



HAL
open science

Caractérisation expérimentale et modélisation du panneau composite bois-ciment

Mengya Li

► **To cite this version:**

Mengya Li. Caractérisation expérimentale et modélisation du panneau composite bois-ciment. Matériaux. Université de Lorraine, 2018. Français. NNT : 2018LORR0302 . tel-02109854

HAL Id: tel-02109854

<https://hal.univ-lorraine.fr/tel-02109854v1>

Submitted on 25 Apr 2019

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

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



AVERTISSEMENT

Ce document est le fruit d'un long travail approuvé par le jury de soutenance et mis à disposition de l'ensemble de la communauté universitaire élargie.

Il est soumis à la propriété intellectuelle de l'auteur. Ceci implique une obligation de citation et de référencement lors de l'utilisation de ce document.

D'autre part, toute contrefaçon, plagiat, reproduction illicite encourt une poursuite pénale.

Contact : ddoc-theses-contact@univ-lorraine.fr

LIENS

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 122. 4

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 335.2- L 335.10

http://www.cfcopies.com/V2/leg/leg_droi.php

<http://www.culture.gouv.fr/culture/infos-pratiques/droits/protection.htm>

THÈSE DE DOCTORAT
DE
L'UNIVERSITÉ DE LORRAINE

ÉCOLE DOCTORALE SCIENCES ET INGÉNIERIE DES MOLÉCULES,
DES PRODUITS, DES PROCÉDÉS ET DE L'ÉNERGIE (SIMPPÉ)

Présentée et soutenue publiquement par

LI Mengya

Pour obtenir le grade de

DOCTEUR

Spécialité : Sciences du bois et des fibres

Option : Mécanique – Énergétique

Caractérisation Expérimentale et Modélisation du
Panneau Composite Bois-Ciment

Soutenue le 11 décembre 2018

COMPOSITION DU JURY

M. NAJI Hassane	Professeur, Université d'Artois	Président, Examineur
Mme. AGGOUN Salima	Maître de Conférences, Université de Cergy-Pontoise	Rapporteur
M. BENNACER Rachid	Professeur, Ecole Normale Supérieure de Cachan	Rapporteur
Mme. CHEN Wen	Maître de Conférences, Université de Lorraine	Examineur
M. EL GANAOUI Mohammed	Professeur, Université de Lorraine	Directeur de thèse
M. KHELIFA Mourad	Maître de Conférences, Université de Lorraine	Co-directeur de thèse
M. DJEDJIG Rabah	Maître de Conférences, Université de Lorraine	Invité
M. NICOLAS Vincent	Maître de Conférences, Université de Lorraine	Invité
M. TAZIBT Abdel	Ingénieur, CRITT-TJFU	Invité

Remerciements

Tout d'abord, je tiens à adresser tous mes remerciements à mes directeurs de thèse : Monsieur Mohammed EL GANAOUI et Monsieur Mourad KHELIFA pour m'avoir encadrée et dirigée tout au long de ma thèse. Je suis reconnaissante pour leur disponibilité, leurs conseils précieux et leur appui scientifique. Grâce à eux, j'ai pu atteindre les objectifs de ce travail.

J'adresse également mes remerciements à Madame Salima AGGOUN et Monsieur Rachid BENNACER qui m'ont fait l'honneur de rapporter ce manuscrit de thèse. Leurs remarques judicieuses m'ont permis d'envisager et d'améliorer ce travail.

Je tiens à remercier Monsieur Hassane NAJI et Madame Wen CHEN pour avoir accepté d'examiner ce travail. Je remercie également Monsieur Rabat DJEDJIG et Monsieur Vincent NICOLAS ainsi que Monsieur Abdel TAZIBT pour leur participation à mon jury de thèse et leurs conseils scientifiques constructifs. Je cite en particulier Monsieur Vincent NICOLAS pour sa généreuse contribution dans ce travail.

J'exprime ma gratitude à Monsieur Mohammed NOUARI et Monsieur André LECOMTE pour avoir rapporté mon travail en deuxième année de doctorat.

Je remercie également Monsieur Yann ROGAUME pour son aide sur la partie expérimentale et ses conseils scientifiques.

