pour étudier le comportement hygrothermique sous des conditions climatiques hivernale et caniculaire. Elles ont montré que la régulation et le programme de chauffage ou de climatisation en fonction des besoins sont des sources d'économie d'énergie. On a démontré aussi que la combinaison entre la stratégie de climatisation, la ventilation hygroréglable et la capacité de sorption de la vapeur des parois permet de réduire considérablement les consommations énergétiques (de l'ordre 11,9 % par rapport à la ventilation classique avec un taux de ventilation constant). Pour le local étudié avec la ventilation hygroréglable, les parois en béton de chanvre peuvent absorber 70 g/h pendant la période d'occupation et dégager une chaleur de sorption équivalente à 4 % de l'énergie de chauffage pour le cas de la stratégie de ventilation hygroréglable. En plus, l'utilisation des enduits intérieurs en chanvre-chaux est conseillée du fait qu'il joue un rôle tampon sur le transfert de vapeur entre la paroi et l'ambiance intérieure du local. En période caniculaire, la ventilation nocturne pour le local en béton de chanvre n'est pas conséquente ce qui montre l'importance de le coupler avec des matériaux lourds pour éviter les surchauffes en été.

Dans ce travail, nous nous sommes intéressés aussi à un nouveau matériau 100% végétale jamais réalisé en France : le béton de chanvre à base d'amidon. Les études préliminaires ont montré que le béton de chanvre-amidon possède des caractéristiques hygrothermiques

intéressantes. Sa conductivité thermique est de l'ordre de $0,055 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$ comparée à $0,1 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$ pour le béton de chanvre. La valeur de la capacité tampon hydrique réelle du béton de chanvre-amidon est mesurée pour différentes formulations (annexe 3). La valeur obtenue qui est supérieure à $2 \text{ g}/(\text{m}^2.\% \text{HR})$ a confirmé que le béton de chanvre à base d'amidon est classé comme un excellent régulateur hydrique. Dans cette partie, les simulations numériques ont montré que le local en béton de chanvre-amidon permet de réduire la consommation énergétique de 22,16 % par rapport au béton de chanvre-chaux sous les conditions hivernales de Nancy et qu'il peut assurer un confort thermique en atténuant les pics de température pendant la journée sous les conditions estivales de la même ville.

Cet thèse ouvre de nombreuses perspectives. Concernant la partie numérique, les simulations du comportement hygrothermique du béton de chanvre effectuées n'étudient que le domaine hygroscopique sans prise en compte du phénomène hystérésis des courbes de sorption. Pour une connaissance plus complète du comportement hygrothermique de ce matériau, il serait intéressant d'étudier:

- Le comportement hygrothermique du béton de chanvre prenant en compte de l'hystérésis de sorption.
- Etude de la performance hygrothermique du béton de chanvre dans le domaine de la condensation capillaire sachant que les propriétés physiques du matériau vont changer forcément dans ce domaine.
- Prise en compte et modélisation de la pluie extérieure et l'étude de son interaction avec le béton de chanvre à l'échelle d'une paroi et à l'échelle du bâtiment.

En ce qui concerne les études expérimentales, il est nécessaire de :

- Compléter les essais afin de déterminer les caractéristiques hygrothermiques du béton de chanvre à base d'amidon ainsi que d'augmenter sa résistance mécanique pour appliquer ce matériau dans le génie civil.
- Déterminer expérimentalement la courbe d'hystérésis de sorption du béton de chanvre-amidon et du béton de chanvre-chaux ainsi que les résistances de contact entre le béton de chanvre et d'autres types de matériaux comme : enduit chanvre-chaux, enduit normal etc.

REFERENCES

- Abadie M O, Mendonça K C**, 2009. Moisture performance of building materials: From material characterization to building simulation using the Moisture Buffer Value concept. *Building and Environment*, v.44, 388-401.
- Abadie M, Deblois J.P, Mendes N**, 2005. A comparison exercise for calculating heat and moisture transfers using TRNSYS and PowerDomus. In: *4th IEA Annex 41 Working Meeting*, 2005, Trondheim. Paris: IEA, v. 1, 1-8. Palavras-chave: heat and moisture transfer.
- Afshari A, Bergsøe NC**, 2003. Humidity as a control parameter for ventilation. *Indoor and Built Environment*, v.12, 215–216.
- Al-Muhtaseb**, 2003. Water sorption isotherms of starch powders. Part 1: mathematical description of experimental data ». *Journal of Food Engineering*. 297-307.
- Andersen I, Korsgaard J**, 1984. Asthma and the indoor environment: assessment of the health implications of high indoor air humidity. *Environment International*, v.12, 121–127.
- ANSI/ASHRAE Standard 55**, 1992. Thermal environmental conditions for human occupancy. Atlanta: *ASHRAE*.
- ANSI/ASHRAE Standard 55**, 2004. Thermal Environmental Conditions for Human Occupancy. *American Society of Heating, Refrigerating and Air-Conditioning Engineers*, 35 p.
- Arfvidsson J**, 1998. Moisture Transport in Porous Media, Modelling Based on Kirchhoff Potentials. *Doctoral Dissertation*, Report TVBH-1010. Dept. of Building Physics Lund.
- Arnaud L, Cerezo V**, 2001. Qualification physique des matériaux de construction à base de chanvre. *Report*. Ecole Nationale des Travaux Publics de l'Etat, Département Génie Civil et Bâtiment, Vaulx-en-Velin.
- Arnaud L**, 2000. Mechanical and thermal properties of hemp mortars and wools : experimental and theoretical approaches. In : *Proceeding of the third international symposium bioresource hemp and other fiber crops*. Wolfsburg, Germany.
- Arnaud L, Cerezo V, Samri D**, 2006. Global approach for the design of building material containing lime and vegetable particles. In: *The Sixth International Symposium on Cement and Concrete*, Xi'an, 1261–1265.
- Barbosa RM, Mendes N**, 2008. Combined simulation of central HVAC systems with a whole-building hygrothermal model. *Energy and Buildings*, v.40(3), 276–288.
- Bellini Da Cunha Neto J.A**, 1992. Transport d'humidité en matériau poreux en présence d'un gradient de température. Caractérisation expérimentale d'un béton cellulaire. *Thèse de doctorat*. Université de Grenoble 1, Saint-Martin-d'Hères. France.
- Blondeau P, Sperandio M, Allard F**, 1997. Night ventilation for building cooling in Summer. *Solar energy*, v.61(5), 327-335.
- Bourdoukan P**, 2008. Etude numérique et expérimentale destinée à l'exploitation des techniques de rafraîchissement par dessiccation avec régénération par énergie solaire. *Thèse de doctorat*. Université de La Rochelle.
- Bruijn P. B, Jeppsson K.H, Sandin K, Nilsson C**, 2009. Mechanical properties of lime-hemp concrete containing shives and fibres. *Biosystems engineering*, vol.103, 474-479.
- Brunauer S, Emmett P.H, Teller E**, 1938. Adsorption of gases in multimolecular layers. *Journal of American Chemical Society*, vol.60, 309-319.
- Carmelit J, de Wit M, Jansen H**, 2005. Hysteresis and moisture buffering of wood. In: *Seventh Nordic symposium on building physics*, Reykjavik, 12–15 June 2005.
- Carslaw HS, Jaeger JC** 1959. Conduction of heat in solids. Oxford: Oxford University Press.
- Cerezo V**, 2005. Propriété mécanique thermiques et acoustiques d'un matériau à base de particules végétales : Approche expérimentale et modélisation théorique. *Thèse de doctorat*. Ecole Nationale des Travaux Publics de l'Etat, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon.

- Chamoïn J, Collet F, Pretot S**, 2009. Mesure de la perméabilité à la vapeur de bétons de chanvre projetés ou moulés. *IX ème colloque inter-universitaire franco-québécois sur la thermique des systèmes* ; Lille, le 18-19-20 mai 2009.
- Chen Y, Chen Z**, 1998. Transfer function method to calculate moisture absorption and desorption in buildings. *Building and Environment*, v.33, 201-207.
- Collet F**, 2004. Caractérisations hydrique et thermique de matériaux de génie civil à faibles impacts environnementaux. *Thèse de doctorat*. Institut National des Sciences Appliquées de Rennes.
- Collet F, Bart M, Moissette S, Serres L**, 2005. Conductivité thermique de matériaux à faibles impacts environnementaux – Modélisation par méthode auto-cohérente. *VIIème Colloque Interuniversitaire Franco-Québécois (CIFQ) – Thermique des systèmes* ; Saint-Malo, France, pp 449-454, 23 au 25 mai 2005.
- Crausse P, Laurent J.P, Perrin B**, 1996. Influence des phénomènes d’hystérésis sur les propriétés hydriques de matériaux poreux. Comparaison de deux modèles de simulation du comportement thermo hydrique de parois de bâtiment. *Rev Ren Therm*, v.35, 95-106.
- Cron F, Inard C, Belarbi R**, 2003. Numerical analysis of hybrid ventilation performance depending on climate characteristics. *International Journal of Ventilation*, v.1(Special Edition), 41-52.
- De Freitas V P, Abrantes V, Crausse P**, 1996. Moisture migration in building walls – analysis of the interface phenomena. *Building and Environment*, v. 31(2), 99-108.
- De Vries D.A**, 1958. Simultaneous transfert of heat and moisture in porous media. *Transaction of the American Geophysical Union*, v.39(5), 909-916.
- De Vries D.A**, 1987. The theory of heat and moisture transfer in porous media revisited. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, v.30, 1343–1350.
- Derluyn H, Hans J, Peter M, Jan C**, 2003. Moisture transfer across the interface between brick and mortar joint. *Proceedings of the Nordic Symposium on Building Physics 2008*, v.2, 865-872.
- Duforestel T, Dalieux P**, 1994. A model of hygroscopic buffer to simulate the indoor air humidity behaviour in transient conditions. *Proceedings of European Conference on Energy Performance and Indoor climate in Buildings*, Lyon, France, v.3,791-797
- EDF**, 1999. CLIM2000 2.4. Fiche technique. Moret-sur-Long : EDF, Direction des Etudes et Recherches, 4 p.
- El Diasty R, Fazio P, Budaiwi I**, 1993. Dynamic modeling of moisture absorption and desorption in buildings. *Building and Environment*, v.28, 21-32.
- El Hajj N**, 2010. Contribution à la conception et à l’élaboration d’une âme multicouche multifonctionnelle agrosourcée pour panneau sandwich : étude expérimentale et modélisation. *Thèse de doctorat*. Université de Picardie Jules Verne et Université de Technologie de Compiègne.
- Elfordy S, Lucas F, Tancret F, Scudeller Y, Goudet L**, 2007. Mechanical thermal properties of lime and hemp concrete (« hempcrete ») manufactured by a projection process, *Construction and Building Materials*, v.22, 2116-2123.
- Evrard A**, 2008. Transient hygrothermal behaviour of Lime-Hemp Materials. *Thèse de doctorat*. Ecole polytechnique de Louvain, Belgique.
- Fang L, Clausen G, Fanger P O**, 1998. Impact of temperature and humidity on perception of indoor air quality. *Indoor Air*; v.8, 80-90.
- Fang L, Wargocki P, Witterseh T, Clausen G, Fanger P O**, 1999. Field study on the impact of temperature, humidity and ventilation on perceived air quality. *In: Proceeding of the 8th international congress on indoor air quality*, v.2. Edinburgh, UK, 1999. p. 107-112.
- Fick A**, 1855. ‘Über diffusion’. *Annalen der Physik und Chemie*, v. 94, 59-86.
- Garcia-Jaldon C**, 1995. Caractérisation morphologie et chimique du chanvre (cannabis sativa), prétraitement à la vapeur et valorisation. *Thèse de doctorat*. Université Joseph Fourier, 217 p.
- GIEC**, 2007. Climate Change 2007: Synthesis Report. Contribution of Working Groups I, II and II to the Fourth Assessment Report of the Intergovernmental Panel on Climate Change. Genève.
- Gillet E**, 2009. Réalisation d’un nouveau matériau de la construction 100% végétal. *Rapport de master recherche 2*. Université de Reims Champagne Ardennes – France.

- Glaser H**, 1959. Graphisches Verfahren zur Untersuchung von Diffusionsvorgänge. *Kalfttechnik*, v.10, 345-349.
- Grelat A**, 2005. Utilisation des matériaux renouvelables en parois de maisons individuelles à ossature bois. *Rapport final de l'Annexe 3- Expérimentations en laboratoire, Instrumentation in situ*. Fédération Française Du Bâtiment.
- Hotnianeau A**, 2010. Mechanical, thermal and acoustical properties of starch hemp concrete. *Internship report*. Université de Reims Champagne Ardennes - France.
- Janssens A, De Paepe M**, 2005. Effect of moisture inertia models on the predicted indoor humidity in a room. *In proceedings of 26th AIVC Conference*; Bruxelles (Belgique), 21-23 Septembre 2005. p.287-294.
- Jokisalu J, Kurnitski J**, 2002. Simulation of energy consumption in typical Finnish detached house. Helsinki University of Technology, HVAC Laboratory, *report B74*.
- Juslin K**, 2009. Analyse multicritères des stratégies de ventilation en maisons individuelles. *Thèse de doctorant*. Université de La Rochelle.
- Karagiozis A, Künzel H, Holm A**, 2001. WUFI ORNL/IBP Hygrothermal model. Proceeding of the eighth conference on building science and technology, *Solution to Moisture Problems in Building Enclosure*, 158-183.
- Kari B, Perrin B, Foures J.C**, 1991. Perméabilité à la vapeur d'eau de matériaux de construction : calcul numérique. *Materials and Structures*, v.24, 277-233.
- Kerestecioglu A, M Swami, Kamel A**, 1990a. Theoretical and computational investigation of simultaneous heat and moisture transfer in buildings: 'Effective penetration depth' theory. *ASHRQE Transactions*, v.96(1), 447-454.
- Kerestecioglu, A, Gu L**, 1990b. "Theoretical and computational investigation of simultaneous heat and moisture transfer in buildings: "evaporation and condensation" theory". *ASHRQE Transactions*, v.96(1), 455-464.
- King S**, 1997. Asthma, house dust mites and indoor climate. *Architectural Science Review*,40,43-47.
- Krus M**, 1996. Moisture transport and storage coefficients of porous mineral building materials. Theoretical principles and new test methods. Stuttgart: Fraunhofer IRB Verlag, 1996. ISBN, 3-8167-4535-0.
- Kunzel H**, 1995. Simultaneous Heat and Moisture Transport in Building Components. One and two dimensional calculation using simple parameters. *Fraunhofer IRB Verlag Stuttgart* 1995. ISBN v.3-8167-4103-7.
- Kwiatkowski J, Woloszyn M, Roux J.J**, 2009. Modelling of hysteresis influence on mass transfer in building materials. *Building and Environment*, v. 44, 633-64.
- Lackey J C, Marchand R G, Kumaran M K**, 1997. A logical extension of the ASTM standard E96 to determine the dependence of water vapor transmission on relative humidity. *Insulation Materials: Testing and Applications*, v. 3, pp. 456-469.
- Langmuir I**, 1918. The adsorption of gases on plane surfaces of glass, mica and platinum. *Journal of the American Chemical Society*, vol.40, 1361-1403.
- Li Z, Wang X, Wang L**, 2006. Properties of hemp fibre reinforced concrete composites, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, v. 37, 497-505.
- Maalouf C**, 2006. Étude du potentiel de rafraîchissement d'un système évaporatif à désorption avec régénération solaire. *Thèse de doctorat*. Université de La Rochelle.
- Maalouf C, Tran Le A D, Chahwane L, Lachi M, Wurtz E, Mai T H**, 2010. A study of the use of thermal inertia in simple layer walls and its application to the use of a vegetal fiber material in buildings. *International Journal of Energy, Environment, and Economics*, 2010. In press.
- Maalouf C, Tran Le A D, Lachi M, Wurtz E, Mai T H**, 2010. Effect of moisture transfer on thermal inertia in simple layer walls. *Proceedings of Urban sustainability, cultural sustainability, green development green structures and clean cars (USCUDAR 2010)*, Malta, September 2010, p. 100-109.
- Maalouf C, Tran Le A D, Mai T H, Wurtz E**, 2008. Etude dynamique d'une paroi en béton chanvre avec et sans prise en compte des transferts de masse. *Conférence nationale IBPSA France*, 2008.

- Mendes N, Ridley I, Lamberts R, Philippi P C, Budag K**, 1999. Umidus: A PC Program For The Prediction Of Heat And Mass Transfer In Porous Building Elements In. *International Conference on Building Performance Simulation (IBPSA '99)*, Kyoto.
- Mendes N, Winkelmann FC, Lamberts R, Philippi PC**, 2003. Moisture effects on conduction loads. *Energy and Buildings*, v.35(7), 631–644.
- Mendes N., Oliveira R.C.L.F. and Santos G.H**, 2003. DOMUS 2.0: A whole-building hygrothermal Simulation program, *Eighth International Conference on Building Performance Simulation (IBPSA '2003)*, Eindhoven, Netherlands.
- Mendonça K C**, 2004. Modélisation thermo-hydro-aéraulique des locaux cimatisés selon l'approche zonale, prise en compte des phénomènes de sorption d'humidité. *Thèse de doctorat*. Université de la Rochelle.
- Merakeb S, Dubois F, Petit C**, 2009. Modeling of the sorption hysteresis for good. *Wood Sci Technol*, vol.43, 575-589.
- Merakeb S, Dubois F, Petit C**, 2009. Modélisation des hystérésis de sorption dans les matériaux hygroscopiques. *Comptes rendus mécanique*, v.337, 34-39.
- Merouani L**, 1987. Phénomène de sorption et de transfert d'humidité dans les bâtiments. Etude expérimentale comparative d'un mortier de ciment et d'un enduit de façade. *Thèse de doctorat*, Institut National Polytechnique de Grenoble.
- Mohamed L**, 1991. Détermination des diffusivités thermiques des matériaux composites par méthode flash bidirectionnelle. *Thèse de doctorat*. Institut National Polytechnique de Lorraine.
- Mora L**, 2003. Prédiction des performances thermo aérauliques des bâtiments par association de modèles de différents niveaux de finesse au sein d'un environnement orienté objet. *Thèse de doctorat*. Université de La Rochelle.
- Musy M**, 1999. Génération automatique de modèles zonaux pour l'étude du comportement thermo-aéraulique des bâtiments. *Thèse de doctorat*. Université de La Rochelle.
- Navi P, Heger F**, 2005. Comportement thermo-hydrromécanique du bois. Applications Technologiques et dans les Structures. Presses polytechnique et universitaires romandes.
- Nofal M, Straver M, Kumaran K**, 2001. Comparison of four hygrothermal models in terms of long term performance assessment of wood-frame constructions. *The eighth conference on building science and technology, Solution to Moisture Problems in Building Enclosure*, 119-138.
- O'Dowd J, Quinn D**, 2005. Investigating Properties of Hemp and Lime Construction. Report. Department of Civil Engineering, University College Dublin.
- Osanyintola O F, Talukdar P, Simonson C J**, 2006. Effect of initial conditions, boundary conditions and thickness on the moisture buffering capacity of spruce plywood. *Energy and Buildings*, v.38 (10), 1283–1292.
- Osanyintola OF, Simonson CJ**, 2008. Moisture buffering capacity of hygroscopic building materials: experimental facilities and energy impact. *Energy and Buildings*, v.38(10), 1270–1282.
- Ozaki A, Watanabe T, Hayashi T, Yuji R**, 2001. Systematic analysis on combined heat and water transfer through porous materials based on thermodynamic energy. *Energy and Buildings*, v.33, 341-250.
- Peralta P.N**, 1995. Modelling wood moisture sorption hysteresis using the independent-domain theory. *Wood Fiber Science*, v.27, 250–7.
- Peuhkuri R, Rode C**, 2005. Using dynamic moisture loading tests for determination of moisture buffer value. *Annex 41 Meeting*, Montreal 16-18. May.
- Philip J.R, De Vries D.A**, 1957. Moisture movement in porous material under temperature gradients. *Transaction of The American Geophysical Union*, v.38, 2, 222-232.
- Piot A**, 2009. Hygrothermique du bâtiment: expérimentation sur une maison à ossature bois en condition climatiques réelles et modélisation numérique. *Thèse de doctorat*. Institut National des Sciences Appliquées de Lyon.
- Qin M, Belarbi R, Ait-Mokhtar A, Allard F**, 2009. Simulation of couple heat and moisture transfer in air-conditioned buildings. *Automation in Construction*, v.18, 624-631.