Je tiens à remercier vivement l'ensemble des membres du laboratoire, plus spécialement Madame Linda BOSSERR, Madame Corinne COURTEHOUX et Madame Laetitia MOURITANY pour leur aide administrative et leur gentillesse. Je n'oublie pas de remercier le personnel de l'école doctorale, Madame Christine FIVET et Monsieur Georges BILLANT, pour leurs renseignements permanents.

Je n'oublie pas le personnel de l'ENSTIB et de l'IUT de Longwy, pour leur aide et soutien.

Je profite de dire merci à mes collègues et amis : Van Diem, Oussama, Xuedong, Bo-jhih, Sébastien, Benoît, Gaëtan, Siham, Imane, Azza, Faiza... pour les moments travaillés et partagés ensembles.

À ma chère Mireille AUPETIT, avec toutes ces années de connaissance et d'amitié, votre famille est devenue ma deuxième famille en France.

Un grand merci à mes chers, Oscar, Kitty et Émelie, votre présence illumine ma vie et m'apporte plein de bonheur.

À mon amour Zhankeng, merci pour ton soutien et pour tout ce que tu fais pour moi. Tu m'encourages et me pousses à aller de l'avant.

Mes derniers remerciements s'adressent à mes parents WANG Min et LI Jue, pour leur amour, leur soutien inconditionnel, leur sacrifice et pour m'avoir encouragée tout au long de mes études en France.

Nomenclature

Symboles latins

A_i	Facteur pré-exponentiel d'Arrhenius	$l.s^{-1}$
b	Largeur	m
c_p	Chaleur spécifique	$J.kg^{-1}.K^{-1}$
d_c ou d_t	Variable d'endommagement	-
D_w	Coefficient de diffusion hydrique	$m^2.s^{-1}$
D_ϕ	Coefficient de diffusion sous gradient de l'humidité relative	$kg.m^{-1}.s^{-1}$
D_T	Coefficient de diffusion sous gradient de température	$kg.m^{-1}.s^{-1}.K^{-1}$
e	Epaisseur	m
E	Module d'Young	MPa
E_i	Energie d'activation de la réaction	$J.mol^{-1}$
f	Fraction massique	%
F	Force	N
g	Accélération de la pesanteur	$m.s^{-2}$
g_l	Densité de flux de liquide	$kg.m^{-2}.s^{-1}$
g_v	Densité de flux de vapeur	$kg.m^{-2}.s^{-1}$
G	Potentiel d'écoulement	-
h_c	Coefficient d'échange convectif de chaleur	$W.m^{-2}.K^{-1}$
Δh_i^0	Chaleur de réactions du composant	$J.kg^{-1}$
H	Hauteur	m
HR	Humidité relative	%
H_T	Enthalpie volumique totale	$J.m^{-3}$
k_i	Taux de réaction	$l.s^{-1}$
K_c	Rapport du second invariant des contraintes sur le méridien	-
K_l	Perméabilité de l'eau liquide	$kg.m^{-1}.s^{-1}.Pa^{-1}$
l	Longueur	m
L_v	Chaleur latente de vaporisation	$J.kg^{-1}$
m	Masse	kg
M_w	Masse molaire	$kg.mol^{-1}$
\bar{p}	Pression hydrostatique effective	MPa

P_c	Pression capillaire	Pa
P_{hyd}	Pression hydrolique	kPa
P_v	Pression partielle de vapeur	Pa
$P_{v,sat}$	Pression partielle de vapeur saturante	Pa
\bar{q}	Contrainte effective de Mises	MPa
q	Flux de chaleur	$W.m^{-2}$
Q_r''	Source d'énergie	$W.m^{-3}$
R	Constante des gaz parfaits	$J.mol^{-1}.K^{-1}$
R'	Vitesse de bétonnage	$m.h^{-1}$
R_E	Limite d'élasticité	MPa
S	Surface	m^2
\bar{S}	Déviateur du tenseur des contraintes effectives	-
t	Temps	s
T	Température	K ou °C
TS	Taux d'absorption d'eau	-
TA	Taux de gonflement en épaisseur	-
w	Teneur en eau volumique	$kg.m^{-3}$
v	Fraction volumique	-
V	Volume	m^3
x, y, z	Abscisse	m
X	Teneur en eau massique	$kg.kg^{-1}$

Symboles grecs

α	Coefficient d'absorption	-
δ	Déplacement	mm
β_m	Coefficient d'échange convectif de masse	$kg.m^{-2}.s^{-1}.Pa^{-1}$
ε	Porosité	-
ε_c	Déformation en compression	-
ε_t	Déformation en traction	-
ε_{emis}	Emissivité	-
ε_f	Angle de friction	-
σ_c	Résistance en compression	MPa
σ_L	Contrainte longitudinale	MPa

σ_t	Résistance en traction	MPa
ρ	Masse volumique	kg.m^{-3}
δ_p	Perméabilité à la vapeur d'eau du matériau	$\text{kg.m}^{-1} \cdot \text{s}^{-1} \cdot \text{Pa}^{-1}$
$\delta_{p,a}$	Perméabilité à la vapeur d'eau de l'air	$\text{kg.m}^{-1} \cdot \text{s}^{-1} \cdot \text{Pa}^{-1}$
λ	Conductivité thermique	$\text{W.m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$
μ	Facteur de résistance à la diffusion	-
ξ	Capacité d'isotherme de sorption	-
ν	Coefficient de Poisson	-
φ	Humidité relative	-
ψ	Angle de dilation	°
σ_R	Résistance à la rupture	MPa
σ_{boltz}	Constante de Stephan-Boltzmann	$\text{W.m}^{-2} \cdot \text{K}^{-4}$
$\bar{\sigma}$	Contrainte effective	MPa
σ_{b0}	Contrainte de compression bi-axiale	MPa
σ_{c0}	Contrainte de compression uniaxiale	MPa
γ	Densité	kN/m^3
γ_F	Coefficient partiel de sécurité	-
θ	Teneur en eau volumique	$\text{m}^3 \cdot \text{m}^{-3}$
ω	Taux d'humidité	-
η	Phase de décomposition	-

Indices

a	Air	l	Liquide
b	Fibres de bois	lat	Latent
c	Ciment	max	Maximum
ch	Charbon	min	Minimum
cond	Conduction	ref	Référence
conv	Convection	s	Solide
ext	Extérieur	surf	Surfacique
g	Gaz	T	Total
hyd	Hydraulique	v	Vapeur
int	Intérieur	cr	Critique

Table des matières

Introduction générale.....	1
Références bibliographiques.....	5
Chapitre 1. État de l’art sur les matériaux composites à base des fibres de bois.....	6
1.1 Introduction.....	7
1.2 Enjeux du développement durable dans l’habitat.....	8
1.3 Intérêts des matériaux bio-sourcés dans la construction.....	9
1.4 Généralités sur les matériaux composites cimentés à base des fibres de bois.....	11
1.4.1 Constituants des matériaux composites bois-ciment.....	11
1.4.1.1 Fibres de bois.....	11
1.4.1.2 Matrice cimentaire.....	15
1.4.2 Revue bibliographique synthétiques sur les matériaux composites bois-ciment....	15
1.5 Freins liés au développement des matériaux bois-ciment.....	16
1.5.1 Difficultés liées à la norme et à la mise en œuvre.....	17
1.5.2 Difficultés liées à la variabilité des fibres de bois.....	17
1.5.3 Difficultés liées à la caractérisation.....	18
1.6 Matériau bois-ciment : morphologie et formulation, besoins scientifiques et démarche adoptée.....	19
1.6.1 Morphologie et formulation du béton à base des fibres de bois.....	19
1.6.2 Problèmes et besoins scientifiques.....	23
1.6.3 Démarche scientifique adoptée.....	25
1.6.3.1 Analyse du comportement mécanique.....	25
1.6.3.2 Analyse du transfert couplé hygrothermique d’une paroi de bâtiment.....	26
1.6.3.3 Analyse du comportement au feu d’un panneau de coffrage.....	26
1.7 Conclusion.....	27
Références bibliographiques du Chapitre 1.....	28