- Qiu X, Haghghat F, Kumaran K**, 2003. Moisture transport across imperfect hydraulic contact interfaces between building materials. *J. Therm. Envelope Build. Sci*, 26 (3) 213–236.
- Raoust M**, 1979. Méthode de calcul en architecture climatique. Rapport Plan Construction.
- Rode Pedersen C**, 1990. Combined heat and moisture transfer in building constructions. *Ph.D thesis. Report 214*. Thermal Insulation Laboratory, Technical University of Denmark.
- Rode Pedersen C**, 2005. Moisture buffering of Building Materials. Department of Civil Engineering Technical University of Denmark. *Report BYG DTU R-126*. Denmark.
- Rode Pedersen C, Clorius Ch. O**, 2004. Modeling of Moisture Transport in Wood with Hysteresis and Temperature-Dependent sorption Characteristics, *proceedings Building IX Clearwater Beach (Florida)*, Norvège.
- Rode Pedersen C, Peuhkuri R, Time B, Svennberg K, Ojanen T**, 2007. Moisture buffer value of building material. *Journal of ASTM International*, v. 4, p.12.
- Samri D**, 2008. Analyse physique et caractérisation hygrothermique des matériaux de construction : approche expérimentale et modélisation numérique. *Thèse de doctorat*. Ecole Nationale des Travaux Publics d'Etat (ENTPE).
- Sowell E F, Haves P**, 2001. Efficient solution strategies for building energy system simulation. *Energy and Buildings*, v.33, 309-317.
- Terashima T, Mizuhata M**, 1997. Moisture movement in double layer building materials. *Proceedings of Clima 2000 Conference*.
- Time B**, 2006. Studies on hygroscopic moisture transport in Norway spruce (*Picea abies*). Part2: Modelling of transient moisture transport and hysteresis in wood. *HolzAlsRoh-und Werkstoff 2002*, 60(6).
- Tittlein, P**, 2008. Environnement de simulation adapté à l'étude du comportement énergétique des bâtiments basse consommation. *Thèse de doctorat*. Université de Savoie.
- Toftum J, Jørgensen AS, Fanger PO**, 1998. Upper limits for indoor air humidity to avoid uncomfortable humid skin. *Energy and Buildings*, 28, 1–13.
- Tran Le A D**, 2010a. Etude de transfert hygrothermique dans une paroi double couche. Concours Jeunes Chercheurs " René Houpert ". *Les 28^{èmes} rencontres universitaires de génie civil*, La Bourboule.
- Tran Le A D, Maalouf C, Mendonça KC, Mai TH, Wurtz E**, 2009a. Study of moisture transfer in a double-layered wall with imperfect thermal and hydraulic contact resistances, *Journal of Building Performance Simulation*, v.2(4), 251-266.
- Tran Le A D, Maalouf C, Mai T H, Wurtz E**, 2009d. Study of the transient behaviour of a hemp concrete building envelope. *Building Simulation 2009*, Glasgow, UK, July.
- Tran Le A D, Maalouf C, Mai T H, Wurtz E, Collet F**, 2010b. Transient hygrothermal behaviour of a hemp concrete building envelope. *Energy and Building*, v.42(10), 1797-1806.
- Tran Le A D, Maalouf C, Mai T H**, 2008. Modélisation du comportement thermique d'une paroi en béton de chanvre. *Les 26^{èmes} rencontres universitaires de génie civil*, réf. 59, CD Rom, 2008, Nancy.
- Tran Le A D, Maalouf C, Mai T H**, 2009c. Study of the Transient Hygrothermal Behaviour of Multi-Layer Hemp Concrete Wall. *International Symposium on Convective Heat and Mass Transfer in Sustainable Energy*, Hammamet, Tunisia, Mai.
- Tran Le A D, Maalouf C, Mai T H, Braquets J, Lachi M**, 2009b. Simulation dynamique du comportement hygrothermique d'un local en béton de chanvre. *Les 27^{èmes} rencontres universitaires de génie civil*, réf. 01-09, CD Rom, 2009.
- Whitaker S**, 1997. Simultaneous heat, mass, and momentum transfer in porous media: a theory of drying. *Advances in heat transfer*, v.13, 119-203.
- Wilson M.A, Hoff W D, Hall**, 1995. Water movement in porous building materials – XIII Absorption in two – layer Composite. *Building and Environment*, v.30, 209-219.
- Wolfgang F**, 2000. Recommendation for Inside Air Humidity in Winter in Homes with Ventilation Systems, Particularly Passive Homes. Passivhaus Institut, Darmstadt, December 2000.

- Woloszyn M**, 1999. Modélisation hygro-thermo-aéraulique des bâtiments multizones. Proposition d'une stratégie de résolution du système couplé. *Thèse de doctorat*. Institut National des Sciences Appliquées de Lyon.
- Woloszyn M, May M, Kwiatkowski J**, 2006. Influence des conditions aux limites sur les mesures de "l'inertie hygrique" des matériaux de construction. *24^{èmes} Rencontres Universitaires de Génie Civil*. Juin 2006. La Grande Motte. France.
- Woloszyn M, Kalamees T, Abadie M O, Steeman M, Kalagasidis A S**, 2009. 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, 515 – 524.
- Woloszyn M, Rode C, Roux J.J**, 2008. Synthèse sur la modélisation thermo-hygro-aéraulique des bâtiments dans l'Annexe 41 de l'Agence Internationale de l'Energie. *Conférence IBPSA France*, Lyon.
- Wong S P, Wang S K**, 1990. Fundamentals of simultaneous heat and moisture transfer between the building envelope and the conditioned space air. *ASHRAE Transactions*, Part 2, 73-83.
- WUFI**: Wärme und Feuchte instationär consultable sur: http://www.wufi.de/index_e.html.
- Wurtz E**, 1995. Modélisation tridimensionnelle des transferts thermiques et aérauliques dans le bâtiment en environnement orienté objet. *Thèse de Doctorat*. Ecole Nationale de Ponts et Chaussées, 206p.

ANNEXES

ANNEXE 1 : VALIDATION DES MODELES

1 VALIDATION DU MODELE DE LA PAROI MONOCOUCHE EN BETON DE CHANVRE SOUMISE A UNE SOLLICITATION DE L'HUMIDITE RELATIVE

Afin de déterminer la valeur de la capacité de tampon hydrique réelle du béton de chanvre, les essais ont été effectués au GRESPI/Thermomécanique de l'Université de Reims. Deux échantillons dont la surface est proche (10 x11 cm pour l'échantillon 1 et 12 cmx12 cm pour l'échantillon 2) avec des épaisseurs différentes de 3 et 6 cm respectivement ont été utilisés. Les cinq faces des échantillons sont imperméables et la seule face exposée aux variations climatiques intérieures est étudiée. Nous avons effectué deux tests :

- Test1 : La température de l'étuve est maintenue constante à 20°C. L'humidité relative intérieure était fixée à 75% pour 24h ensuite à 35% pour les 24 h suivantes ainsi de suite... Initialement les échantillons ont été placés dans l'étuve à 20°C et 35% d'humidité relative pour 48h.
- Test 2 : La température de l'étuve est maintenue constante à 30°C. L'humidité relative intérieure était fixée à 95% pour 24h ensuite à 35% pour les 24 h suivantes ainsi de suite... Initialement les échantillons ont été placés dans l'étuve à 30°C et 35% d'humidité relative pour 48h.

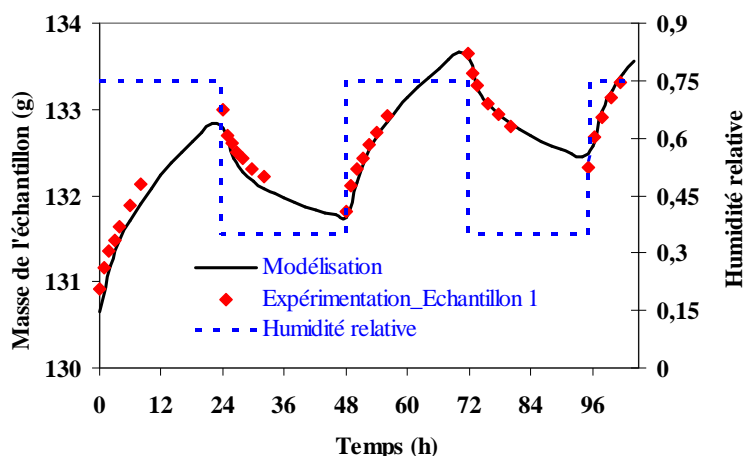


Figure A. 1 : Comparaison des évolutions de masse de l'échantillon 1 de test 1 entre les résultats numériques et expérimentaux.

Densité	Conduc- thermique λ	Chaleur spécifique sèche	D_{Θ}	D_T	$D_{\Theta v}$	D_{Tv}
kg/m ³	W/m.K	J/kg.K	m ² /s	m ² /(s.K)	m ² /s	m ² /(s.K)
415	0,11	1000	1,2E-09	1E-12	1E-9	1E-12

Tableau A. 1: Propriétés du béton de chanvre pour la validation.

La comparaison de la variation de masse des échantillons 1 et 2 pour le test 1 entre les résultats numériques et expérimentaux pendant 5 jours est montrée dans les figures A.1 et A.2.

Le tableau A.1 montre les caractéristiques du béton de chanvre utilisés. Nous constatons une très bonne cohérence entre les résultats numériques et celle d'expérimentation. En fait, les valeurs de δ_{EQM} de la masse des échantillons des deux échantillons sont de 0,14 g et 0,15 g respectivement. On note que la masse des échantillons augmente du fait que la teneur en eau initiale dans le matériau n'est pas la valeur d'équilibre. Le régime établi sera atteint après quelques cycles.

Concernant la confrontation des résultats numériques avec ceux d'expérimentation pour le test 2 pour les deux échantillons, elle est montrée dans les figures A.3 et A.4. Encore une fois, un très bon accord a été obtenu et les valeurs δ_{EQM} de la masse des échantillons sont de 0,14 g et 0,13 g pour les échantillons 1 et 2 respectivement.

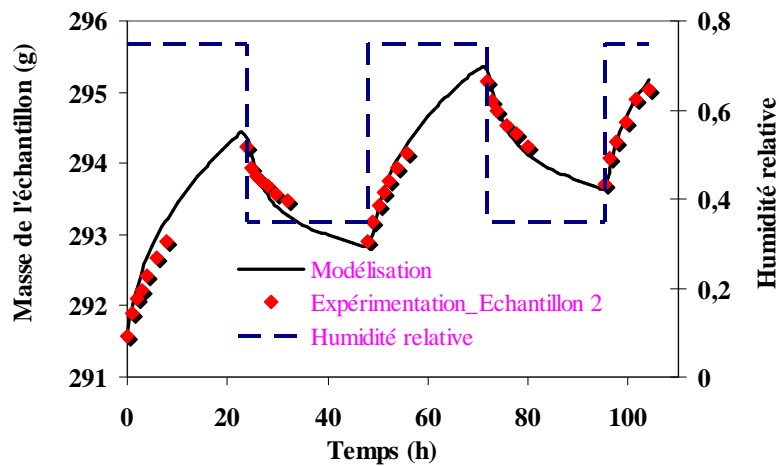


Figure A. 2 : Comparaison des évolutions de masse de l'échantillon 2 de test 1 entre les résultats numériques et expérimentaux.

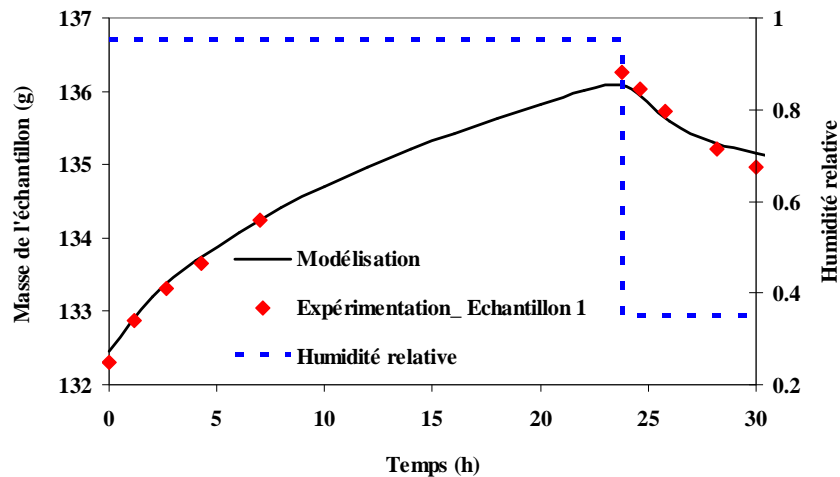


Figure A. 3 : Comparaison des évolutions de masse de l'échantillon 1 de test 2 entre les résultats numériques et expérimentaux.

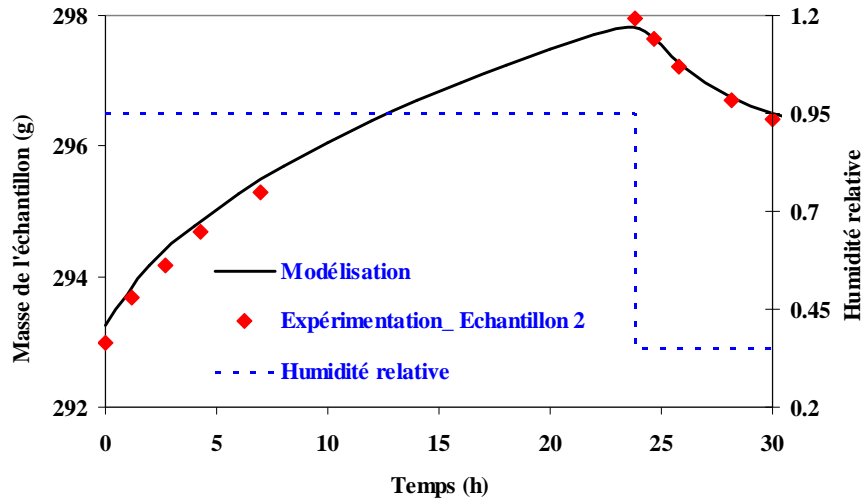


Figure A. 4: Comparaison des évolutions de masse de l'échantillon 2 de test 2 entre les résultats numériques et expérimentaux.

2 ETUDE DES TRANSFERTS HYGROTHERMIQUES DANS UNE PAROI MULTICOUCHE

La validation est faite en se basant sur les travaux expérimentaux de **Terashima** (1997). Tout d'abord, on présente en détail la description d'essai et les caractéristiques des matériaux utilisés.

A- Description d'essai

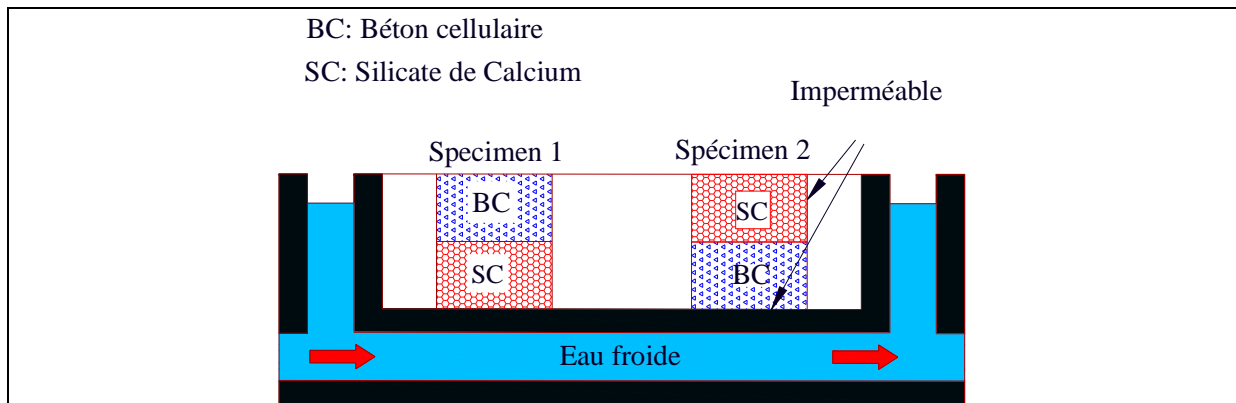


Figure A. 5: Schéma d'essai.

La figure A.5 montre le schéma d'essai. La description en détail des essais est montrée dans le chapitre 2.

B- Caractéristiques des matériaux utilisés

	Chaleur spécifique $J.kg^{-1}.K^{-1}$	Masse volumique $(kg.m^{-3})$	Epaisseur (mm)
Béton cellulaire	1044	518	15
Silicate de calcium	760	450	15

Tableau A. 2: Les caractéristiques des matériaux utilisés.

Le tableau A.2 montre les caractéristiques des matériaux utilisés à l'état sec. La conductivité thermique, le coefficient de transfert de masse en fonction de la teneur en eau et la courbe isotherme de sorption sont montrés dans les figures A.6 ; A.7 ; A.8 et A.9 respectivement.

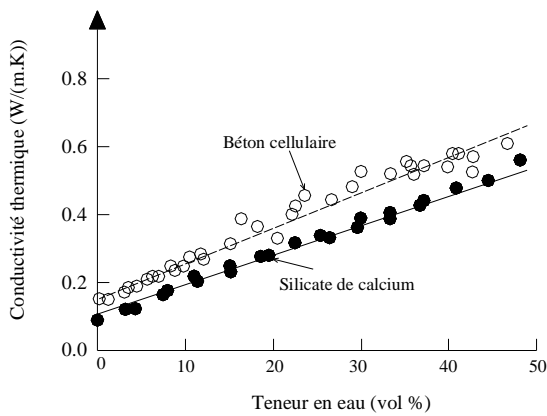


Figure A. 6: La conductivité thermique des matériaux utilisés.

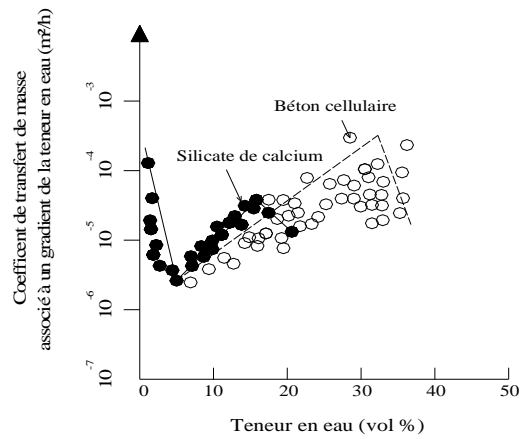


Figure A. 7: Coefficient de transfert de masse associé à un gradient de la teneur en eau.

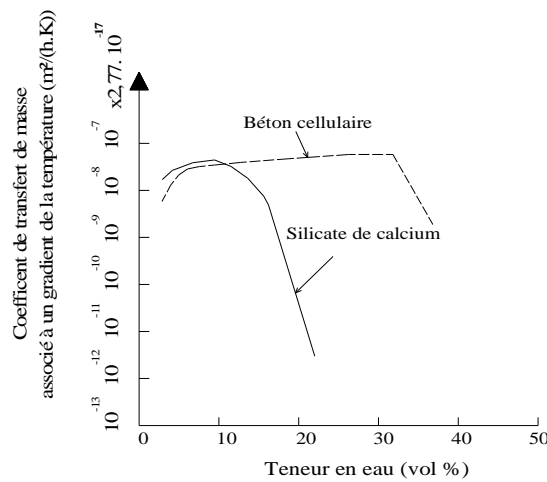


Figure A. 8: Coefficient de transfert de masse associé à un gradient de la température.

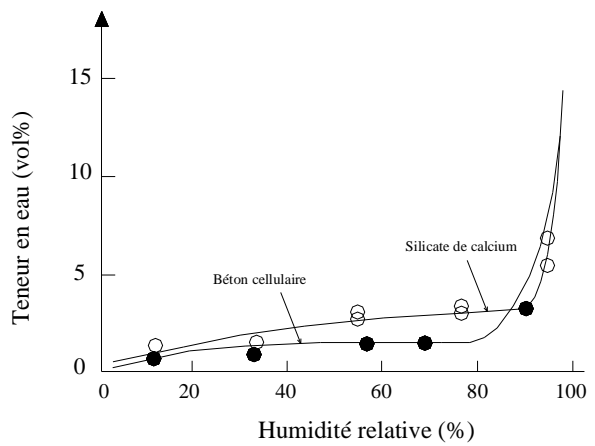


Figure A. 9: La courbe isotherme de sorption des deux matériaux utilisés.

C- Etude de sensibilité des paramètres

La comparaison montre que le modèle de contact imparfait prédit bien la distribution de la teneur en eau dans la paroi. Dans cette partie, on étudie la sensibilité des paramètres des modèles sur les résultats obtenus pour le spécimen 2 (Tran Le et al, 2009).

C1. Influence de la finesse de discrétisation de l'espace sur les résultats

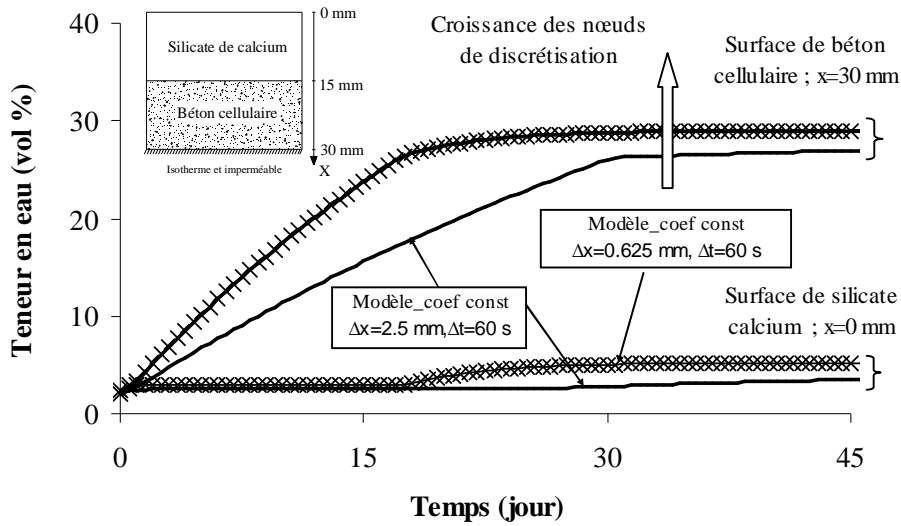


Figure A. 10 : Influence de finesses de discrétisation de l'espace sur la teneur en eau.

La figure A.10 montre l'influence de la finesse de discrétisation de l'espace sur la teneur en eau. Chaque couche de la paroi est discrétisée en 7 ; 16 et 25 nœuds avec des pas de l'espace de 2,5 ; 1 et 0,625 mm. Les résultats obtenus avec les cas de discrétisation en 16 nœuds sont très proches avec ceux en 25 nœuds et ne sont pas tracés. Il est noté que plus la discrétisation est fine, plus le résultat obtenu est cohérent avec les résultats expérimentaux.

C2. Influence de la courbe de sorption sur les résultats

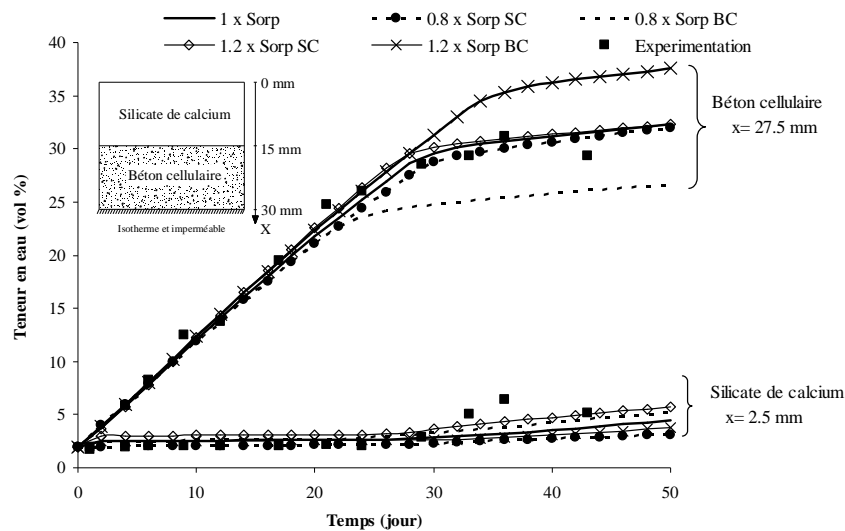


Figure A. 11: Influence de sorption sur la teneur en eau.

La figure A.11 représente l'influence de l'isotherme de sorption sur la teneur en eau dans chaque couche de la paroi. Une différence de 20% de la courbe influence considérablement la teneur en eau dans les deux matériaux, particulièrement pour le cas du béton cellulaire.

C3. Influence de la résistance massique du transfert liquide à travers l'interface de contact (R_{ml}) sur les résultats

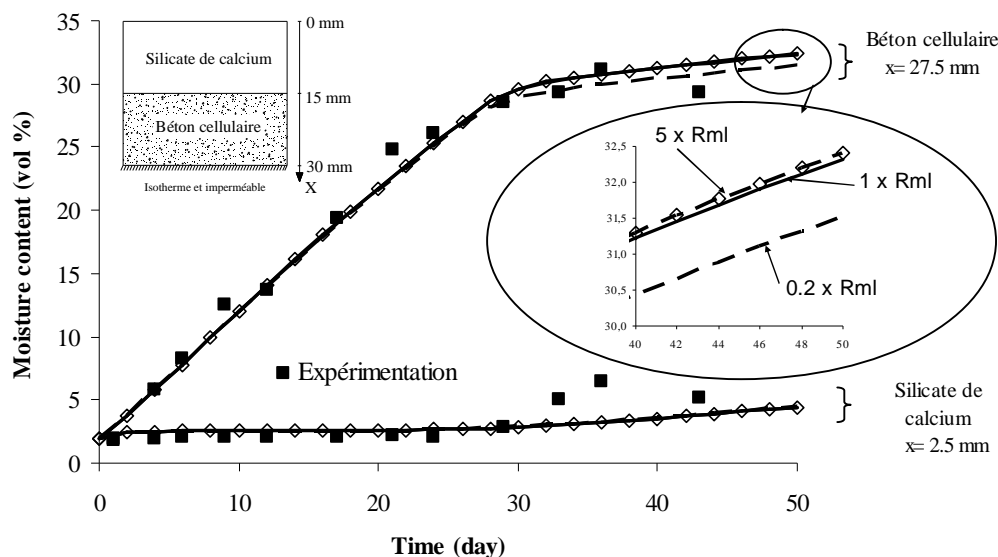


Figure A. 12 : Influence de la résistance massique du transfert liquide à l'interface de contact sur la teneur en eau.

L'influence de la résistance massique du transfert liquide à l'interface de contact sur la teneur en eau est représentée dans la figure A.12. Plus la valeur R_{ml} est élevée, plus la teneur en eau du béton cellulaire est élevée. Ceci s'explique par le fait que le transfert de la phase liquide se fait de la couche en béton cellulaire à celle en silicate de calcium du fait que l'humidité est stockée à la surface intérieure du béton cellulaire causant un flux de l'intérieur vers l'extérieur. Plus la vapeur est stockée, plus la teneur en eau dans le béton cellulaire est grande et le flux d'humidité lié au gradient de la teneur en eau est grand. Il est intéressant de noter que ce flux est opposé à celui lié au gradient de température.

C4. Influence de la résistance massique du transfert de vapeur à travers l'interface de contact (R_{mv}) sur les résultats

L'influence de la résistance massique du transfert de vapeur à travers l'interface de contact (R_{mv}) est très faible. Plus la valeur de R_{mv} est importante, plus la teneur en eau du béton cellulaire est faible puisque la vapeur se fait de la couche de silicate de calcium à la couche en béton cellulaire.

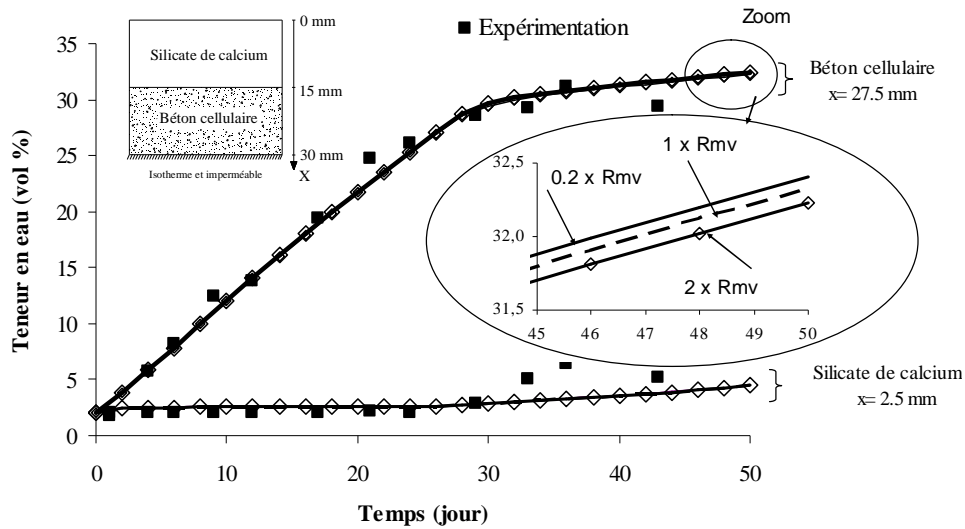


Figure A. 13 : Influence de la résistance massique du transfert de vapeur à l'interface de contact sur la teneur en eau.

C5. Influence de la résistance thermique du transfert chaleur à travers l'interface de contact (R_{th}) sur les résultats

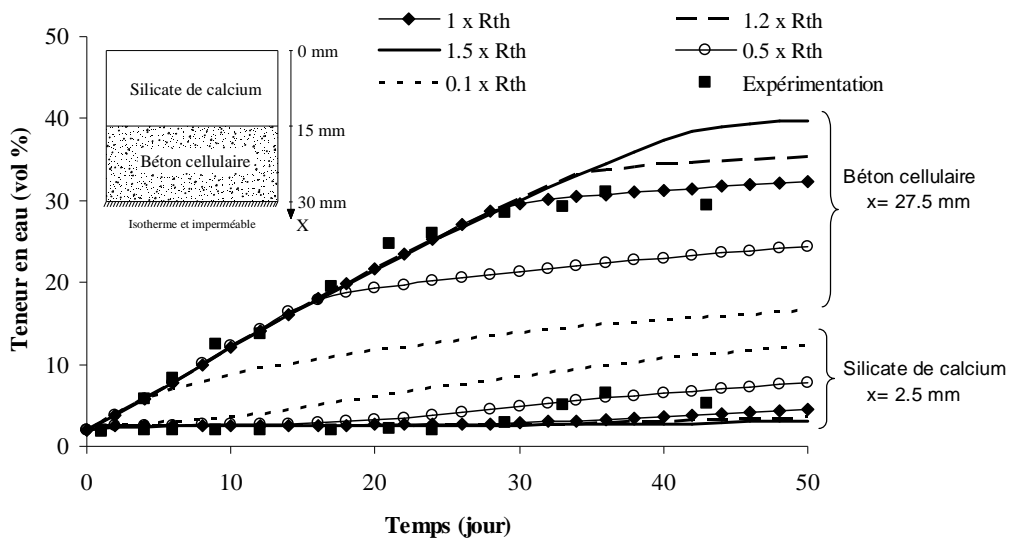


Figure A. 14 : Influence de la résistance thermique de l'interface de contact sur la teneur en eau.

La figure A.14 représente l'influence de la résistance thermique de l'interface de contact sur la teneur en eau dans la paroi quand elle varie de 10 à 150 %. Le résultat montre que le flux de l'humidité dans la paroi dépend surtout de la résistance thermique de contact. Plus on augmente la résistance thermique de contact, plus la teneur en eau dans la couche en béton cellulaire est grande du fait que le flux de vapeur lié au gradient de la température va augmenter.

C6. Etude de l'influence des sous-modèles sur les résultats

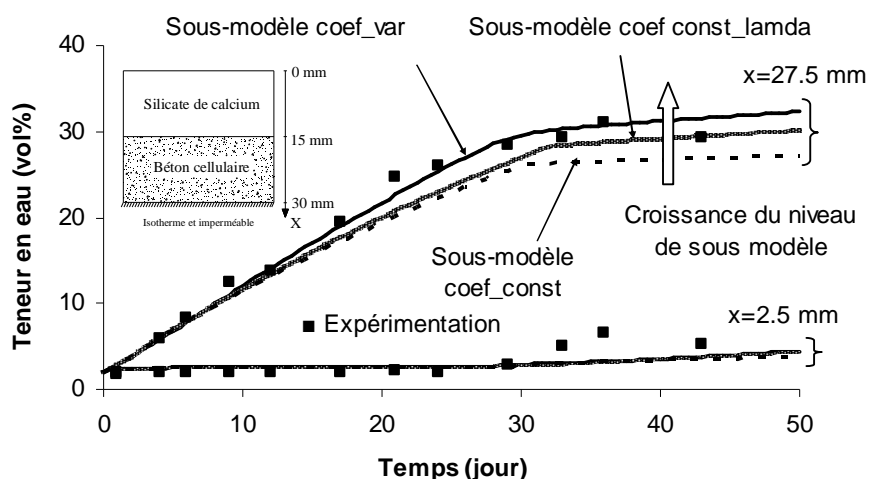


Figure A. 15 : Influence des sous-modèles sur la teneur en eau.

On considère dans cette partie l'influence des sous-modèles sur la teneur en eau dans la paroi. On note que le modèle avec les coefficient variable prédit mieux la distribution de la teneur en eau dans le matériau. La différence de la teneur en eau entre le modèle avec coefficients variables et celui dont les coefficients sont constants peut atteindre 5 % et 0,6 % pour le béton cellulaire et le silicate de calcium respectivement.

D- Influence du contact imparfait sur les conditions intérieures du local

Nous comparons le comportement hygrothermique du local dont le plan est montré dans la figure A.16 pour les deux modèles avec et sans résistance de contact. Les températures intérieure et extérieure sont constantes de 20°C et 5°C respectivement. L'humidité relative (HR) du local est initialement égale à 60 %, en équilibre avec les conditions extérieures. La simulation est effectuée avec un taux de renouvellement d'air n (vol/h) préchauffé à une température de 20 °C et à une humidité relative de 25 %. Aucune source de vapeur ou de chaleur n'est considérée dans le local.

La figure A.17 montre la variation de l'humidité relative intérieure du local en fonction du taux de ventilation pour deux cas de contact parfait et imparfait. Il est noté que plus le taux de renouvellement d'air augmente plus l'HR intérieure diminue rapidement du fait que le flux d'air sec dû à la ventilation augmente. L'HR intérieure pour le cas de contact imparfait est plus faible que celle du contact parfait et sa différence est de l'ordre 0.7 %. Cette différence est plus élevée lorsque le taux de renouvellement d'air diminue. L'étude de sensibilité de la distribution de l'humidité dans la paroi double couche (Tran Le et al, 2009) montre que le flux de l'humidité dans la paroi dépend surtout de la résistance thermique de contact. Si cette résistance augmente, le flux massique traversant la paroi augmente. Par conséquent, dans le cas de contact imparfait le flux de l'humidité dans paroi est plus élevé et conduit à une diminution de l'HR intérieure du local. L'énergie consommée pendant les deux mois est montrée dans la figure A.18. La prise en compte de la résistance de contact nous permet de

Annexe 1 : Validation des modèles

réduire de 10 % les consommations énergétiques par rapport au cas de contact parfait à cause de la diminution du flux des déperditions thermiques dans les parois.

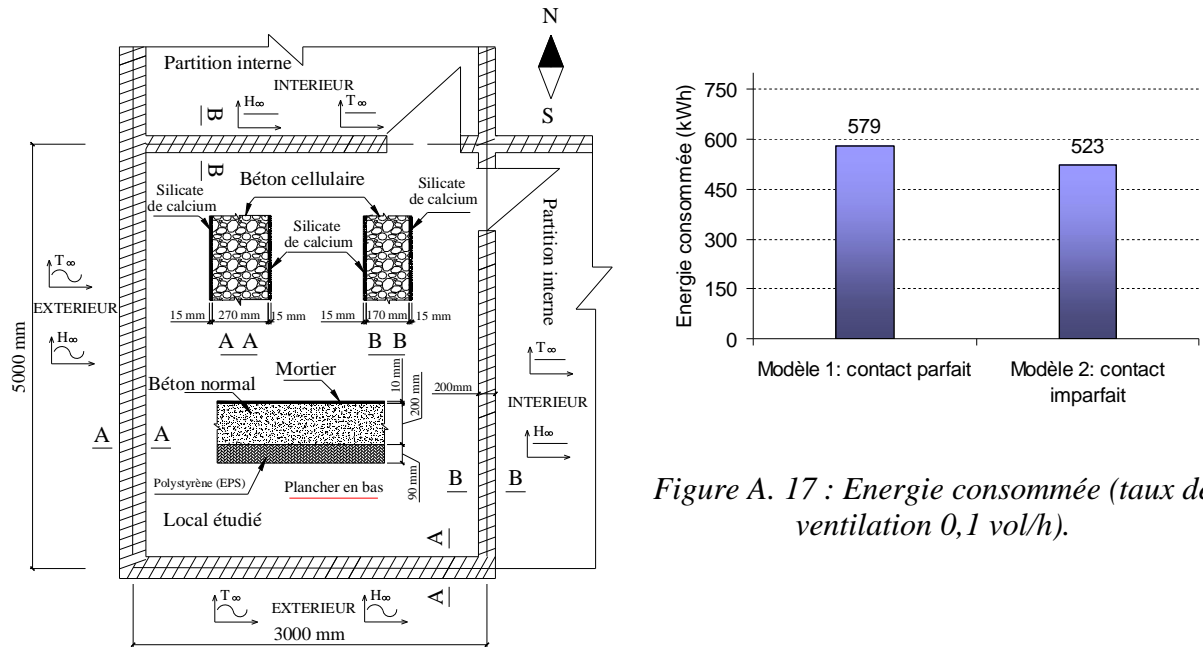


Figure A. 16 : Plan du local étudié.

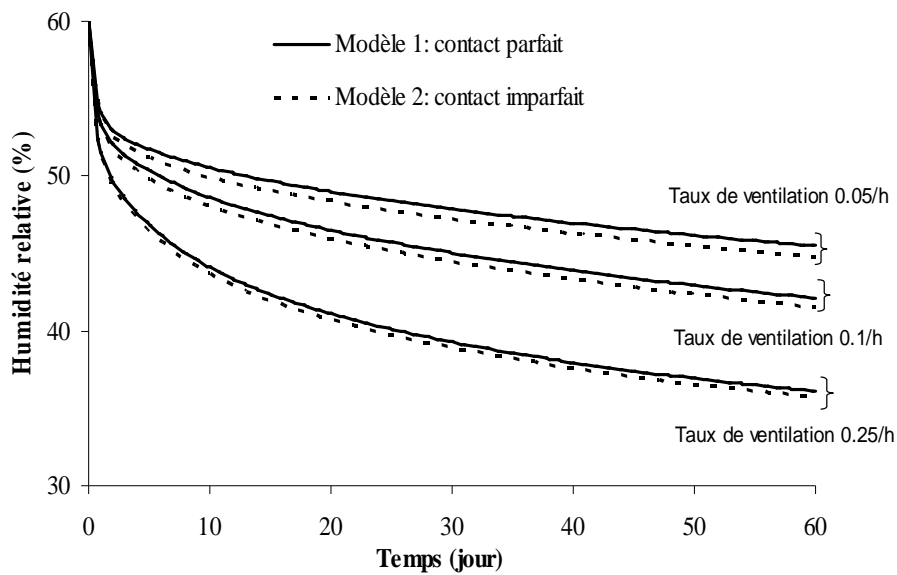


Figure A. 18 : Variation de l'humidité relative intérieure.

3 EXERCICES DE COMPARAISON CE3 DE L'ANNEXE 41

L'objectif de cette section est de valider le code de calcul pour le modèle thermo-hydro-aérodynamique dans le bâtiment que nous venons de présenter. On va confronter les résultats numériques avec les résultats expérimentaux trouvés dans la littérature : Annexe 41 de l'Agence Internationale de l'Energie (AIE). Tout d'abord on parlera de l'objectif visé de l'annexe 41 puis on présentera la configuration de cellule d'essai et les conditions d'essai.

A- Présentation de l'annexe 41 de l'Agence Internationale de l'Energie

L'annexe 41 de l'Agence Internationale de l'Energie (programme de ECBCS « Energy Conversation in Building and Community Systems ») s'est intéressée aux transferts couplés hydrothermiques dans le bâtiment. Dans ce projet de 4 ans (2004-2008), les scientifiques de 39 universités et institutions de 19 pays du monde sont rassemblés afin d'une part de renforcer les théories de transfert hydrothermique et d'autre part d'analyser les influences de transfert hydrothermique couplé sur le confort thermique de l'habitat, les consommations énergétiques et la durabilité de l'enveloppe. Une partie importante de ce projet a été consacrée à la modélisation hydrothermique du bâtiment puis six exercices de simulation ont été effectués pour valider les codes de calcul.

Le travail de l'annexe 41 peut être structuré en quatre sous-tâches (Woloszyn, 2008) :

- Modélisation et exercices de comparaison ;
- Investigation expérimentale ;
- Conditions aux limites ;
- Application.

Dans cette partie, les résultats de la sous-tâche « Modélisation et exercices de comparaison » ont été utilisés pour valider notre code de calcul. On présentera par la suite la configuration de la cellule d'essai.

B- Les caractéristiques générales de la chambre testée

La chambre testée se trouve au Fraunhofer- Institute of Building Physics à Holzkirchen en Allemagne avec les coordonnées géographiques : 680m d'altitude, 47.88° nord de latitude et 11.73° Est de longitude. Les conditions climatiques extérieures sont disponibles sur le site de l'annexe. Les plans de la chambre testée sont montrés dans la figure A.19. Les caractéristiques des matériaux utilisés sont montrées dans la suite.

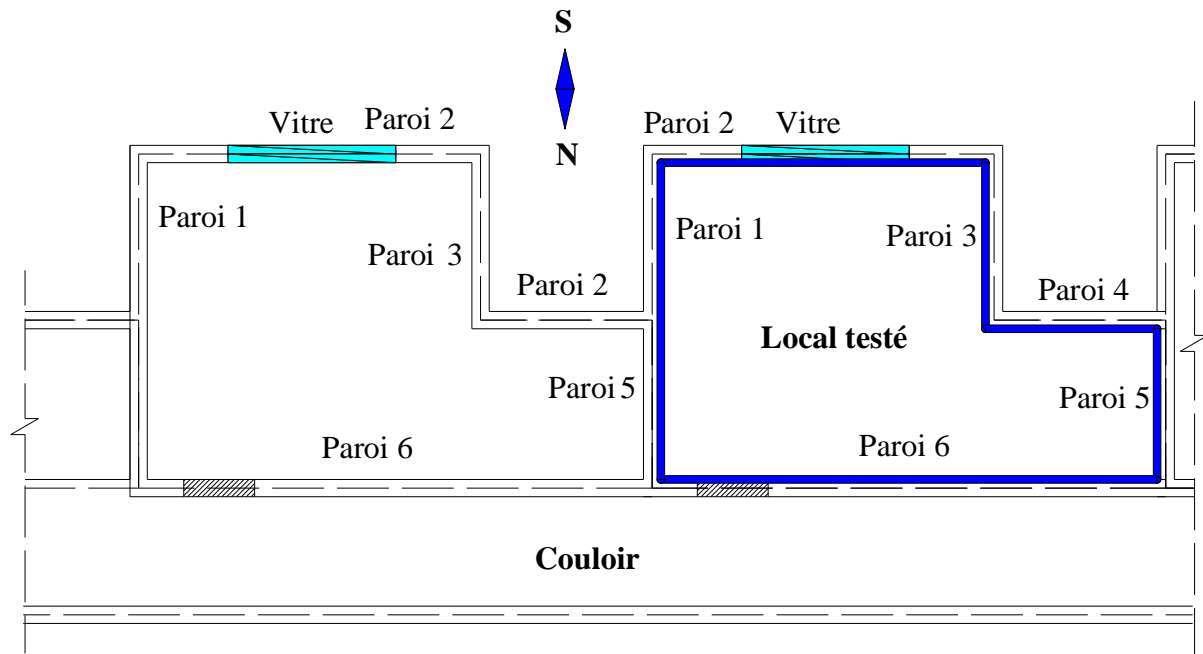


Figure A. 19: Plan du local étudié dans l'Annexe 41.