Chapitre 2. Comportement mécanique	33
2.1 Introduction	34
2.2 Caractérisations expérimentales	35
2.2.1 Tests de compression simple	35
2.2.2 Tests de flexion à trois points.....	37
2.2.3 Bilan des tests de caractérisation expérimentale	40
2.3 Modélisation du comportement mécanique	41
2.4 Simulation des tests de flexion à trois points	46
2.5 Réponse structurale d'un coffrage permanent.....	50
2.5.1 Etat de l'art sur le coffrage permanent	50
2.5.2 Conception d'un coffrage permanent bois-ciment	51
2.5.3 Forme de la pression latérale exercée par un béton frais	53
2.5.4 Simulation d'un système de coffrage permanent	59
2.5.4.1 Modèle simplifié d'un système de coffrage	59
2.5.4.2 Système de coffrage à un seul panneau.....	61
2.5.4.3 Système de coffrage à plusieurs panneaux.....	64
2.6 Conclusion.....	67
Références bibliographiques du Chapitre 2	68
Chapitre 3. Comportement hygrothermique.....	70
3.1 Introduction	71
3.2 Transferts couplés de chaleur et d'humidité dans le milieu poreux.....	71
3.2.1 Présentation d'un milieu poreux	71
3.2.2 Propriétés hygrothermiques du matériau cimentaire à base des fibres végétales....	75
3.2.3 Modélisation des transferts hygrothermiques dans un bâtiment	76
3.2.3.1 Mécanismes de transfert.....	76
3.2.3.2 Différents modèles des transferts couplés de chaleur et d'humidité.....	76
3.2.3.3 Conditions aux limites d'une paroi du bâtiment	78

3.3 Détermination des propriétés thermo-hydriques	78
3.3.1 Détermination de la conductivité thermique	78
3.3.2 Détermination de l'isotherme de sorption	80
3.3.3 Détermination du taux de gonflement	82
3.4 Modélisation des transferts de chaleur et d'humidité dans la paroi	83
3.4.1 Hypothèses du modèle	83
3.4.2 Mécanismes de transfert d'un milieu poreux	83
3.4.2.1 Transferts de masse	83
3.4.2.2 Transferts de chaleur	85
3.4.3 Modèle des transferts couplés de chaleur et de masse	86
3.4.3.1 Conservation de masse	86
3.4.3.2 Conservation d'énergie	87
3.4.3.3 Bilan des transferts d'humidité et de chaleur	87
3.4.3.4 Conditions aux limites	88
3.4.4 Implémentation numérique	89
3.4.5 Validation du modèle numérique	89
3.4.5.1 Simulation d'une paroi homogène monocouche	89
3.4.5.2 Simulation d'une paroi multicouche	91
3.5 Analyses expérimentale et numérique du comportement hygrothermique du matériau composite bois-ciment	93
3.5.1 Caractérisation expérimentale	93
3.5.2 Résultats des tests sous une sollicitation dynamique	94
3.5.3 Application du modèle numérique à l'analyse de la réponse dynamique	97
3.5.3.1 Estimation des coefficients de diffusion	97
3.5.3.2 Sensibilité aux données expérimentales	99
3.6 Conclusion	102
Références bibliographiques du Chapitre 3	102

Chapitre 4. Comportement à hautes températures.....	106
4.1 Introduction	107
4.2 Dégradation thermique du matériau composite bois-ciment.....	108
4.2.1 Pyrolyse du composite bois-ciment.....	108
4.2.2 Propriétés thermo-physiques du ciment	110
4.2.3 Propriétés thermo-physiques d'un bois résineux	113
4.2.4 Etapes de la dégradation thermique du bois.....	116
4.2.5 Modèle cinétique de la dégradation thermique du bois.....	117
4.3 Test de carbonisation.....	123
4.3.1 Dispositif expérimental	123
4.3.2 Résultats des tests.....	124
4.4 Modélisation des tests de carbonisation.....	127
4.4.1 Décomposition thermique et conditions aux limites	127
4.4.2 Stratégie d'implémentation	128
4.4.3 Modèle éléments finis d'un test de carbonisation	130
4.4.4 Résultats des simulations	131
4.5 Conclusion.....	136
Références bibliographiques du Chapitre 4	137
Conclusion générale et Perspectives	139
Références bibliographiques	143
ANNEXE A. Mesure de la conductivité thermique par la méthode plaque chaude.....	144
ANNEXE B. Propriétés des matériaux des cas de test.....	147
ANNEXE C. Etude de sensibilité du modèle hygrothermique.....	148
ANNEXE D. Publications éditées en rapport avec la thèse.....	150
Abstract	151
Résumé	152