C- Caractéristiques des matériaux constituant les parois de la chambre testée

Paroi 1-4

Matériau	Epaisseur	Densité	Porosité	Chaleur spécifique	Conductivité Thermique	μ_{sec}	W_80	W_f	A_f
	m	kg/m ³	m ³ /m ³	J/(kg K)	W/(m K)	(-)	kg/m ³	kg/m ³	kg/m ² √s
Plâtre minéral	0,005	1900	0,24	850	0,8	25	45	210	0,002
Polystyrène	0,07	30	0,95	1500	0,04	50	0	0	0
Plâtre minéral	0,015	1900	0,4	850	0,8	25	45	210	0,002
Brique	0,24	1650	0,4	850	0,6	9,5	9	370	0,4
Plâtre ancien intérieur	0,02	1721	0,31	850	0,2	13	1,8	264	0,3
Plâtre en gypse	0,01	850	0,65	850	0,2	9	6	400	0,3
Papier en aluminium ^{*37}	2,E-06	----	----	----	----	2,E+08	0	0	0

Tableau A. 3: Constitution des parois 1-4.

³⁷ *Seulement pour la chambre testée.

Paroi 5

Matériau	Epaisseur	Densité	Porosité	Chaleur spécifique	Conductivité Thermique	μ_{sec}	W_80	W_f	A_f
	m	kg/m ³	m ³ /m ³	J/(kg K)	W/(m K)	(-)	kg/m ³	kg/m ³	kg/m ² √s
Plâtre minéral	0,01	1900	0,24	850	0,8	25	45	210	0,002
Brique	0,115	1650	0,4	850	0,6	9,5	9	370	0,4
Laine minérale	0,1	60	0,95	850	0,04	1,3	0	0	0
Brique	0,115	1650	0,4	850	0,6	9,5	9	370	0,4
Plâtre en gypse	0,01	850	0,65	850	0,2	9	6	400	0,3
Papier en aluminium*	2,E-06	----	----	----	----	2,E+08	0	0	0

Tableau A. 4 : Constitution de la paroi 5.

Paroi 6

Matériau	Epaisseur	Densité	Porosité	Chaleur spécifique	Conductivité Thermique	μ_{sec}	W_80	W_f	A_f
	m	kg/m ³	m ³ /m ³	J/(kg K)	W/(m K)	(-)	kg/m ³	kg/m ³	kg/m ² √s
Carton en gypse	0,0125	850	0,65	870	0,16	6	35	400	0,3
Polystyrène	0,05	30	0,95	1500	0,04	50	0	0	0
Brique en silicate	0,175	1900	0,29	850	1	28	25	250	0,045
Plâtre en gypse	0,01	850	0,65	850	0,2	9	6	400	0,3
Papier en aluminium*	2,E-06	----	----	----	----	2,E+08	0	0	0

Tableau A. 5: Constitution de la paroi 6.

Plafond

Matériau	Epaisseur	Densité	Porosité	Chaleur spécifique	Conductivité Thermique	μ_{sec}	W_80	W_f	A_f
	m	kg/m ³	m ³ /m ³	J/(kg K)	W/(m K)	(-)	kg/m ³	kg/m ³	kg/m ² √s
Bois	0,025	400	0,73	1500	0,09	200	60	575	0
Béton	0,05	1950	0,18	850	1,6	75	38	155	
Polystyrène	0,05	30	0,95	1500	0,04	50	0	0	0
Béton	0,175	2300	0,18	850	1,6	180	85	150	0,02
Plâtre en gypse	0,015	850	0,65	850	0,2	9	6	400	0,3
Papier en aluminium*	2,E-06	----	----	----	----	2,E+08	0	0	0

Tableau A. 6 : Constitution du plafond.

Plancher

Matériau	Epaisseur	Densité	Porosité	Chaleur spécifique	Conductivité Thermique	μ_{sec}	W_80	W_f	A_f
	m	kg/m ³	m ³ /m ³	J/(kg K)	W/(m K)	(-)	kg/m ³	kg/m ³	kg/m ² √s
Béton	0,25	2300	0,18	850	1,6	180	85	150	0,02
Polystyrène	0,05	30	0,95	1500	0,04	50	0	0	0
Béton	0,05	1950	0,18	850	1,6	75	38	155	
PVC linoléum	0,003	1000	0,16	1500	0,16	15000	0	0	0

Tableau A. 7 : Constitution du plancher.

D- Les caractéristiques des fenêtres et de la porte

Une fenêtre à double vitrage dont la dimension et la valeur U sont respectivement de 1.41x1.94 m² et 1.1 W/m² K a été installée à la paroi exposée au sud. Les informations complémentaires sont montrées dans le tableau A.8 :

Valeur U (W/m ² K)	Coefficient dû à l'ombre	Coefficient de gain solaire
1,1	0 %	0

Tableau A. 8 : Caractéristiques des fenêtres.

Afin d'exclure tout rayonnement extérieur via la fenêtre, une couverture en laine a été placée sur sa surface. Par conséquent, il n'y a que le facteur U qui joue un rôle important dans le calcul. En ce qui concerne la porte, on a pris une porte dont les dimensions sont de 1,94x0,82 m² avec 5 cm de polystyrène à la surface intérieure.

E- Source de chaleur et de vapeur, taux de renouvellement d'air

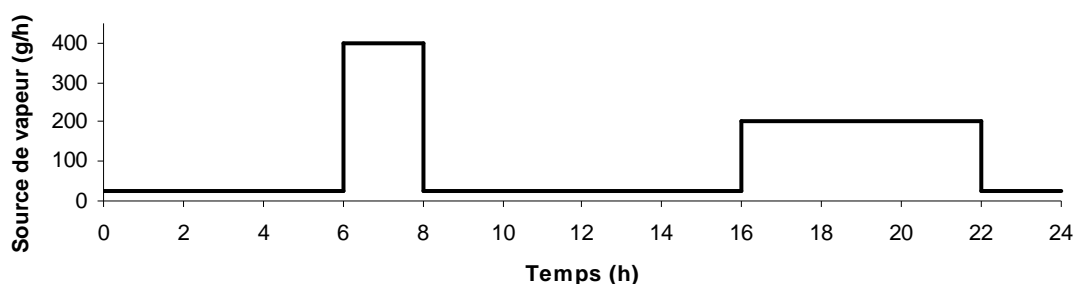


Figure A. 20: Source de vapeur intérieure en fonction du temps.

La température dans la chambre est maintenue à 20°C en utilisant un radiateur dont la puissance est de 1000W. On considère une source de vapeur permanente de 25 g/h. De 6h à 8h du matin, la source de vapeur augmente jusqu'à 400 g/h en tenant compte des activités humaines comme les douches puis la production de vapeur revient à la valeur permanente. Après, de 4 heures après midi à 10 heures du soir la source de vapeur augmente de manière plus modeste par rapport au matin (200 g/h) correspondant aux quelques activités humaines comme la cuisine, nettoyage .etc. La figure A.20 montre la source de vapeur considérée.

En ce qui concerne le taux de renouvellement d'air, des taux de renouvellement d'air de 0,009 h⁻¹ pour la chambre de référence et de 0,007 h⁻¹ ont été obtenus expérimentalement.

F- Les conditions aux limites

Les coefficients de convection thermique sont montrés dans le tableau A.9:

Paroi	Surface	Coefficient de convection thermique (W/m² K)
Parois extérieures	Surface intérieure	8
	Surface extérieure	18
Parois intérieures	Surface intérieure	8
	Surface extérieure	8
Plafond	Surface intérieure	8
	Surface extérieure	8
Plancher	Surface intérieure	8
	Surface extérieure	100

Tableau A. 9: Coefficients de convection thermique intérieur et extérieur.

En ce qui concerne le coefficient d'échange massique, il est calculé selon la formule:

$$h_M = \frac{9,23 \cdot 10^{-5} T^{1,81}}{P_{am} S_d} \quad [A.1]$$

Où :

S_d : la résistance à la vapeur (m);

T : la température (°C) ;

h_M : le coefficient d'échange massique (m/s).

En ce qui concerne les coefficients d'émissivité et d'absorption de rayonnement thermique pour les parois opaques, ils sont montrés dans le tableau ci-dessous :

Surface opaque	Onde	Emissivité	Absorption
Surface intérieure de paroi opaque	GLO	0,9	0,9
	CLO	0,4	0,4
Surface extérieure de paroi opaque	GLO	0,9	0,9
	CLO	0,4	0,4

Tableau A. 10: Coefficients d'émissivité et d'absorption de rayonnement thermique.

ANNEXE 2 :

ETUDE DU COMPORTEMENT HYGROTHERMIQUE D'UNE PAROI SIMPLE EN BETON DE CHANVRE

1. ETUDE DU COMPORTEMENT HYGROTHERMIQUE D'UNE PAROI SIMPLE EN BETON DE CHANVRE SOUMISE A UN SAUT STATIQUE DE TEMPERATURE ET D'HUMIDITE

On va étudier les sous modèles suivants montrés dans le tableau A.11:

Modèles	Description
HAM_0	Modèle de transfert hygrothermique complet dans lequel les coefficients de transport varient en fonction de la teneur en eau.
HAM_1	Modèle de transfert hygrothermique dans lequel tous les coefficients de transport sont constants (à une condition $T=20\text{ °C}$ et $HR=40\%$) et la conductivité thermique varie en fonction de la teneur en eau.
HAM_2	Modèle de transfert hygrothermique dans lequel tous les coefficients de transport et la conductivité thermique sont constants (à une condition $T=20\text{ °C}$ et $HR=40\%$).
HAM_3	Nous négligeons l'effet du gradient de température sur les transferts d'humidité (les coefficients D_T et D_{vT} dans le modèle 2 sont mis à 0).
Th	Dans ce dernier modèle, nous ne tenons en compte que du transfert de chaleur (Th : Thermique)

Tableau A. 11 : Description des sous modèles utilisés.

Pour comparer ces sous modèles nous choisissons le cas d'une paroi d'épaisseur 15 cm comme indiqué dans la figure A.21. Cette paroi est soumise aux conditions aux limites suivantes : la face extérieure est adiabatique et imperméable (donc $h_{M,e}=0$ et $h_{T,e}=0$), la face intérieure échange avec l'air ambiant avec un coefficient d'échange thermique $h_{T,i} = 8\text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ et celui de d'échange massique est de $h_{M,i} = 0,008\text{ m.s}^{-1}$ (en supposant que le nombre de Lewis est égal à 1).

Initialement la paroi est en équilibre avec l'air intérieur à 20 °C et à 40% HR pendant un jour, soit une masse volumique de vapeur d'eau de $0,007\text{ kg.m}^{-3}$. Ensuite les conditions de l'air intérieur changent soudainement à 30 °C et 80% d'humidité relative. Les coefficients constants déterminés à 40% HR sont montrés dans le tableau A.12.

Matériaux	Densité	Conduc- thermique λ	Chaleur spécifique	D_{Θ}	D_T	$D_{\Theta v}$	D_{Tv}
	kg/m^3	W/m.K	J/kg.K	m^2/s	$\text{m}^2/(\text{s.K})$	m^2/s	$\text{m}^2/(\text{s.K})$
Béton de chanvre (20 °C, 40% HR)	415	0,11	1000	1,4E-09	0,75E-13	1,18E-09	0,75E-13

Tableau A. 12 : Caractéristiques du béton de chanvre à 40% HR et 20 °C .

Annexe 2 : Etude du comportement hygrothermique d'une paroi simple en béton de chanvre

La figure A.22 montre l'évolution de la température à la surface extérieure (adiabatique et imperméable) de la paroi en béton de chanvre. Les résultats obtenus pour le modèle HAM_0, HAM_1 sont très proches de ceux du modèle HAM_2 et HAM_3 avec une différence maximale de l'ordre 0,04°C. On note que la température des modèles **HAM** (0,1,2 et 3) est plus élevée que celle du modèle **Th** du fait de la chaleur de sorption dégagée. Le fait de négliger le transfert d'humidité dans le matériau peut mener à une erreur de 1 °C de température à la surface extérieure. Cependant la différence de la température entre les modèles **HAM** et **Th** diminue au fur et à mesure selon la migration de la teneur dans la paroi. On observe ainsi que la température de surface extérieure tend vers une valeur d'équilibre à 30 °C pour les deux modèles après 7 mois car la paroi devient chargée en humidité sur toute son épaisseur et la quantité d'humidité qui peut y diffuser devient très faible. Cela montre aussi que l'influence du transfert de l'humidité sur la température s'effectue d'une manière très lente et sur des longues périodes.

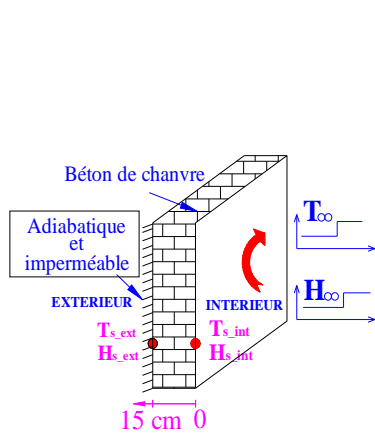


Figure A. 21 : Schéma de la paroi en béton de chanvre considérée.

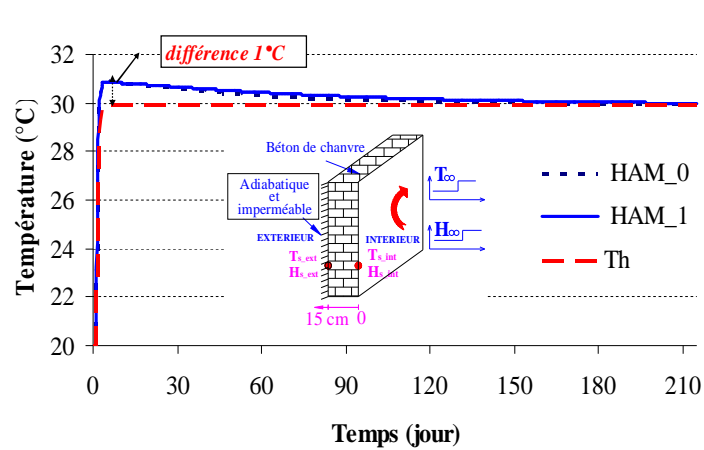


Figure A. 22 : Variation de la température de surface extérieure de la paroi pour les sous modèles étudiés.

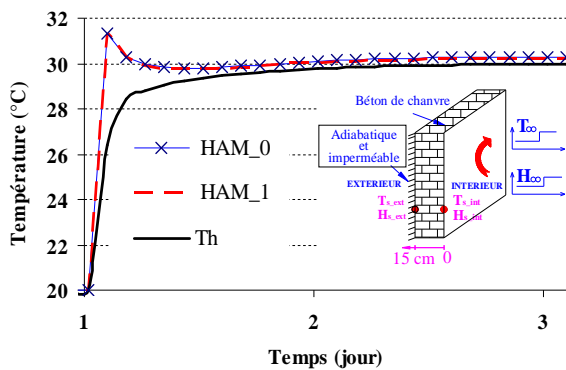


Figure A. 23: Variation de la température à la surface intérieure de la paroi en béton de chanvre pour les modèles HAM_0, HAM_1 et Th.

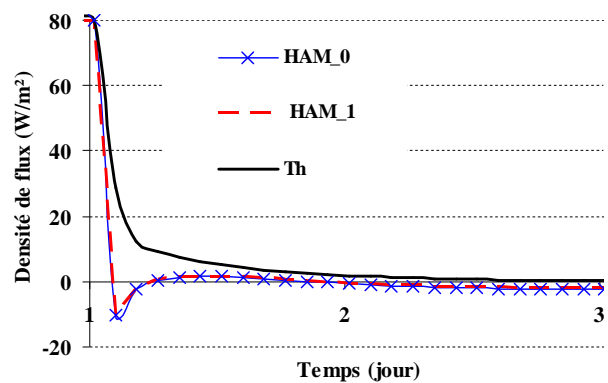


Figure A. 24: Densité de flux de chaleur à la surface intérieure de la paroi en béton de chanvre pour les modèles HAM_0, HAM_1 et Th.

La figure A.23 présente l'évolution de la température à la surface intérieure pour les modèles HAM_0, HAM_1 et **Th**. Les résultats obtenus pour le modèle HAM_2 et HAM_3 étant très proches de ceux du modèle HAM_1, n'ont pas été tracés. Au début de la simulation,

Annexe 2 : Etude du comportement hygrothermique d'une paroi simple en béton de chanvre

le béton de chanvre adsorbe fortement l'humidité à la surface jusqu'à ce que l'équilibre soit atteint. Ainsi le flux d'humidité entrant dans la face intérieure diminue et devient plus faible que celui qui diffuse dans la paroi. Le terme lié à la chaleur de sorption dans le bilan d'énergie devient négatif et sachant que la conductivité du béton de chanvre est faible (le flux conductif est plus faible que celui de la sorption) la température de la surface intérieure diminuera jusqu'à ce que le flux conductif devienne supérieur à celui de la sorption. Pour cela, on constate sur la figure A.23 une chute de température au début de la simulation pour les modèles tenant compte du transfert de l'humidité. Quant au modèle **Th**, on n'observe pas ce phénomène du fait que la chaleur latente liée au changement de phase est négligée. Pour tous les modèles, la température de surface intérieure tend vers une valeur d'équilibre à 30 °C du fait que l'échange massique convectif avec l'air ambiant à la surface intérieure diminue.

La figure A.24 montre le flux de chaleur stocké pendant trois jours. Ce flux est stocké lorsque la température de surface intérieure est inférieure à la température intérieure ; le flux est alors positif. On remarque sur la figure A.24 que le flux s'annule quasiment au bout de 2^{ème} jour où les températures deviennent presque égales et reste positif. Au début de la simulation, la densité de flux devient négative puisque la température de la surface est supérieure à la température intérieure.

Dans la figure A.25, on compare les variations de la teneur en eau des surfaces extrêmes de la paroi pour les modèles HAM_0 et HAM_1. La variation des modèles HAM_2 et HAM_3 ne sont pas tracées du fait qu'elles sont très proches de celle du modèle HAM_1. En ce qui concerne le modèle **Th**, la teneur en eau est constante à travers la paroi et égale à la valeur initiale de 1,15 % (à 40 % HR). Nous constatons une augmentation rapide à la surface intérieure mais pour la surface extérieure, l'évolution de la teneur en eau évolue faiblement. Comparé au modèle HAM_1, la teneur en eau à la surface intérieure du modèle HAM_0 est très proche tandis que celle de la surface extérieure est plus élevée avec une différence maximale de 0,3 %. Cela peut être expliqué par la variation des coefficients de diffusion en fonction de la teneur en eau qui est prise en compte dans le modèle HAM_0. Plus la teneur en eau augmente et plus les coefficients augmentent entraînant l'élévation de la teneur en eau à la surface extérieure. On remarque aussi que la teneur en eau de la surface extérieure tend vers une valeur d'équilibre et est égale à celle de la surface intérieure. La simulation numérique a confirmé que le temps nécessaire pour que la couche extérieure soit totalement saturée est de 14 mois.

La figure A.26 montre l'évolution de l'humidité relative obtenue avec les modèles HAM_1 et HAM_0. L'humidité relative à la surface intérieure augmente au début de la simulation puis elle diminue graduellement vers une valeur d'équilibre. Cela est dû au fait que l'humidité relative est le rapport entre la pression partielle et la pression de saturation de la vapeur d'eau. La pression partielle est proportionnelle à la masse volumique de vapeur d'eau et à la température tandis que la pression de saturation est une fonction exponentielle de la température. Dans la partie initiale de la modélisation, l'augmentation simultanée de la température et de la masse volumique de vapeur d'eau mène à une augmentation plus significative de la pression partielle que de la pression de saturation, par conséquent il y a une augmentation de l'humidité relative. Puis lorsque la masse volumique de vapeur d'eau s'approche de la valeur d'équilibre et son augmentation s'affaiblit, l'augmentation de la pression de saturation l'emporte et l'humidité relative diminue.

On note aussi que l'humidité relative (HR) à la surface intérieure de modèle HAM_0 est très proche que celle de modèle HAM_1. Cependant l'humidité relative à la surface extérieure du modèle HAM_0 est plus élevée que celle du HAM_1 du fait de la prise en compte des influences de la teneur en eau sur les coefficients de diffusion. Plus le coefficient de transfert

Annexe 2 : Etude du comportement hygrothermique d'une paroi simple en béton de chanvre

d'humidité lié au gradient de la teneur en eau augmente, plus l'humidité arrive à la surface extérieure. Pour le cas étudié, les résultats obtenus par les modèles HAM_1, HAM_2 et HAM_3 sont très proches montrant que l'impact du gradient de température et de la teneur en eau sur la conductivité thermique n'est pas significatif. Ce sera donc intéressant de présenter l'évolution temporelle de la teneur en eau et de la température en fonction de la profondeur de la paroi pour le modèle HAM_0.

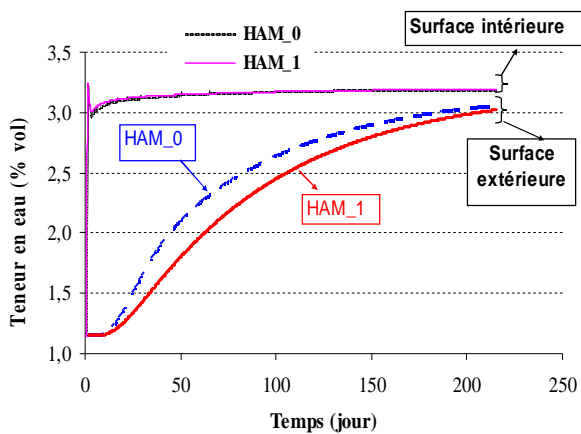


Figure A. 25: Variation de la teneur en eau volumique aux surfaces extrêmes pour les modèles HAM_1 et HAM_0.

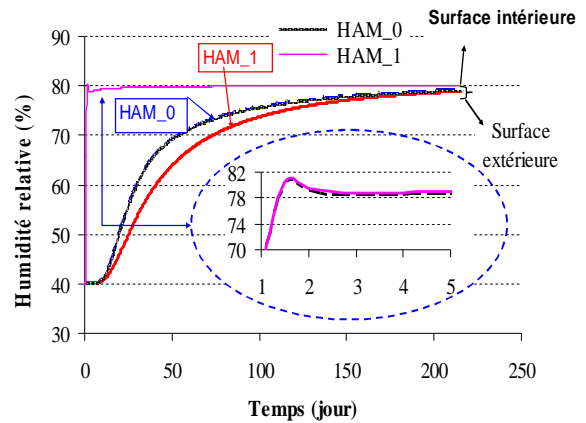


Figure A. 26: Variation de l'humidité relative aux surfaces extrêmes pour les modèles HAM_1 et HAM_0.

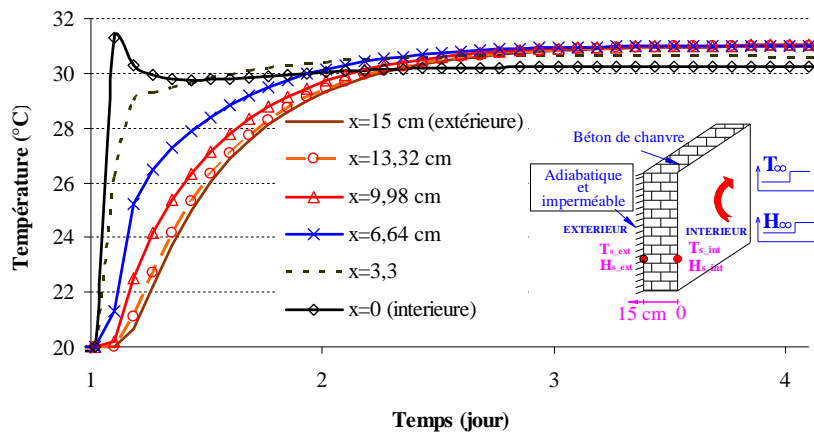


Figure A. 27: Evolution temporelle de la température en fonction de la profondeur de la paroi pour le modèle HAM_0.

La figure A.27 montre la variation de la température selon la profondeur de la paroi du modèle HAM_0 pendant 4 jours de la simulation. On note qu'à partir du deuxième jour, le gradient de température entre les deux surfaces extrêmes de la paroi est faible et de l'ordre de $0,8^{\circ}\text{C}/15\text{ cm}$ d'épaisseur. Cette valeur explique pourquoi l'influence du gradient de la température sur les résultats obtenus est faible. En plus, après deux jours de simulation, la température de la surface intérieure est plus élevée que celle extérieure.

La figure A.28 montre la variation temporelle de la conductivité thermique en fonction de la profondeur de la paroi pendant 15 jours de simulation. Il est noté que sa valeur augmente en fonction de l'humidité dans la paroi selon la formule (Collet, 2004) lorsque l'humidité relative varie entre 0 et 90 % :

Annexe 2 : Etude du comportement hygrothermique d'une paroi simple en béton de chanvre

$$\lambda=0,1057+0,0029.u$$

[A.2]

Après deux semaines de la simulation, la conductivité thermique augmente dans un intervalle de 2,6 % à 5,3 % par rapport à sa valeur initiale (déterminée à 40 % HR). Du fait de cette faible variation, les résultats obtenus pour les modèles HAM_1 et HAM_2 sont très proches.

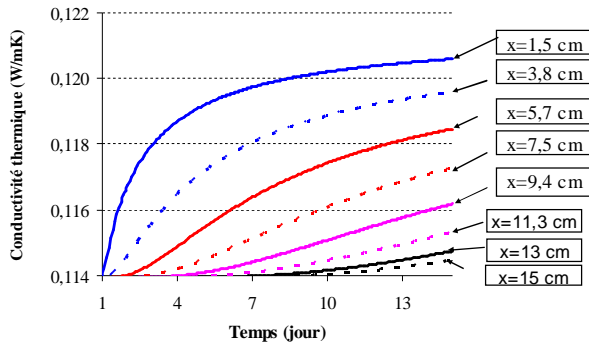


Figure A. 28: Variation de la conductivité thermique.

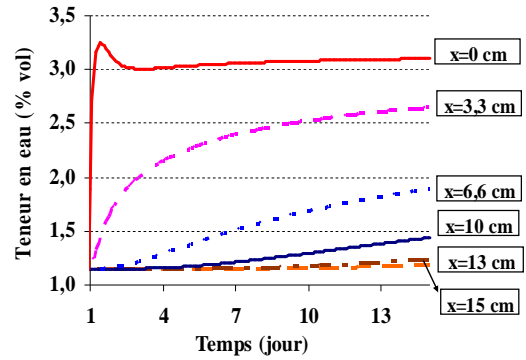


Figure A. 29: Variation de la teneur en eau.

La distribution de la teneur en eau dans la paroi est présentée dans la figure A.29. Le résultat montre que la teneur en eau est toujours plus élevée pour la surface intérieure que celle extérieure. Par conséquent, le gradient de la teneur en eau est toujours de l'intérieur vers l'extérieur. Comparé au gradient de température, au début, le gradient de température dans la paroi a le même sens que celui de la teneur en eau. Après 3,75 jours de simulation, le flux de l'humidité lié au gradient de la température change de direction et devient de l'extérieur vers l'intérieur.

La connaissance du profil d'humidité dans la paroi nous permet de prédire l'évolution de la profondeur de pénétration d'humidité dans la paroi. Arfvidsson (1999) définit la profondeur de pénétration (PP) comme étant la distance entre la surface et le point où l'amplitude de variation de la teneur en eau ne dépasse pas 1 % de celle à sa surface. On calcule tout d'abord la valeur D_p exprimée par la formule :

$$D_p = \frac{\Delta\theta_{\text{épaisseur}_x}}{\Delta\theta_{\text{surface_intérieure}}} = \frac{\theta_{x,t} - \theta_{x,t=0}}{\theta_{x=0,t} - \theta_{x=0,t=0}} \quad [A.3]$$

La figure A.30 montre les valeurs de D_p pour différentes épaisseurs d'une paroi en béton de chanvre de 15 cm d'épaisseur. On note que les courbes commencent à partir du jour 1 du fait qu'on laisse la paroi s'équilibrer avec la condition initiale pendant une journée avant de la faire exposer à un saut de température et d'humidité. Les résultats montrent que la vapeur d'eau se propage très vite jusqu'à une profondeur de 6,6 cm D_p atteint 40% au bout de 14 jours. La figure A.31 présente la profondeur de pénétration (graduation droite) et la variation de D_p (graduation gauche). Après 12,1 jours, la PP est atteinte à la surface externe (isotherme et adiabatique). Celle-ci atteint le milieu de la paroi au bout de 2 jours d'exposition.

On vient d'analyser l'influence des sous modèles sur le comportement hygrothermique d'une paroi en béton de chanvre et de déterminer la profondeur de pénétration d'humidité. Par la suite, on va étudier le comportement hygrothermique d'une paroi sollicitée par des conditions extérieures périodiques et dynamiques.

Annexe 2 : Etude du comportement hygrothermique d'une paroi simple en béton de chanvre

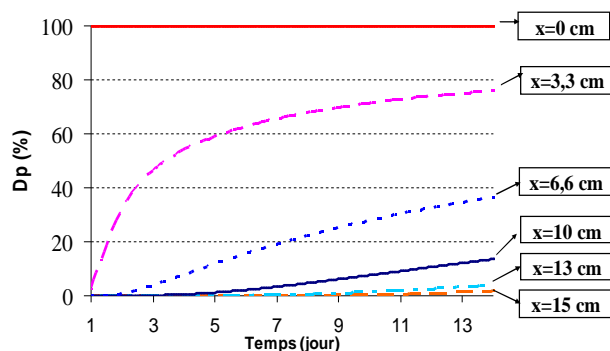


Figure A. 30: Valeur D_p pour différentes couches de la paroi.

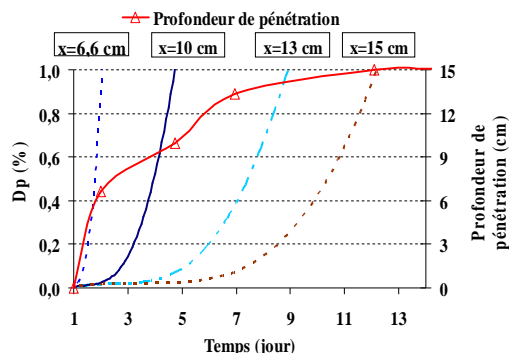


Figure A. 31: Variation de la valeur de D_p (1 %) et de la profondeur de pénétration hydrique.

2. ETUDE DU COMPORTEMENT D'UNE PAROI SIMPLE COUCHE EN BETON DE CHANVRE SOUMISE A UNE SOLLICITATION PERIODIQUE EXTERIEURE

Dans cette partie, on va étudier le comportement hygrothermique d'une enveloppe en béton de chanvre soumise à une sollicitation extérieure en été et en hiver puis son comportement sera comparé à celui d'autres matériaux du génie civil. Une étude de l'optimisation de l'épaisseur de la paroi sera effectuée. De plus, afin d'évaluer l'influence de la prise en compte des transferts d'humidité sur les résultats, deux modèles **Th** et **HAM** (avec les coefficients transports variables) sont considérés.

La figure A.32 montre la configuration de la paroi étudiée. La variation extérieure de forme sinusoïdale est à ce titre bien intéressante car elle est très proche des sollicitations climatiques réelles.

A. Cas d'une sollicitation périodique hivernale

Initialement, la température et l'humidité relative de la paroi sont de 20°C et 40 % respectivement. La paroi est soumise à des conditions de type Fourier avec $T_{int}=20^{\circ}\text{C}$ et $h_{ci}=8 \text{ W/m}^2.\text{K}$ et à l'extérieur (en $x=0$), $h_{ce}=25 \text{ W/m}^2.\text{K}$. Le coefficient convectif massique est calculé à partir du coefficient de convection thermique utilisant la relation de Lewis ($Le=1$). Les variations de température et d'humidité relative extérieures sont exprimées par les formules [A.4] et leurs allures sont tracées dans la figure A.33.

$$\begin{aligned} T_{ext} &= -5 * \cos(w*t) \\ HR_{ext} &= 0,8 + 0,1 * \cos(w*t) \end{aligned} \quad [A.4]$$

Où : $w=2*\pi/T$ avec $T=24 \text{ h}$.

Annexe 2 : Etude du comportement hygrothermique d'une paroi simple en béton de chanvre

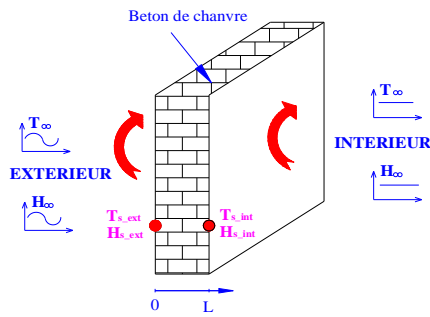


Figure A. 32: Paroi en béton de chanvre soumise à une condition climatique périodique.

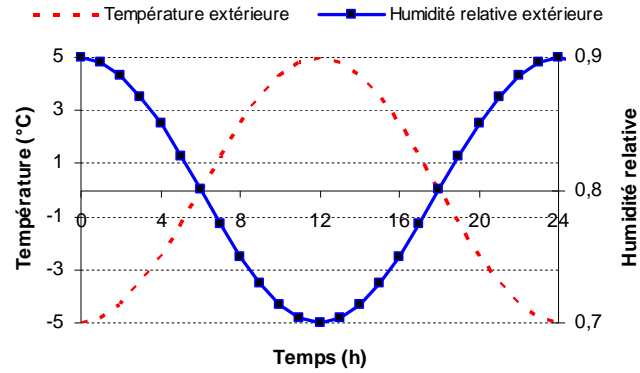


Figure A. 33: Variation de la température et de l'humidité relative extérieures.

a. COMPARAISON ENTRE LES MODELES Th ET HAM

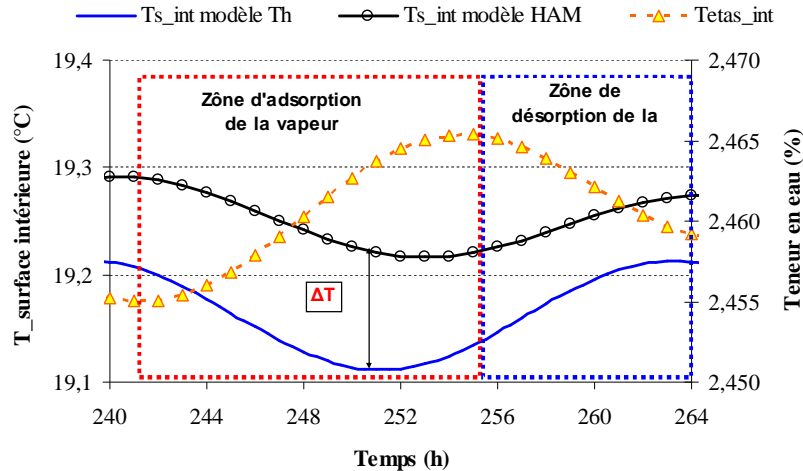


Figure A. 34: Variation de la température de la surface intérieure des modèles **Th** et **HAM** pour une paroi en béton de chanvre de 30 cm d'épaisseur.

La figure A.34 montre la variation de température de la surface intérieure d'une paroi en béton de chanvre dont l'épaisseur est de 30 cm pour les modèles **HAM** et **Th**. Lorsque le régime devient établi, la variation de cette température est aussi périodique, amortie et déphasée. Tout d'abord on note que la température de surface intérieure de modèle **HAM** est plus grande que celle de **Th** avec une différence maximale entre eux de l'ordre 0,1 °C. De plus on remarque que le modèle **HAM** amortit mieux la variation de la température de surface intérieure. L'amplitude de cette variation est de 0,03 °C pour le modèle **HAM** comparée au 0,05 °C pour le modèle **Th**. Cela est dû au phénomène de condensation dans la paroi où on distingue nettement sur la figure A.34 deux zones d'adsorption et de désorption de la vapeur pour une période de 24 heures. Concernant le déphasage du profil de température, celui du modèle **HAM** est plus grand que celui du modèle **Th** du fait que le phénomène de changement de phase retarde le transfert de chaleur dans la paroi. Il est de 11 h pour le modèle **HAM** comparé au 9 h pour le modèle **Th**.

b. EPAISSEUR OPTIMALE D'UNE PAROI

D'abord on étudie l'influence de l'épaisseur sur les résultats obtenus.

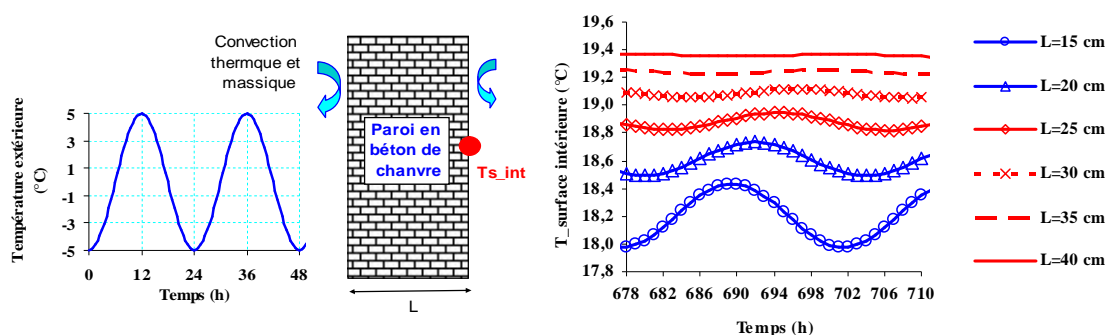


Figure A. 35: Variation de la température de surface intérieure en fonction de l'épaisseur de la paroi pour le modèle **HAM**.

La figure A.35 montre la variation de la température de surface intérieure en fonction de l'épaisseur de la paroi pour le modèle **HAM**. Plus l'épaisseur de la paroi est grande, plus cette température est plus élevée et plus amortie. Par exemple, dans le régime périodique établi, la température extérieure varie de 5 °C à -5°C, la température de surface intérieure de la paroi en béton de chanvre varie de 18,43°C à 17,97 °C et de 19,37 °C à 19,35 °C lorsque l'épaisseur de la paroi varie de 15 cm à 40 cm respectivement. Donc, l'amplitude du régime quasi stationnaire est de 0,23 °C pour une paroi dont l'épaisseur est de 15 cm tandis que pour une paroi de 40 cm elle est de 0,01°C (l'amplitude de la température du régime quasi stationnaire est calculée suivant: $\theta = (T_{\max} - T_{\min})/ 2$). Le tableau A.13 montre l'amplitude, le déphasage et la température moyenne de surface intérieure pour différentes épaisseurs. Le déphasage augmente énormément lorsque l'épaisseur de la paroi augmente. Lorsqu'on passe d'une épaisseur de 15 cm à 40 cm, le déphasage passe de 5 h à 15 h, soit une augmentation de 200 %.

	L=15 cm	L=20 cm	L=25 cm	L=30 cm	L=35 cm	L=40 cm
<i>Ts_int moyenne (°C)</i>	18,2	18,6	18,9	19,1	19,2	19,4
<i>Amplitude du régime stationnaire (°C)</i>	0,23	0,12	0,06	0,03	0,02	0,01
<i>Déphasage (h)</i>	5	7	9	11	13	15
<i>Déperditions thermique (kWh/m²)</i>	9,6	7,1	5,4	4,2	3,4	2,7

Tableau A. 13 : Température de surface intérieure moyenne, amplitude du régime stationnaire, déphasage du régime stationnaire, et déperditions thermiques pendant un mois de la paroi pour différentes épaisseurs.

Le tableau A.13 montre les déperditions thermiques pendant un mois. Il est clair que plus l'épaisseur de la paroi augmente, plus on réduit la consommation énergétique. Nous constatons un considérable gain avec une réduction de 71,8 % de la consommation énergétique lorsque qu'on passe d'une paroi en béton de chanvre de 15 cm à 40 cm d'épaisseur.

Annexe 2 : Etude du comportement hygrothermique d'une paroi simple en béton de chanvre

En ce qui concerne la variation de la teneur en eau de la surface intérieure, elle est montrée dans la figure A.36 en fonction de l'épaisseur de la paroi.

Sachant que plus l'épaisseur de la paroi augmente, plus sa température augmente et devient amortie et donc sa teneur en eau devient plus faible et plus amortie. La variation de la teneur en eau moyenne en fonction de l'épaisseur de la paroi est montrée dans le tableau A.14. On note une faible diminution de 5,7 % de la teneur en eau moyenne lorsque l'épaisseur augmente de 167 % (de 15 cm à 40 cm).

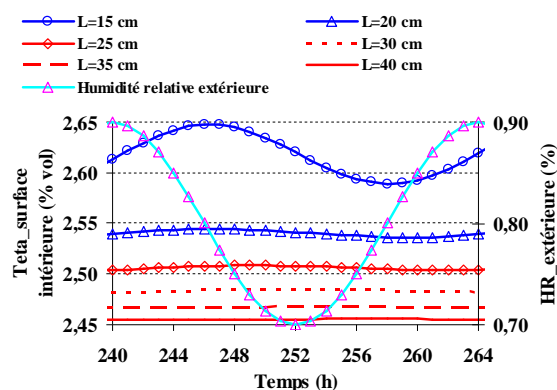


Figure A. 36: Variation de la teneur en eau de surface intérieure selon l'épaisseur de la paroi pour le modèle **HAM**.