Liste des figures

Figure 1.1. Conductivité thermique des matériaux de construction à base des fibres végétales	11
Figure 1.2. Classification des fibres végétales	12
Figure 1.3. Morphologie structurale d'une fibre d'épicéa.....	13
Figure 1.4. Des différentes porosités du matériau bois-ciment	20
Figure 1.5. Fibres de bois du matériau bois-ciment	20
Figure 1.6. Etapes de la décomposition du matériau bois-ciment.....	22
Figure 1.7. Mise en place des panneaux de coffrage bois-ciment.....	24
Figure 2.1. Panneaux composites bois-ciment dans les coffrages	34
Figure 2.2. Essai de compression : (a) dimensions et (b) dispositif expérimental	35
Figure 2.3. Courbes contrainte-déformation obtenues des tests de compression.....	36
Figure 2.4. Valeurs de MOR en compression	36
Figure 2.5. Essai de flexion à 3 points : (a) Dimensions et (b) dispositif expérimental	37
Figure 2.6. Courbe effort-déplacement en flexion	38
Figure 2.7. Courbes effort-déplacement obtenues des tests de flexion.....	39
Figure 2.8. Comparaison des valeurs de MOE obtenues en flexion	39
Figure 2.9. Comparaison des valeurs de MOR obtenues en flexion	40
Figure 2.10. Comportement du béton : (a) en compression et (b) en tension	42
Figure 2.11. Courbes contrainte-déformation du matériau composite bois-ciment : (a) en compression et (b) en traction	43
Figure 2.12. Représentation du CDPM dans un état de contraintes planes.....	45
Figure 2.13. Maillage de la poutre en flexion à 3 points.....	46
Figure 2.14. Distribution de la contrainte longitudinale à différents instants	47
Figure 2.15. Comparaison de la rupture (a) numérique et (b) expérimentale	48
Figure 2.16. Comparaison des résultats numériques à ceux des tests en flexion	49
Figure 2.17. Description du coffrage : (a) mur ; (b) panneau réel et (c) composition de la paroi	52
Figure 2.18. Diagramme de la pression latérale exercée par un béton frais.....	54
Figure 2.19. Pression latérale maximale sur les différentes hauteurs de coffrage	57
Figure 2.20. Evolution de la pression maximale en fonction de la température	58
Figure 2.21. Evolution de la pression maximale en fonction de la vitesse de bétonnage	58

Figure 2.22. Modèle simplifié d'un coffrage : (a) panneau réel et (b) le modèle analytique..	59
Figure 2.23. Distributions de (a) la contrainte longitudinale σ_L et (b) du déplacement latéral δ	60
Figure 2.24. Modèle EF pour le panneau $e=35$ mm.....	61
Figure 2.25. Résultats de l'étude paramétrique.....	62
Figure 2.26. Distributions de (a) σ_L et (b) δ pour un seul panneau de coffrage.....	63
Figure 2.27. Distributions de σ_L et du δ à différentes hauteurs de coffrage	65
Figure 3.1. Diagramme des phases d'un milieu poreux.....	72
Figure 3.2. Différentes porosités du béton de chanvre.....	72
Figure 3.3. Courbe d'isotherme d'adsorption/désorption	74
Figure 3.4. Coefficient de diffusion massique du béton de chanvre	76
Figure 3.5. Conditions aux limites extérieures et intérieures d'une paroi du bâtiment.....	78
Figure 3.6. Test Hot Disk : (a) Dispositif et (b) Sonde	79
Figure 3.7. Evolution de la conductivité thermique en fonction de l'humidité relative.....	79
Figure 3.8. Courbe d'isotherme de sorption à $T=23^\circ\text{C}$	81
Figure 3.9. Courbe d'isotherme de sorption : résultats expérimentaux et modèle GAB	82
Figure 3.10. Schéma des transferts thermiques et massiques aux surfaces de la paroi.....	88
Figure 3.11. Schéma de la paroi monocouche.....	90
Figure 3.12. Evolution de l'humidité relative dans l'épaisseur de la paroi.....	90
Figure 3.13. Composition de la paroi multicouche	91
Figure 3.14. Evolution de l'humidité relative dans la paroi.....	92
Figure 3.15. Evolution de la température dans la paroi.....	92
Figure 3.16. Dispositif expérimental.....	93
Figure 3.17. Enceinte climatique avec l'échantillon	94
Figure 3.18. Classification du MBV	95
Figure 3.19. Evolution de température T_{air} et d'humidité relative ϕ_{air} dans l'enceinte	95
Figure 3.20. Evolution du rapport massique en fonction du temps.....	96
Figure 3.21. MBV pour les matériaux de construction	96
Figure 3.22. Maillage et dimensions de l'échantillon	97
Figure 3.23. Coefficients de diffusion du matériau composite bois-ciment	98
Figure 3.24. Evolution de la température en fonction du temps	98
Figure 3.25. Evolution de la masse en fonction du temps.....	99
Figure 3.26. Impact de la température de l'air	100

Figure 3.27. Impact de l'humidité relative de l'air.....	100
Figure 3.28. Impact du coefficient de convection sur les profils : (a) de température et (b) de masse	101
Figure 4.1. Dégâts causés sur la façade de la tour Grenfell à Londres par l'incendie	107
Figure 4.2. Taux de dégagement de chaleur des panneaux CBPB	109
Figure 4.3. Microstructures des CBPB, à différents ratios ciment/bois, après la combustion	110
Figure 4.4. Evolution de la densité relative du béton en fonction de la température	111
Figure 4.5. Evolution de la conductivité des bétons en fonction de la température.....	112
Figure 4.6. Evolution de la chaleur spécifique du béton en fonction de la température	113
Figure 4.7. Evolution de la densité relative d'un résineux à différentes températures	114
Figure 4.8. Evolution de la conductivité d'un résineux à différentes températures.....	115
Figure 4.9. Evolution de la chaleur spécifique d'un résineux à différentes températures	115
Figure 4.10. Front de pyrolyse dans un bois résineux.....	117
Figure 4.11. Modèle cinétique de Shen et al.	118
Figure 4.12. Modèle de décomposition d'un matériau composite.	120
Figure 4.13. Essai de carbonisation : (a) dispositif expérimental et (b) positions des thermocouples	123
Figure 4.14. Evolution de masse en fonction du temps.....	124
Figure 4.15. Evolution de la température à différentes positions des thermocouples.....	126
Figure 4.16. Mécanisme de la dégradation thermique du matériau composite bois-ciment à hautes températures	127
Figure 4.17. Algorithme de résolution globale utilisé dans le code Abaqus.....	129
Figure 4.18. Test de carbonisation d'un échantillon bois-ciment	130
Figure 4.19. Evolution de la densité relative du matériau composite	131
Figure 4.20. Evolution de la densité de chaque composant	132
Figure 4.21. Evolution de la conductivité thermique en fonction de la température	133
Figure 4.22. Formation de la couche du charbon à différents temps par simulation et expérimentation.....	134
Figure 4.23. Evolution de la température à différentes positions des thermocouples.....	135
Figure 4.24. Evolution de l'épaisseur de la couche de charbon	136
Figure 5.1. Eco-chalet à l'IUT de Longwy	143

Liste des tableaux

Tableau 1.1. Exemples des propriétés physiques des fibres végétales et synthétiques.....	14
Tableau 1.2. Avantages et inconvénients des matériaux composites bois-ciment.....	16
Tableau 1.3. Composition du matériau composite bois-ciment.....	23
Tableau 2.1. Propriétés mécaniques du matériau bois-ciment.....	40
Tableau 2.2. Constantes du CDPM.....	44
Tableau 2.3. Valeurs maximales de la pression latérale.....	56
Tableau 2.4. Nombre de systèmes de coffrages analysés.....	64
Tableau 3.1. Différents modèles de modélisation des courbes de l'isotherme d'adsorption pour les matériaux de construction.....	81
Tableau 3.2. Récapitulatif des résultats des essais de gonflement.....	83
Tableau 3.3. Propriétés du matériau composite bois-ciment.....	97
Tableau 4.1. Paramètres cinétiques du modèle de Shen.....	118
Tableau 4.2. Composition du composite bois-ciment.....	121
Tableau 4.3. Paramètres du modèle cinétique.....	122

Introduction générale

Depuis un certain nombre d'années, l'axe 3 "Energétique, Mécanique, Construction Bois" du LERMAB, en cohérence avec l'environnement pédagogique et industriel, développe et caractérise de nouveaux matériaux poreux dérivés de ressources naturelles. Ces matériaux ont, pour certains d'entre eux, des équivalents synthétiques commerciaux, mais sont écologiques et peu chers à produire. En particulier, les matériaux à base des déchets du bois présentent une conductivité thermique proche de celle des panneaux de particules. De plus, ils sont facilement utilisables autant pour les constructions neuves qu'en rénovation. Enfin, entres autres propriétés avantageuses, ils sont aussi d'excellents isolants phoniques de par leurs qualités d'amortissement des sons. Dans ce contexte particulier, les matériaux composites bois-ciment se présentent comme une solution économique et technologique intéressante, à explorer pour limiter l'impact environnemental du bâtiment [1-5].