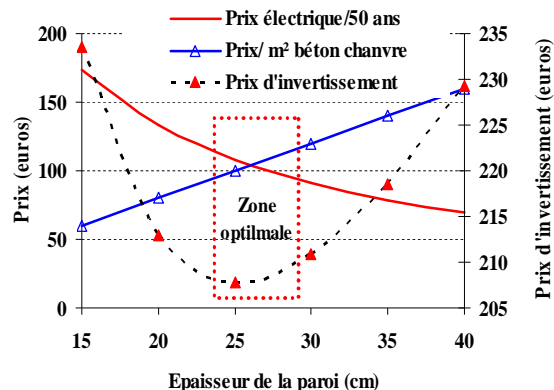


Figure A. 37: Epaisseur optimale d'une paroi en béton de chanvre (étude pour 1m² de surface).

Un des objectifs principaux de cette partie est de déterminer l'épaisseur optimale d'une paroi en béton de chanvre. On se base sur deux critères : économie et santé. Concernant les avantages de l'utilisation du béton de chanvre sur la santé, il est indiscutable. Sur le point de vue économique, plus l'épaisseur d'une paroi est grande, plus la consommation énergétique est faible. Cependant le prix d'achat des matériaux et le coût de main d'œuvre sont plus élevés. Dans cette étude simple, on suppose que la paroi est utilisée pendant 50 ans (un demi siècle d'amortissement) et le prix d'électricité ne change pas selon le temps (l'argent ne perd pas de valeur etc.). Le prix d'investissement pendant 50 ans d'utilisation est la somme de celui d'utilisation et de celui de la paroi (prix de béton de chanvre, de mise en œuvre, de la phase de construction etc.). La figure A.37 montre la variation du prix d'investissement pendant 50 ans pour 1 m² de surface de béton de chanvre pour différentes épaisseurs. Le résultat montre qu'une épaisseur de 25 cm est optimale. De plus ayant une valeur U de 0,4 (W/m².K) qui est moins que 0,45 (W/m².K), cette épaisseur respecte bien la RT2005.

	L=15 cm	L=20 cm	L=25 cm	L=30 cm	L=35 cm	L=40 cm
<i>Tetas_int moyenne (%)</i>	2,64	2,55	2,51	2,49	2,47	2,46
<i>Amplitude du régime stationnaire (%)</i>	0,031	0,005	0,003	0,002	0,001	0,000

Tableau A. 14 : Teneur en eau moyenne de la surface intérieure pour différentes épaisseurs.

C. PAROI SIMPLE COUCHE EN BETON DE CHANVRE SOUMISE A UNE SOLLICITATION PERIODIQUE ESTIVALE

L'été est la saison où les températures sont les plus élevées. Par conséquent, en été il faut faire attention au phénomène de surchauffe qui cause une ambiance inconfortable. La première démarche pour améliorer le confort thermique des logements consiste à limiter les apports solaires. Pour ce faire, il convient de jouer sur l'enveloppe du bâtiment qui est la barrière protégeant les occupants des conditions extérieures.

Dans cette partie, on étudie le comportement d'un mur simple soumis à une sollicitation périodique estivale de température et de l'humidité relative. Initialement, la température et l'humidité relative de la paroi sont de 25°C et 50 % respectivement. Après, la paroi est soumise à des conditions de type Fourier avec $T_{int}=25^{\circ}\text{C}$; $HR_{int}=50\%$ et $h_{ci}=8 \text{ W/m}^2 \text{ K}$, $h_{Mi}=0,008 \text{ m/s}$ et à l'extérieur (en $x=0$), $h_{ce}=25 \text{ W/m}^2 \text{ K}$, $h_{Me}=0,025 \text{ m/s}$. La température et l'humidité relative extérieure varient sous forme sinusoïdale et sont montrées dans la figure A.38. Mathématiquement, ces variations peuvent être décrites par les formules [A.5]:

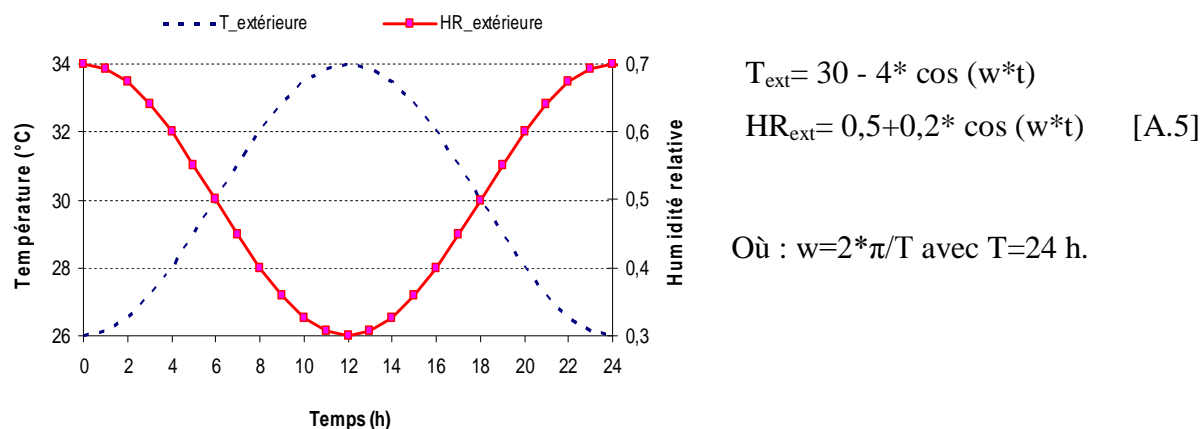


Figure A. 38: Variation de la température et de l'humidité relative extérieure.

Dans cette partie, on va étudier une paroi en béton de chanvre pour différentes épaisseurs soumise à une condition périodique estivale dans l'objectif de mieux comprendre son comportement hygrothermique et de déterminer son épaisseur optimale.

La figure A.39 montre le profil de température de surface intérieure pour différentes épaisseurs. La température moyenne de surface intérieure, l'amplitude de variation de cette température, le déphasage et les valeurs extrêmes de la densité de flux de chaleur entrante sont calculées et montrées dans le tableau A.15. On note que plus l'épaisseur de la paroi augmente, plus l'amplitude de variation diminue et le déphasage devient plus important. Lorsque qu'on passe d'une paroi de 15 cm à 25 cm d'épaisseur, l'amplitude diminue de 0,2 °C à 0,06 °C et le déphasage augmente de 5 heures à 10 heures. Sachant que le déphasage est très important en été afin de réduire les effets des fortes variations de température extérieure durant le cycle de 24 heures. En ce qui concerne la densité de flux entrant, plus l'épaisseur de la paroi est grande, plus elle est faible. Lorsque l'épaisseur change de 15 à 25cm, le flux de chaleur maximal entrant de l'extérieur vers l'intérieur varie de 5 à 2,6 W/(m²K) soit une réduction de 48%.

Annexe 2 : Etude du comportement hygrothermique d'une paroi simple en béton de chanvre

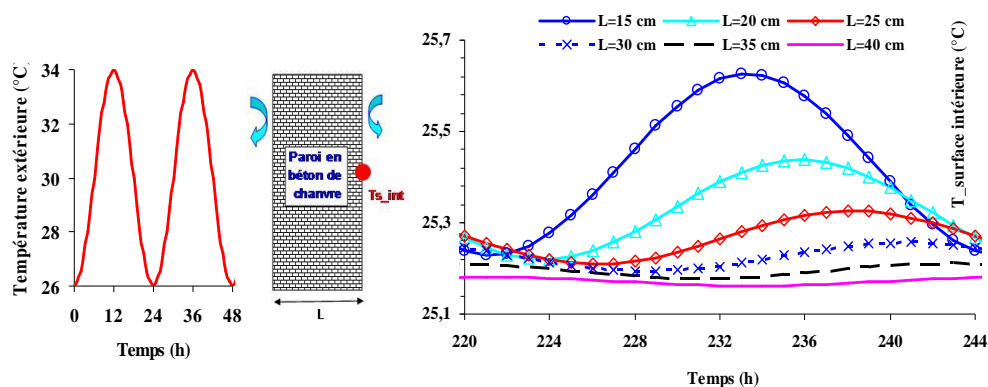


Figure A. 39: La variation de la température de surface intérieure en fonction de l'épaisseur de la paroi.

	L=15 cm	L=20 cm	L=25 cm	L=30 cm	L=35 cm	L=40 cm
<i>Ts_int moyenne (°C)</i>	25,4	25,3	25,3	25,2	25,2	25,2
<i>Amplitude du régime stationnaire (°C)</i>	0,20	0,11	0,06	0,03	0,02	0,01
<i>Déphasage (h)</i>	5	8	10	13	15	18
<i>Densité de flux entrant maximale (W/m²)</i>	5,0	3,5	2,6	2,1	1,7	1,4
<i>Densité de flux entrant minimale (W/m²)</i>	1,8	1,8	1,7	1,6	1,4	1,3

Tableau A. 15: Valeur moyenne, amplitude de variation et déphasage de la température de la surface intérieure de la paroi, les densités minimale et maximale de flux entrant.

Concernant la teneur en eau de la surface intérieure et la densité de vapeur échangée entre la paroi et l'ambiance intérieure, les résultats obtenus sont montrés dans la figure A.40 et le tableau A.16. Sachant que la profondeur de pénétration d'humidité de la paroi en béton de chanvre est faible (de l'ordre 1,5 cm). Dans ces cas étudiés, pour les parois ayant des épaisseurs plus grandes que 10 cm, les variations de l'humidité relative extérieure n'influencent pas sur la variation de la teneur en eau de surface intérieure. Par contre la variation de la température due à la sollicitation extérieure est responsable de sa variation. Par conséquent, plus l'épaisseur est grande, plus son amplitude diminue. Concernant l'échange de vapeur d'eau à l'interface intérieure de la paroi, la densité de vapeur est négative lorsque le phénomène de désorption a lieu et celle-ci est positive pour le cas d'adsorption. La diminution de la densité de vapeur lorsque l'épaisseur de la paroi augmente s'exprime par la diminution de la température à la surface intérieure de la paroi.

Annexe 2 : Etude du comportement hygrothermique d'une paroi simple en béton de chanvre

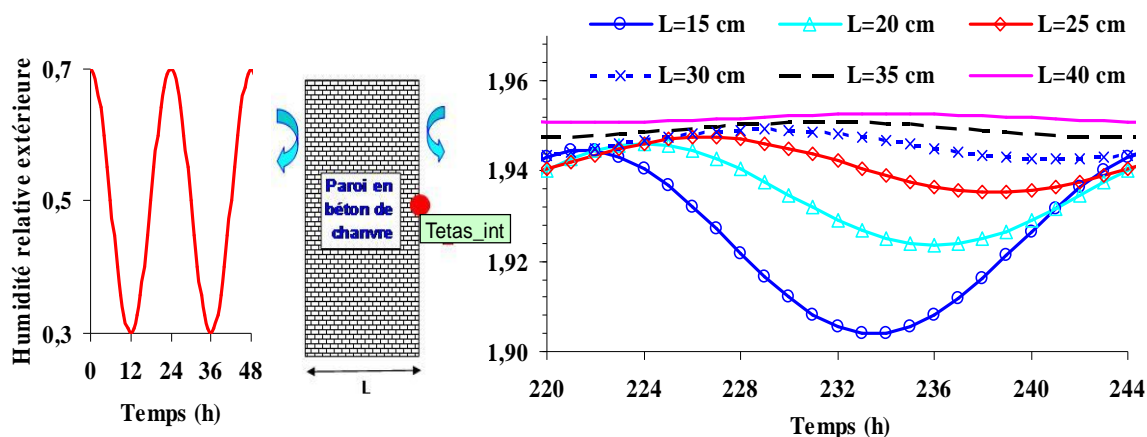


Figure A. 40: Variation de la teneur en eau (% vol) de surface intérieure en fonction de l'épaisseur.

	L=15 cm	L=20 cm	L=25 cm	L=30 cm	L=35 cm	L=40 cm
<i>Tetas_int</i> moyenne (%)	1,924	1,935	1,941	1,946	1,949	1,952
Amplitude du régime stationnaire (%)	0,020	0,011	0,006	0,003	0,002	0,001
Densité de vapeur maximale (g/m ² s)	1,1E-04	6,6E-05	4,2E-05	2,5E-05	2,0E-05	1,5E-05
Densité de vapeur minimale (g/m ² s)	-7,5E-05	-4,1E-05	-2,2E-05	-1,2E-05	-5,3E-06	-1,8E-06
Densité de vapeur moyenne (g/m ² s)	1,7E-05	1,2E-05	9,9E-06	6,3E-06	7,2E-06	6,4E-06

Tableau A. 16: Valeur moyenne, amplitude de variation et déphasage de la teneur en eau de la surface intérieure de la paroi, les densités de vapeur maximale et minimale.

d. ÉTUDE COMPARATIVE DU COMPORTEMENT DE BETON DE CHANVRE AVEC CELUI D'AUTRES MATERIAUX

Afin de comparer le comportement du béton de chanvre avec celui du béton cellulaire, du béton normal et de la brique pour les conditions estivales, la simulation est réalisée pendant un mois pour une paroi de l'épaisseur de 25 cm. La figure A.41 montre la variation de température de surface intérieure pour différents matériaux. La température extérieure varie de 26 °C à 34 °C, la paroi en béton de chanvre retarde et atténue la perception de chaleur à l'intérieur. Ainsi, selon les résultats récapitulatifs montrés dans le tableau A.17, son amplitude de variation de la température extérieure est de 0,06 °C comparée à 0,72; 0,62 et 0,5°C pour le béton normal, la brique et le béton cellulaire. Lorsqu'on passe d'une paroi en béton de chanvre à celle du béton cellulaire, de la brique ou du béton normal (avec une même épaisseur), la densité de flux entrant moyenne (W/m²) augmente de 3,22 ; 5,88 et 8,24 fois respectivement. En ce qui concerne le déphasage, il est de 10 heures pour le béton de chanvre comparé à 5,5 ; 6 et à 7 heures pour le béton cellulaire, la brique et le béton normal respectivement.

Annexe 2 : Etude du comportement hygrothermique d'une paroi simple en béton de chanvre

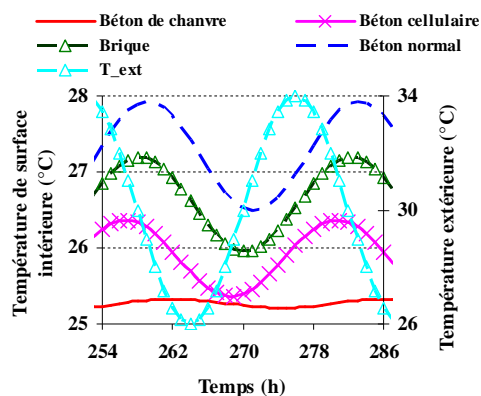


Figure A. 41: Variation de la température de surface intérieure de la paroi pour les matériaux utilisés.

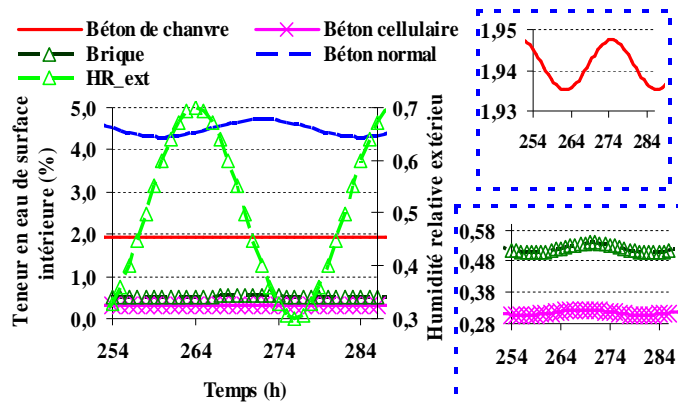


Figure A. 42: Variation de la teneur en eau de surface intérieure de la paroi pour les matériaux utilisés.

	Béton de chanvre	Béton cellulaire	Brique	Béton normal
<i>Ts_int moyenne (°C)</i>	25,27	25,86	26,57	27,21
<i>Amplitude du régime stationnaire (°C)</i>	0,06	0,50	0,62	0,72
<i>Déphasage (h)</i>	10,0	5,50	6,00	7,00
<i>Densité de flux entrant maximale (W/m²)</i>	2,62	10,89	17,54	23,37
<i>Densité de flux entrant minimale (W/m²)</i>	1,66	2,93	7,63	11,92
<i>Densité de flux entrant moyenne (W/m²)</i>	2,14	6,91	12,58	17,65

Tableau A. 17: Valeur moyenne, amplitude de variation, déphasage de la température de la surface intérieure de la paroi et densité de flux entrant.

La figure compare A.42 compare la variation de la teneur en eau de surface intérieure et le tableau A.18 montre la valeur moyenne, l'amplitude de variation et le déphasage de la teneur à la surface intérieure de la paroi. La teneur en eau à la surface de paroi en béton normal est la plus grande tandis que celle de béton cellulaire est la plus petite.

A fin de comparer la pénétration de la vapeur dans la paroi du béton de chanvre avec celle du béton normal, la teneur en eau à la surface et à une profondeur de 1,04 cm sont tracées dans la figure A.43. Comparé au béton de chanvre, la teneur en eau en $x=1,04$ cm du cas du béton normal est presque constante. Cela montre que la vapeur ne peut pas pénétrer profondément dans la paroi en béton normal et son capacité de stockage et de déstockage d'humidité est donc très faible.

Nous venons de comparer le comportement hygrothermique d'une paroi simple en béton de chanvre pour une action hygrothermique extérieure avec celui des autres matériaux utilisés dans le génie civil. Dans la partie suivante, on va étudier leurs comportements pour des actions hygrothermiques intérieures.

Annexe 2 : Etude du comportement hygrothermique d'une paroi simple en béton de chanvre

	Tetas_int moyenne (% vol)	Amplitude du régime stationnaire (%)
Béton de chanvre	1,9	0,006
Béton cellulaire	0,3	0,009
Béton normal	4,5	0,206
Brique extrudée	0,5	0,015

Tableau A. 18: Valeur moyenne, amplitude de variation et déphasage de la teneur en eau de la surface intérieure de la paroi.

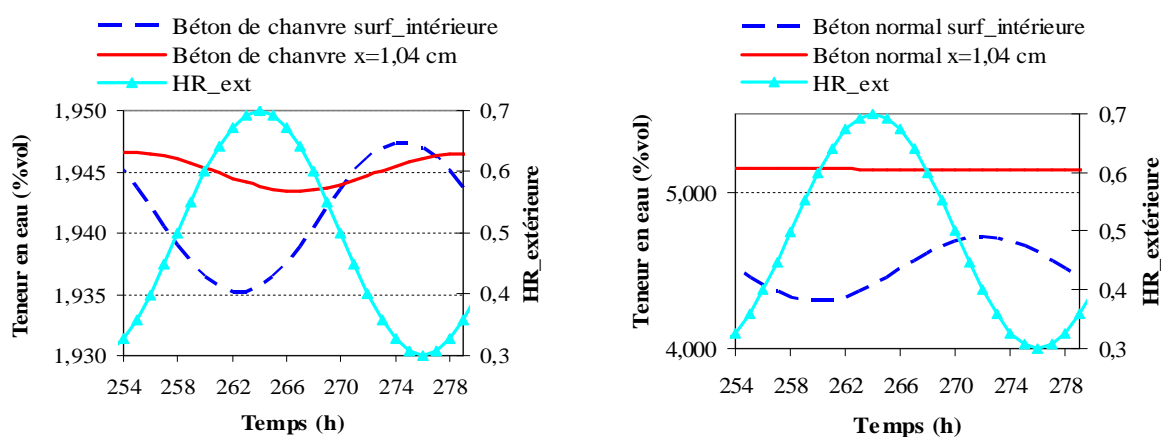


Figure A. 43: Teneur en eau à la surface intérieure et à la profondeur $x=1,04$ cm pour la paroi en béton de chanvre et en béton normal.

3. ÉTUDE DE L'INERTIE HYGROTHERMIQUE D'UNE PAROI SIMPLE COUCHE EN BÉTON DE CHANVRE SOUS DES SOLLICITATIONS HYGROTHERMIQUES INTÉRIEURES

A. Etude de l'inertie hydrique

Le béton de chanvre a une bonne capacité de réguler la variation de l'humidité relative de l'air ambiant. Ce phénomène est lié au pouvoir absorbant de l'humidité de béton de chanvre et cela est montré par sa courbe isotherme de sorption. Il favorise le confort intérieur par une meilleure stabilité des conditions intérieures et peut aussi contribuer à diminuer les consommations énergétiques. (Janssens et De Paepe et al., 2005 ; Woloszyn et al, 2009 ; Tran Le et al., 2010a). Les propriétés hydriques couramment utilisés des matériaux (isotherme de sorption, perméabilité à vapeur, effusivité hydrique, diffusivité hydrique ...etc.) sont déterminés en régime permanent. La caractéristique dynamique est nécessaire du fait que les conditions réelles sont dynamiques.

L'objectif de cette partie est de comparer les phénomènes d'adsorption - désorption de l'humidité dans le béton de chanvre avec celui des autres matériaux : le béton de chanvre, le béton cellulaire, la brique extrudée.