Le secteur de la construction porte un intérêt croissant à l'utilisation des matériaux composites à base de bois en raison de leur contribution dans la régulation du climat intérieur. De nombreuses recherches [6-10] ont montré que le comportement hygroscopique des matériaux composés des fibres de bois permet de réguler l'humidité ambiante. Généralement, ces matériaux utilisés dans la construction à base des fibres du bois favorisent la valorisation des déchets et des coproduits industriels ce qui permet d'améliorer le bilan environnemental. Cependant, certains verrous scientifiques et difficultés techniques liés à la caractérisation expérimentale, à la modélisation, à la certification et à la durabilité de ces matériaux limitent sérieusement la généralisation de leur utilisation massive dans le secteur du bâtiment. C'est dans cet objectif que se situe le programme scientifique de cette thèse. En particulier, il s'agit de caractériser un panneau de coffrage bois-ciment, utilisé dans la construction durable, à travers la combinaison de l'expérience et de la modélisation numérique. Ces deux méthodes de caractérisation sont différentes et complémentaires. Ainsi, les propriétés mécaniques, thermo-physiques et hydriques ont été explorées dans cette thèse.

Ce présent travail n'a pas de vocation écologiste. Il vise à montrer que l'emploi des fibres du bois comme granulats dans une matrice cimentaire peut offrir de nouvelles alternatives et de possibilités de développement de nouveaux matériaux performants et moins coûteux comparés aux matériaux conventionnels (le béton, l'acier et le bois) utilisés dans la construction. Ce mémoire de thèse constitue une première étape dans la caractérisation du comportement mécanique, hydrique et thermique (dans des conditions normales à des températures ambiantes et sous de hautes températures) d'un matériau composite bois-ciment à base des fibres du bois. Il est organisé en quatre chapitres.

Le chapitre 1 constitue une revue bibliographique sur les bétons légers à base des fibres du bois. Cette synthèse met l'accent sur les principaux résultats existants dans la littérature et sur les difficultés et les freins liés au développement de ces bétons. En dernier, la formulation du béton légers utilisé et analysé dans cette thèse a été présentée et discutée ainsi que la problématique et la démarche du travail adoptée le long de ce mémoire.

Le chapitre 2 aborde les aspects mécaniques liés aux deux techniques de caractérisation expérimentale et numérique. Les tests mécaniques, en flexion à trois points, ont été réalisés sur des éprouvettes normalisées. Les propriétés mécaniques principales mesurées sont le module d'Young et la résistance mécanique en flexion. Les résultats des tests sont exprimés en termes d'effort-déplacement. Le mode de rupture des éprouvettes et la propagation des fissures ont été ensuite analysés par les simulations numériques. Pour calibrer les paramètres des modèles numériques, les résultats des simulations sont comparés à ceux des tests de flexion. En dernier, le modèle éléments finis est appliqué à l'analyse des cas de coffrage constitués par le même matériau.

Le chapitre 3 décrit le comportement hygrothermique du matériau composite bois-ciment dans des conditions d'utilisation naturelle. L'objectif est : (1) d'étudier à l'échelle de la paroi les phénomènes de transferts hygrothermiques en s'appuyant sur les résultats d'expérimentations réalisées en ambiance contrôlée ; (2) et d'aboutir au développement de modèles numériques de simulation aptes à reproduire les phénomènes de transfert et de transport dans la paroi d'un bâtiment. Un modèle numérique intégrant les transferts hygrothermiques a été implémenté dans le logiciel Comsol Multiphysics® [11]. Après validation du modèle numérique sur la simulation des exemples de type benchmark [12], le modèle est exploité pour simuler le comportement hygrothermique d'un échantillon en bois-

ciment soumis à des variations de l'humidité et de la température. En dernier, les propriétés thermiques et hydriques du matériau composite bois-ciment ont été caractérisées par l'expérimentation.