En ce qui concerne le béton de chanvre, une étude de l'inertie hydrique expérimentale a été effectuée pour une période de 24 heures. Ces résultats obtenus permettent de valider le

Annexe 2 : Etude du comportement hygrothermique d'une paroi simple en béton de chanvre

modèle et aussi de comprendre les phénomènes de migration l'humidité entre l'air ambiant et le béton de chanvre (Annexe 1.1). Dans cette partie, on étudie une paroi dont la surface extérieure est imperméable et isotherme et la surface intérieure est exposée aux variations climatiques intérieures comme montrée dans la figure A.44. Ces sollicitations dynamiques tendent à reproduire les conditions réelles diurnes de l'humidité relative. Initialement, la paroi est à 20 °C de température et 40 % de l'humidité relative. L'humidité relative intérieure est à 80 % pendant 8h puis descend à 40 % pendant 16 heures pour une période de 24 heures. La température intérieure est constante et égale à 20 °C pour tout le temps. Les coefficients de convections thermiques sont $h_{ci} = h_{ce} = 8 \text{ W/m}^2 \text{ K}$. Le coefficient convectif massique de surface extérieure est égal zéro afin d'assurer une condition imperméable et en ce qui concerne la surface intérieure, la valeur $h_{M,i}$ est de 0,08 m/s.

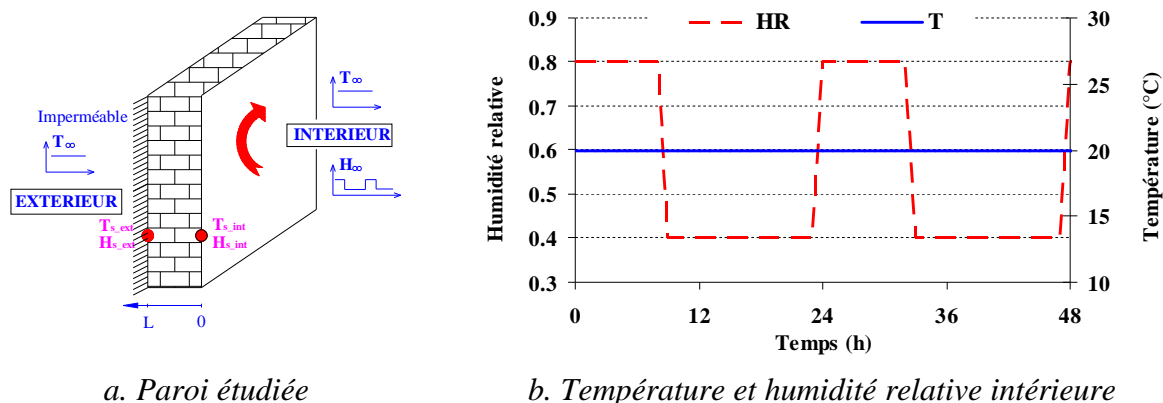


Figure A. 44: conditions de simulation pour sollicitation cyclique @HR 8-16.

a. IMPACT DE L'ÉPAISSEUR DE LA PAROI

La figure A.45 montre l'évolution de la teneur en eau de surface intérieure pour différentes épaisseurs de la paroi. Le but est d'étudier l'influence de l'épaisseur de la paroi et de déterminer la profondeur de pénétration hydrique effective du béton de chanvre. On constate que plus l'épaisseur augmente, plus la variation de la teneur en eau à la surface intérieure est faible. Cependant, l'influence de l'épaisseur est évidente lorsque l'épaisseur est faible. La teneur en eau adsorbée par le béton de chanvre en fonction de l'épaisseur est montrée dans le tableau A.19. Lorsque l'épaisseur passe de 1 cm à 2 cm, la variation de teneur en eau ($\Delta\theta$) varie de 1,54 % à 1,37 % soit une différence relative de 11 %. Cependant, quand l'épaisseur varie de 2,5 cm à 5 cm, cette différence est faible et de l'ordre 5 %. Ce phénomène est lié à la « profondeur de pénétration » qui dépend de l'amplitude et de la période des sollicitations périodiques. Ceci conditionne l'épaisseur minimale des échantillons à utiliser dans ce cas : elle est de l'ordre de 2 cm. Cette valeur est assez cohérente avec une valeur de 1,75 cm proposée par (Evrard, 2008).

A fin de comprendre mieux la pénétration de la vapeur dans le béton de chanvre, on considère maintenant le profil de teneur en eau en fonction de l'épaisseur d'une paroi dont l'épaisseur est de 5 cm. Sa variation est montrée dans la figure A.46. On note que plus la couche se trouve proche de surface intérieure de la paroi, plus elle est influencée par la variation de l'humidité relative de l'ambient. A la surface extérieure imperméable, la teneur en eau augmente jusqu'à l'état d'équilibre qui sera établi dans une durée de simulation.

Annexe 2 : Etude du comportement hygrothermique d'une paroi simple en béton de chanvre

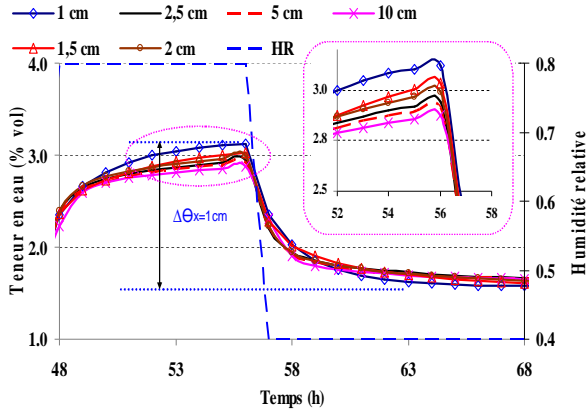


Figure A. 45: Evolution de la teneur en eau de surface intérieure pour différentes épaisseurs de la paroi.

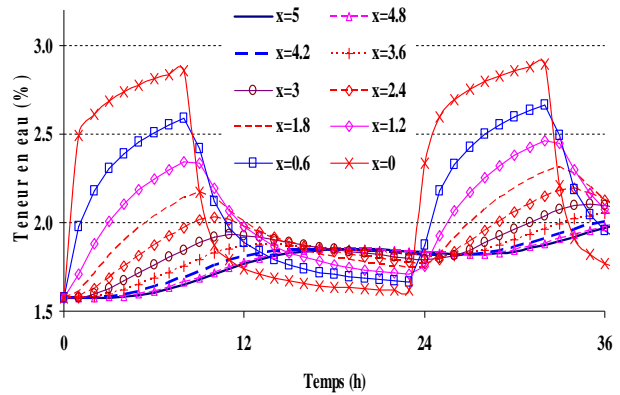


Figure A. 46: Variation de la teneur en eau selon la profondeur de la paroi.

Epaisseur	1 cm	1,5 cm	2 cm	2,5 cm	5 cm	10 cm
$\Delta\theta$ de surface intérieure (%)	1,54	1,44	1,37	1,30	1,28	1,25

Tableau A. 19: Variation de masse d'eau (%) pendant une période de 24 h.

b. IMPACT D'UN GRADIENT DE TEMPERATURE

La dépendance de l'inertie hydrique à l'égard du gradient de température pour une paroi de 5 cm d'épaisseur est représentée sur la figure A.47. Plus le gradient de température est important, plus la teneur en eau de surface extérieure est importante du fait que la vapeur entrante liée à un gradient de température augmente.

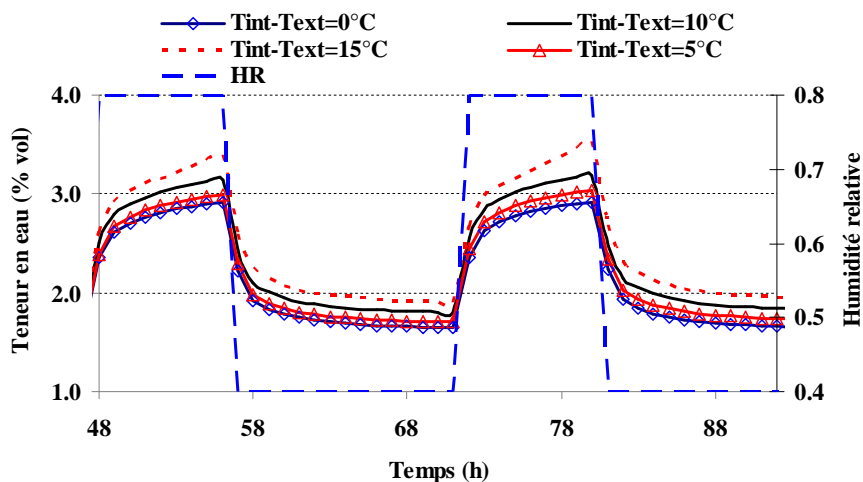


Figure A. 47: Variation de la teneur en eau de la surface intérieure pour différents gradients de température.

Le résultat montre que l'impact du gradient de température sur l'inertie hydrique est considérable (le tableau A.20). Un gradient de température 15°C/5cm augmente de 34 % la variation de la teneur de surface intérieure comparée au cas où son impact est négligé. La

Annexe 2 : Etude du comportement hygrothermique d'une paroi simple en béton de chanvre

prise en compte de cet effet est importante du fait que en hiver, la différence entre la température intérieure et extérieure est importante.

	Tint-Text=0°C	Tint-Text=5°C	Tint-Text=10°C	Tint-Text=15°C
Variation de la teneur en eau de la surface intérieure pendant une période de 24 h (%)	1,28	1,33	1,42	1,72

Tableau A. 20: Impact du gradient de température sur la teneur en eau de la surface intérieure pendant une période de 24 h.

C. ÉTUDE DE COMPARAISON AVEC LES AUTRES MATERIAUX

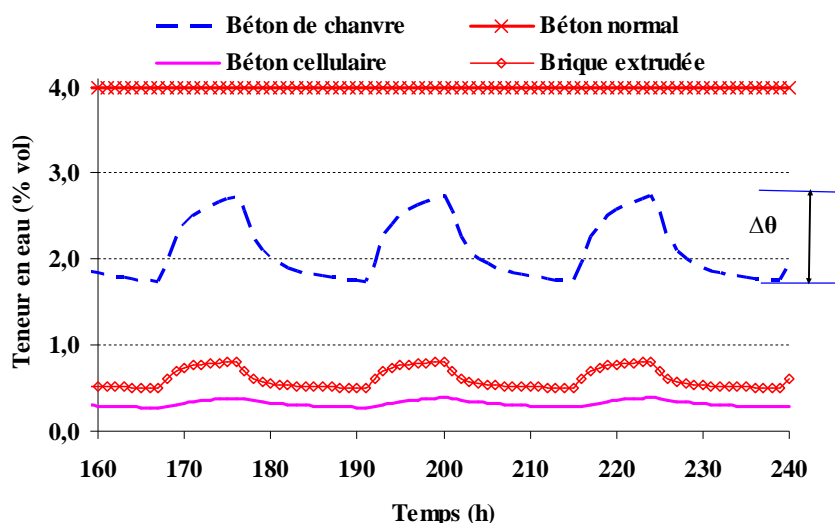


Figure A. 48: Variation de la teneur en eau en profondeur 5 mm (noeud le plus intérieur de la paroi) pour différents matériaux.

	Béton de chanvre	Béton normal	Béton cellulaire	Brique extrudée
Effusivité hydrique $E_{ff,m}$ (kg.m⁻².Pa⁻¹.s^{-1/2})	6,0E-07	2,9E-07	4,2E-07	4,1E-07
$\Delta\theta$ (% vol)	0,99	0,00	0,12	0,3

Tableau A. 21: Amplitude de la teneur en eau à une profondeur de 5 mm à l'intérieur de la paroi pour différents matériaux.

La figure A.48 montre la variation de la teneur en eau à une profondeur de 5 mm à l'intérieur de la paroi pour différents matériaux. La teneur en eau du béton de chanvre varie le mieux grâce à son pouvoir d'adsorption et de désorption de l'humidité au sein de matériau. Comparé au béton normal dont la variation de la teneur en eau est très faible, le béton de chanvre a une teneur en eau plus faible mais il permet à la paroi de mieux respirer car l'humidité y diffuse beaucoup plus rapidement.

Annexe 2 : Etude du comportement hygrothermique d'une paroi simple en béton de chanvre

Le tableau A.21 calcule la teneur en eau pendant une période de 24 heures une fois le régime stable est établi. Sa valeur pour le béton de chanvre est la plus importante, elle est de 88 % et 43 % plus grande par rapport à celle du béton cellulaire et de la brique extrudée respectivement. En regardant l'effusivité hydrique, on remarque que plus elle est grande plus le matériau a la capacité de réguler et de diffuser l'humidité.

d. ETUDE DE L'INERTIE HYDRIQUE ET DE LA CHALEUR ACCUMULEE DANS LE BETON DE CHANVRE

Les études précédentes montrent que le béton de chanvre peut réguler bien la variation de l'humidité de l'ambiance intérieure. De ce fait, les transports de l'eau dans ses phases liquide et gazeuse vont changer la température dans la paroi à cause des changements de phase liés au phénomène d'adsorption et de désorption. Afin de mieux observer le phénomène, on va choisir une paroi en béton de chanvre (5 cm d'épaisseur) ayant les mêmes conditions aux limites que les parties précédentes sauf que la surface extérieure est adiabatique (donc $h_{ce} = 0 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$).

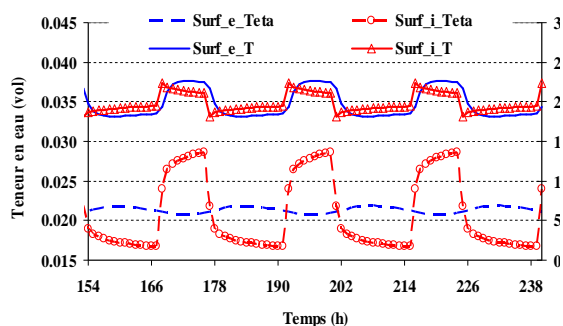


Figure A. 49: Variation de la teneur en eau et de la température aux surfaces extrêmes de la paroi.

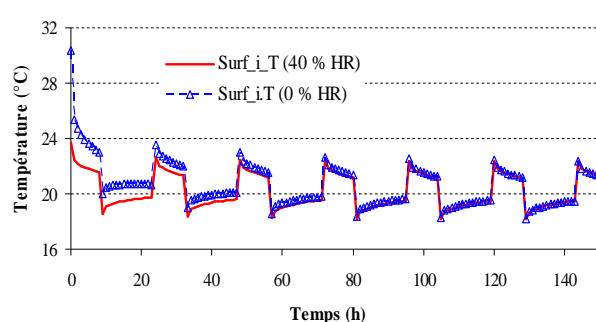


Figure A. 50: Variation de la température de la surface intérieure en fonction des conditions initiales.

Sachant que la capacité de stockage de l'humidité dépend de l'état initial du matériau, on s'intéresse donc à comparer deux cas dans lesquels les conditions initiales sont différentes :

- Le premier cas est initialement à 20 °C et 40 % d'humidité relative.
- Le deuxième est initialement sec.

L'effet des conditions initiales de la teneur en eau dans le matériau sur le profil de la température est montré dans la figure A.49. Cet effet est considérable pour le premier temps de simulation (pendant 60 h). Plus le matériau est initialement sec, plus sa température est élevée puisque plus la quantité d'eau adsorbée est importante. Dans notre cas, pendant les premières 24 heures de la simulation, la différence de température à la surface intérieure est de l'ordre 1 °C particulièrement au début, elle est de l'ordre de 7 °C. Après 60 heures, le régime devient stable et leur variation est similaire.

La figure A.50 montre l'influence du phénomène de changement de phase sur la température aux surfaces extrêmes de la paroi. Lorsqu'il n'y a que le transfert thermique, ces températures sont constantes et égales à 20 °C. La surface intérieure étant la plus influencée par le changement de phase, sa température varie le plus de 18,1°C à 22,4 °C. Quant à la

température de la surface extérieure, son augmentation est due au phénomène de changement de phase et au transfert thermique de l'intérieur vers extérieur (lorsque le phénomène d'absorption a lieu). On note que son évolution est retardée par rapport celle de la surface intérieure avec un déphasage de 3 h.

B. Etude de l'inertie thermique du béton de chanvre

Afin d'étudier les interactions entre l'inertie et l'ambiance intérieure, une étude en détails d'une paroi monocouche, adiabatique de l'extérieur en béton de chanvre et soumise à des fluctuations sinusoïdales de la température intérieure est effectuée (Maalouf et al., 2010). Ces fluctuations sinusoïdales varient entre $\pm 1^\circ\text{C}$ sur une période de 24h.

Maalouf (2010) on a étudié deux principaux aspects de l'inertie thermique: l'amortissement de la chaleur et son stockage dans une paroi simple couche. Les résultats de simulation ont montré l'importance de la diffusivité et de son effusivité thermique. Afin d'amortir la diffusion de la chaleur extérieur, il faut avoir une diffusivité thermique faible et afin d'augmenter la quantité d'énergie stockée il faut avoir une effusivité thermique élevée. Comme il est quasi rare de trouver un matériau qui vérifie ces deux critères, il faut utiliser des parois multicouches.

ANNEXE 3 : DETERMINATION DE LA VALEUR DE LA CAPACITE TAMPON HYDRIQUE REELLE DU BETON DE CHANVE-CHAUX ET DU BETON DE CHANVRE-AMIDON

1. LES CONDITIONS DE L'ESSAI

Sachant que la valeur de la capacité tampon hydrique (VCTH) nous donne une « idée préliminaire » du comportement hygrothermique dynamique du matériau lorsqu'il est exposé à une ambiance intérieure, cette partie sera consacrée à la détermination de la VCTH réelle du béton de chanvre-chaux et du béton de chanvre-amidon. Afin de déterminer la valeur de la capacité de tampon hydrique réelle, les essais ont été effectués à l'ISIEC de l'Université de Reims. Les dimensions des échantillons sont montrées dans le tableau A.22.



Figure A. 51: Exposition et emplacement des échantillons dans l'enceinte climatique.

Les cinq faces des échantillons sont imperméables et la seule face exposée à l'air intérieur est étudiée (la figure A.51).

Les échantillons ont été placés dans une enceinte climatique de marque BINDER (la figure A.52) qui permet de réguler l'humidité relative et la température en chauffage et humidification. La déshumidification s'effectue d'une manière plus lente et est moins performante. La température et l'humidité effective au sein de l'enceinte sont mesurées et affichées sur un écran extérieur. On a effectué deux types d'essais :

- Le premier test (TEST @24,24): l'humidité relative intérieure est fixée à 75% pour 24h ensuite on passe à 35% pour les 24 h suivantes ainsi de suite...La masse des échantillons est relevée avec une balance de précision 0,01 g comme montré dans la figure 4.6. Initialement les échantillons ont été placés dans l'étuve à 20°C et 50% d'humidité relative pour 48h.
- Le deuxième test (TEST @6,18): l'humidité relative intérieure est fixée à 75% pour 6h ensuite à 35% pour les 18 h suivantes ainsi de suite.

Nous avons choisi d'effectuer deux types d'essais avec des périodes différentes afin de vérifier la fiabilité des résultats expérimentaux avec les formules théoriques. Il faut noter que la durée de chaque essai ne pouvait pas dépasser 5 jours car on n'avait pas accès à l'enceinte pendant les week-ends.

Annexe 3: Détermination de la valeur de la capacité tampon hydrique réelle du béton de chanvre-chaux et du béton de chanvre-amidon

Echantillons	Longueur (cm)	Largeur (cm)	Epaisseur (cm)
<i>Echantillon 1A_Chanvre-chaux</i>	11,5	12,0	3,0
<i>Echantillon 1B_Chanvre-chaux</i>	13,0	13,0	6,0
<i>Echantillon 2_Chanvre-amidon (65L/35C)</i>	9,0	10,0	3,5
<i>Echantillon 3_Chanvre-amidon (70L/30C)</i>	6,0	6,5	5,5
<i>Echantillon 4A_Chanvre-amidon (30L/70C)</i>	9,0	8,5	2,5
<i>Echantillon 4B_Chanvre-amidon (30L/70C)</i>	9,5	10,0	5,0
<i>Echantillon 5A_Chanvre-amidon (20L/80C)</i>	10,0	8,0	5,0
<i>Echantillon 5B_Chanvre-amidon (20L/80C)</i>	10,0	10,0	3,0

Tableau A. 22 : Dimensions des échantillons.

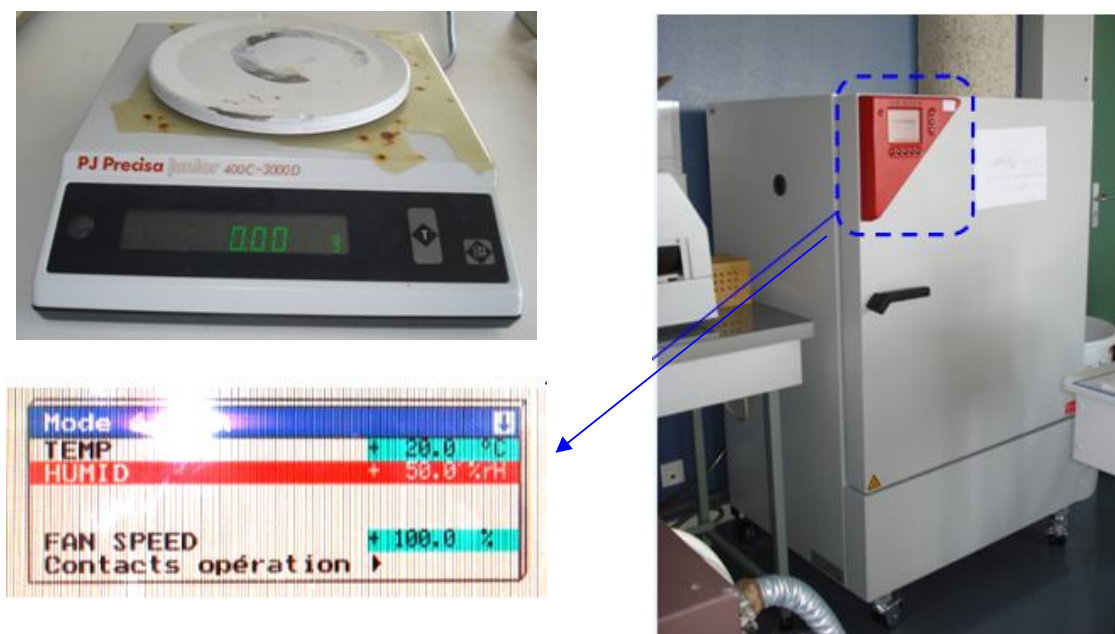


Figure A. 52 : Enceinte climatique et la balance utilisée.

2. LES RESULTATS OBTENUS

Les figures A.53 et A.54 représentent la variation de la masse des échantillons du béton de chanvre-chaux et celle du béton de chanvre-amidon pour les deux tests. On note que la masse des échantillons varie selon la variation de l'humidité relative dans l'étuve et leur état d'équilibre sera atteint après quelques cycles.

Annexe 3: Détermination de la valeur de la capacité tampon hydrique réelle du béton de chanvre-chaux et du béton de chanvre-amidon

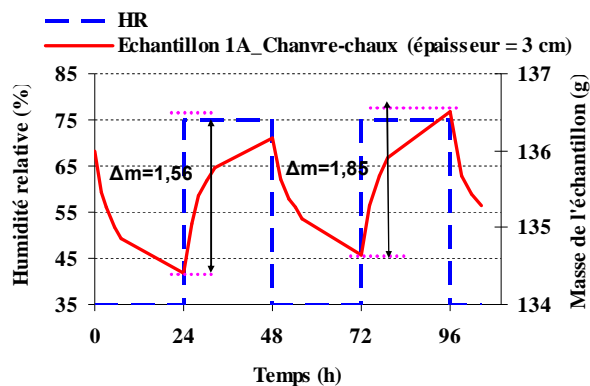


Figure A. 53: La variation de la masse de l'échantillon 1A_Chanvre-chaux ($e=3$ cm) pour le TEST@24,24h.

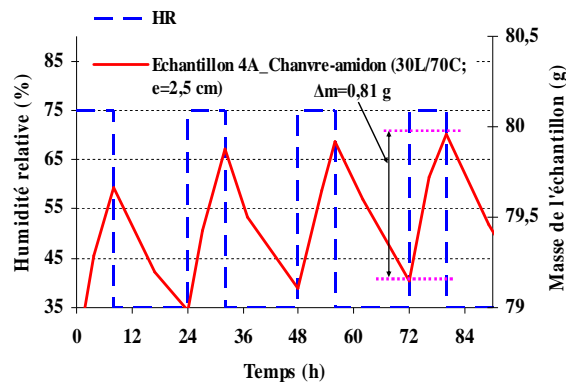


Figure A. 54: La variation de la masse de l'échantillon 4A_Chanvre-amidon (30L/70C ; $e=2,5$ cm) pour le TEST@6,18h.

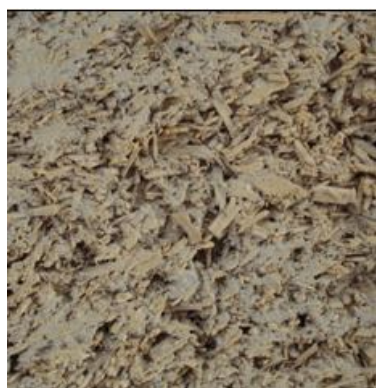


Figure a : Surface de l'échantillon 1A Chanvre-chaux

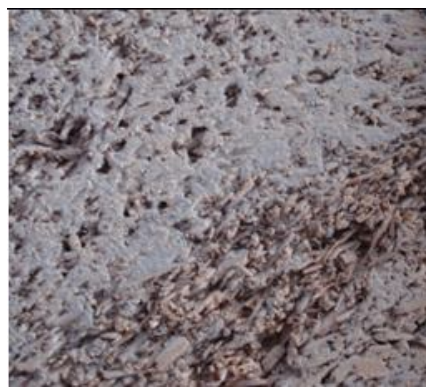


Figure b : Surface de l'échantillon 1B Chanvre-chaux

Figure A. 55: Surface des échantillons en béton de chanvre-chaux.

A partir des résultats expérimentaux, on obtient la valeur VCTH réelle en calculant la quantité de l'eau adsorbée ou désorbée pour le dernier cycle en adsorption par la surface effective exposée des échantillons et par un changement de 1% de l'humidité relative. Le résultat est présenté dans le tableau A.23. Tout d'abord on note que la valeur VCTH de TEST@24;24h est supérieure à celle du TEST@6;18h du fait que son temps d'exposition à des humidités élevées est plus long. Les valeurs VCTH réelles des échantillons en béton de chanvre-chaux sont très proches car son épaisseur est plus grande que la profondeur de pénétration de la vapeur. La faible différence de la VCTH entre les deux échantillons peut être expliquée par l'hétérogénéité du béton de chanvre comme indiqué dans la figure A.55.

Les valeurs VCTH réelles des échantillons en béton de chanvre-amidon sont plus grandes que celles du béton de chanvre-chaux. Comparé à l'échantillon 1A_Chanvre-chaux, la valeur de VCTH réelle de l'échantillon 4B_Chanvre-amidon est 1,8 et 1,94 fois plus grande pour le TEST@6 ;18h et TEST@24;24h respectivement. Le phénomène s'explique par le fait que la proportion de chanvre à l'intérieur des échantillons du béton de chanvre-amidon est plus grande que celle se trouvant dans l'échantillon de chanvre-chaux et sa porosité est plus élevée. Cela est montré par la figure A.56 qui représente la comparaison entre les structures de la surface d'échantillon 1A_Chanvre-chaux et celle de l'échantillon 4B_Chanvre-amidon.

Annexe 3: Détermination de la valeur de la capacité tampon hydrique réelle du béton de chanvre-chaux et du béton de chanvre-amidon

Echantillons	VCTH_réelle pour TEST@6,18h	VCTH_réelle pour TEST@24,24h
<i>Echantillon 1A_Chanvre-chaux (épaisseur = 3 cm)</i>	1,79	2,66
<i>Echantillon 1B_Chanvre-chaux (épaisseur = 6 cm)</i>	1,99	2,87
<i>Echantillon 2_Chanvre-amidon (65L/35C (e=3,5 cm))</i>	3,17	4,56
<i>Echantillon 3_Chanvre-amidon (70L/30C (e=5,5 cm))</i>	2,98	4,69
<i>Echantillon 4A_Chanvre-amidon (30L/70C; e=2,5 cm)</i>	2,65	4,41
<i>Echantillon 4B_Chanvre-amidon (30L/70C;e=5 cm)</i>	3,43	5,24
<i>Echantillon 5A_Chanvre-amidon (20L/80C;e=5 cm)</i>	3,03	4,84
<i>Echantillon 5B_Chanvre-amidon (20L/80C;e=3 cm)</i>	2,88	4,22

Tableau A. 23 : La capacité tampon hydrique réelle des échantillons en fonction des différentes formulations.



Figure a : Surface de l'échantillon 4B Chanvre-amidon (30L/70C).

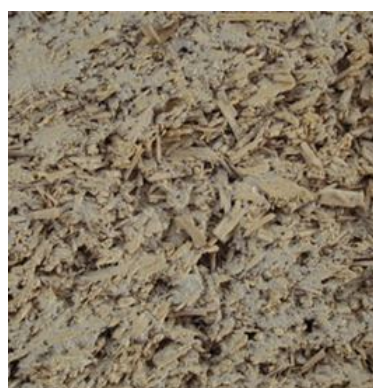


Figure b: Surface de l'échantillon 1A Chanvre-chaux.

Figure A. 56: Comparaison des surfaces des échantillons en béton de chanvre-chaux et en béton de chanvre-amidon.

La figure A.57 montre la comparaison entre la valeur VTCH réelle du béton de chanvre (à base d'amidon ou de chaux) et celles des autres matériaux du génie civil (Rode Pedersen et al., 2005). Il est noté que la valeur présentée dans la figure A.57 est la valeur moyenne de deux échantillons de différentes épaisseurs. Comparé à la brique et au béton normal qui ont des capacités tampon hydrique très proches, la valeur VCTH réelle du béton de chanvre-chaux et de chanvre-amidon (65L/30C) sont 4,76 et 7,6 fois plus grandes respectivement tandis qu'elles sont 1,9 et 3 fois plus grandes que celle du béton cellulaire.

Annexe 3: Détermination de la valeur de la capacité tampon hydrique réelle du béton de chanvre-chaux et du béton de chanvre-amidon

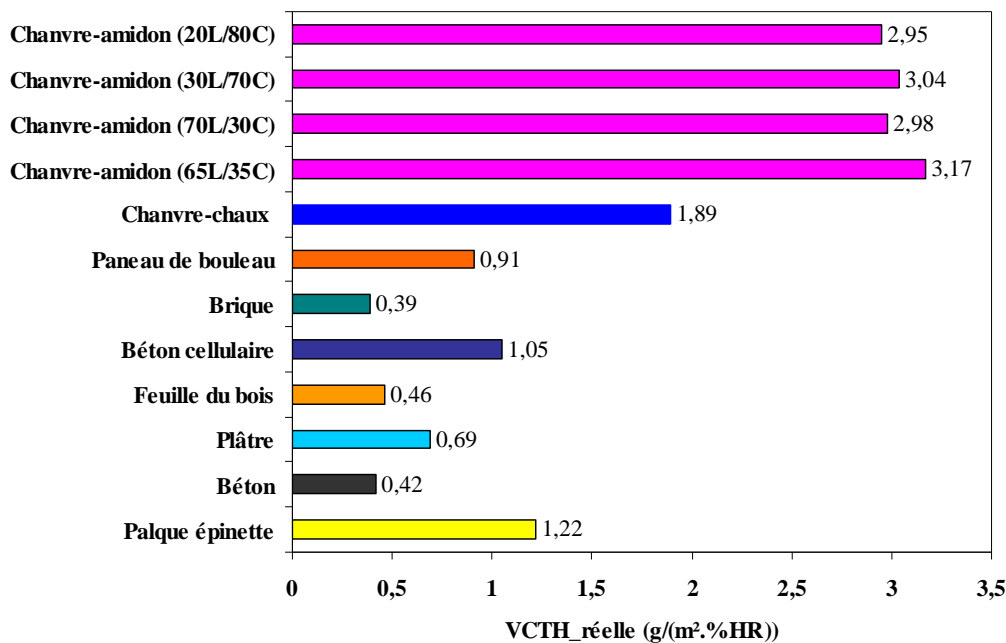


Figure A. 57: Comparaison entre la VCTH réelle du béton de chanvre et des matériaux du génie civil dans le projet NORDTEST (pour le TEST@6,18h).

La classification des valeurs VCTH réelle est représentée dans le tableau A.24 et dans la figure A.58 dans laquelle la valeur de la capacité tampon hydrique est déterminée par un cycle @6,18 comme notre choix pour le deuxième test.

Classification de VCTH réelle (pour le cycle @6 ;18h)	VCTH_réelle minimale (g/(m².%HR))	VCTH_réelle maximale (g/(m².%HR))
Négligeable	0	0,2
Limitée	0,2	0,5
Moyenne	0,5	1
Bonne	1	2
Excellente	2	plus grande que 2

Tableau A. 24 : Classification des valeurs VCTH réelle selon Rode Pedersen (2005).

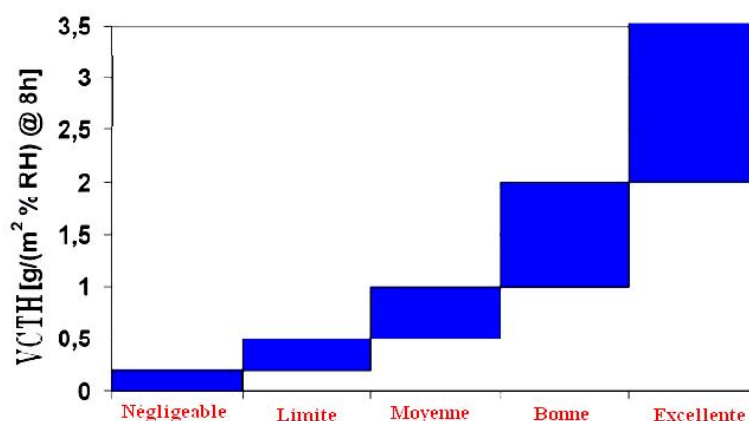


Figure A. 58: Classification des valeurs de la capacité tampon hydrique réelle (VCTH réelle) (Rode Pedersen et al., 2005).

Annexe 3: Détermination de la valeur de la capacité tampon hydrique réelle du béton de chanvre-chaux et du béton de chanvre-amidon

Les résultats obtenus ont confirmé que le béton de chanvre à base d'amidon a une très bonne capacité tampon hydrique réelle et est classé comme un excellent régulateur hydrique.

3. VERIFICATION DE LA FIABILITE DES RESULTATS EXPERIMENTAUX

Cette partie a pour objectif de vérifier la fiabilité des résultats expérimentaux en utilisant la théorie trouvée dans le projet NORDTEST.

Afin de comparer la valeur VCTH réelle avec la valeur théorique pour le béton de chanvre-chaux, on aborde ici les formules proposées dans le NORDTEST (Rode Pedersen et al., 2005).

Pour le TEST@24,24h, nous avons : $T_p=48h$, $\alpha=1/2$. On prend $h(\alpha)=1,072$ et la VCTH théorique est donc calculée par la formule:

$$VCTH_{\text{théorique}} = 0,00604 \cdot P_s \cdot E_{ff-m} \cdot \sqrt{T_p} \quad [A.6]$$

En ce qui concerne le TEST@6,18h, la valeur VCTH théorique est calculée selon :

$$VCTH_{\text{théorique}} = 0,00568 \cdot P_s \cdot E_{ff-m} \cdot \sqrt{T_p} \quad [A.7]$$

VCTH (g/(m ² .% RH) pour le TEST@24,24h		VCTH (g/(m ² .% RH) pour le TEST@6,18h	
Valeur expérimentale	Valeur théorique	Valeur expérimentale	Valeur théorique
2,765	2,75	1,89	1,84

Tableau A. 25 : Valeur de la capacité de régulation hydrique réelle et théorique pour les deux échantillons de béton de chanvre-chaux.

Le tableau A.25 montre les VCTH théorique et réelle pour le béton de chanvre-chaux pour les deux tests : TEST@6;18h et TEST@24;24h. La valeur VCTH pour le TEST@24;24 est très proche tandis que celle pour le TEST@6;18h est un peu différente. La différence est due à plusieurs facteurs :

- La durée des essais qui a été limitée à une semaine à cause de l'inaccessibilité à l'enceinte climatique pendant la période des week-ends.
- La régulation de l'humidité relative qui était assez lente en déshumidification : pour passer de 33% à 75% il fallait 15 minutes alors que pour passer de 75% à 35% il faut 1 heure presque.
- Le relevé de la masse des échantillons chaque 1h30 était effectué avec une balance placée en dehors de l'étuve ce qui nécessitait l'ouverture de celle-ci et donc la perturbation des conditions intérieures (pour les mesures, les échantillons étaient placés dans des sacs imperméables).

Sachant que pour le béton de chanvre-amidon on n'a pas les données nécessaires pour déterminer la valeur VCTH théorique, on va utiliser un autre critère afin de pouvoir vérifier les résultats expérimentaux. Au lieu de calculer la valeur exacte de VCTH réelle pour deux tests, on va calculer le rapport entre eux. A partir des relations [A.6] et [A.7], on a :

Annexe 3: Détermination de la valeur de la capacité tampon hydrique réelle du béton de chanvre-chaux et du béton de chanvre-amidon

$$\frac{VCTH_théorique_TEST @ 6;18h}{VCTH_théorique_TEST @ 24;24h} = 0,67 \quad [A.8]$$

	Chanvre-chaux	Chanvre-amidon (65L/35C)	Chanvre-amidon (70L/30C)	Chanvre-amidon (30L/70C)	Chanvre-amidon (20L/80C)
<i>VCTH_réelle TEST@6;18h</i>	1,89	3,17	2,98	3,04	2,95
<i>VCTH_réelle TEST@24;24h</i>	2,76	4,56	4,69	4,82	4,53
<i>VCTH@6;18h/VCTH@24;24h Expérimental</i>	0,68	0,70	0,64	0,63	0,65
<i>Déviaton avec la valeur théorique (%)</i>	3,1	4,6	-4,3	-5,2	-1,8

Tableau A. 26 : Comparaison du rapport des valeurs VCTH réelle pour les deux tests avec celui théorique.

Le tableau A.26 montre la valeur du rapport $\frac{VCTH_théorique_TEST @ 6;18h}{VCTH_théorique_TEST @ 24;24h}$ pour les deux tests pour le béton de chanvre à base d'amidon et à base de chaux. Le résultat obtenu est assez cohérent avec celui théorique avec une déviation maximale de 5,2 % pour le béton de chanvre-amidon.

On a montré que les valeurs expérimentales sont fiables, dans la partie suivante on détermine la valeur de l'effusivité hydrique du béton de chanvre-amidon.

4. ÉVALUATION DE LA VALEUR DE L'EFFUSIVITE HYDRIQUE DES MATERIAUX D'ESSAI

A partir de la relation [A.6] sachant que la température et la période d'essai sont respectivement égales à 20°C et 24 heures, l'effusivité hydrique est calculée par la formule suivante:

$$E_{ff-m} = \frac{VCTH_exp}{0,00604.P_s.\sqrt{T_p}} \quad [A.9]$$

La figure A.59 présente l'effusivité hydrique (exprimée en $kg.m^{-2}.Pa^{-1}.s^{-1/2}$) du béton de chanvre (à base d'amidon ou de chaux) et des autres matériaux trouvés dans la littérature. Comparé au béton cellulaire, à la brique et au béton, l'effusivité hydrique du béton de chanvre-chaux est 2,3 ; 6,3 et 5,9 fois plus élevée respectivement. Le fait de remplacer la chaux par l'amidon a amélioré la valeur de l'effusivité hydrique du matériau. Elle est de 1,3 fois plus grande pour le béton de chanvre à base d'amidon (65L/35C) que pour le béton de chanvre à base de chaux.

Les résultats préliminaires obtenus montrent que parmi ceux-ci, le béton de chanvre (amidon ou chaux) régule le mieux la variation de l'humidité relative.

Annexe 3: Détermination de la valeur de la capacité tampon hydrique réelle du béton de chanvre-chaux et du béton de chanvre-amidon

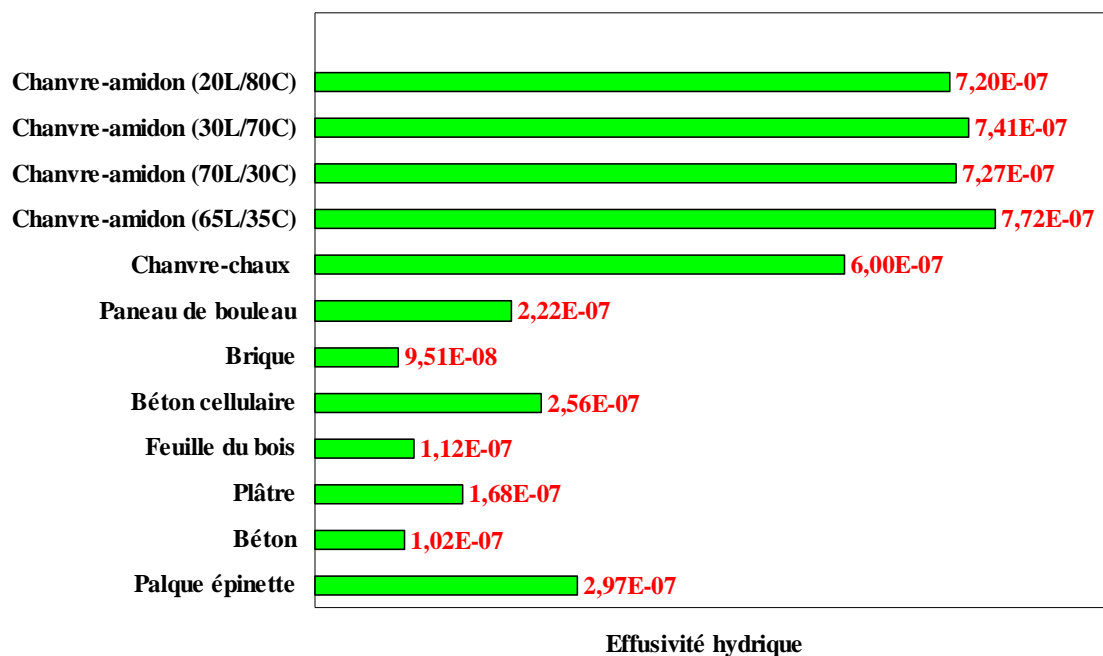


Figure A. 59: Effusivité hydrique ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{Pa}^{-1}\cdot\text{s}^{-1/2}$) du béton de chanvre et des autres matériaux dans le projet NORDTEST (Rode Pedersen et al., 2005).