Le chapitre 4 traite le comportement thermique du matériau bois-ciment sous hautes températures. Cette partie s'intéresse, en particulier, à la description du problème lié à sa combustibilité. Les tests expérimentaux permettent de caractériser les paramètres physico-thermiques en termes de conductivité, de chaleur spécifique et de la densité relative nécessaires à l'analyse thermique du matériau sous hautes températures. Les données mesurées sont ensuite utilisées pour informer les constantes du modèle élément fini. La validation de l'approche numérique est faite sur la simulation des essais de carbonisation réalisés sur des échantillons en bois-ciment exposés à un flux de chaleur uniforme d'environ $q=6\text{kW/m}^2$, produit par un panneau rayonnant. En dernier, les résultats des simulations sont confrontés à ceux des tests.

Le mémoire de thèse se termine par une conclusion générale et des perspectives. Dans cette partie, les principaux résultats obtenus dans cette étude sont rappelés ainsi que les perspectives qui peuvent améliorer ce thème de recherche.

Références bibliographiques

- [1] Li M., Khelifa M., El Ganaoui M. Mechanical characterization of concrete containing wood shavings as aggregates. *Int J Sustainable Built Environ* 2017; 6:587–596.
- [2] Constatinos A.B., Athina G.G., Elena G., Sevastianos M., Yiannis M., Dimitris P.L. European residential buildings stock, energy consumption, emissions and potential energy savings. *Build Environ* 2007;42:1298-1314.
- [3] Amziane S., Sonebi M. Overview on bio-based building material made with plant aggregate. *RILEM Technical Letters* 2016;1: 31- 38.
- [4] Wolfe R.W., Gjinolli A. Cement-Bonded Wood Composites as an Engineering Material. *Proceedings, Forest Product Society* 1997;84-91.
- [5] Pacheco-Torgal F., Jalali S. Cementitious building materials reinforced with vegetable fibres. A review. *Constr Build Mater* 2011;25(2):575–581.
- [6] Rim K.A., Ledhem A., Douzane O., Dheilily R., Queneudec M. Influence of the proportion of wood on the thermal and mechanical performances of claycement-wood composites. *Cem Concr Compos* 1999;21(4):269–276.
- [7] Corinaldesi V., Mazzoli A., Siddique R. Characterization of lightweight mortars containing wood processing by-products waste. *Constr Build Mater* 2016;123:281–289
- [8] Bouguerra A., Amiri O., Aït-Mokhtar A., Diop M.B. Water sorptivity and pore structure of wood cementitious composites. *Mag Conc Res* 2002;54(2):103–112.
- [9] Coatanlem P., Jauberthie R., Rendell F. Lightweight wood chipping concrete durability. *Constr Build Mater* 2006;20 (9):776–781.
- [10] Bederina M., Laidoudi B., Goullieux A., Khenfer M.M., Bali A., Quéneudec M. Effect of the treatment of wood shavings on the physico-mechanical characteristics of wood sand concretes. *Constr Build Mater* 2009;23(3):1311–1315.
- [11] Comsol Multiphysics®. V. 5.3, www.comsol.com, COMSOL AB, Stockholm, Sweden.
- [12] Hagentoft C.E. HAMSTAD-Final Report: Methodology of HAM-Modeling, Report R-02:8, Gothenburg, Department of Building Physics, Chalmers University of Technology, 2002.

**Chapitre 1. État de l'art sur les matériaux composites à
base des fibres de bois**

1.1 Introduction

Les problèmes liés à l'économie de l'énergie et à la réduction de l'impact environnemental sont les enjeux majeurs dans la perspective globale de développement durable. Dans ce contexte particulier, le domaine de la construction est l'un des secteurs les plus consommateurs de ressources naturelles, d'énergie et d'émission de Gaz à Effet de serre (GES).

Le Grenelle Environnement lancé, en 2007, s'inscrit dans cette logique, et il vise à réduire les émissions de GES et à améliorer l'efficacité énergétique des bâtiments. Pour atteindre ces objectifs, des labels de performances énergétiques tels le HPE (Haute Performance Énergétique, 2005), le BBC (Bâtiment Basse Consommation, 2005) et de nouvelles réglementations thermiques (RT2000, RT 2005 et RT2012) ont été créés pour développer l'écoconstruction. Cette nouvelle méthode de conception vise à construire des bâtiments confortables à faible cout environnemental.

Cet intérêt de construire des bâtiments durables amène la communauté scientifique à réévaluer les performances (thermiques, hydriques, acoustiques...) du matériau de construction constituant l'enveloppe de bâtiment sur la base de son bilan énergétique et de son impact environnemental. A ce titre, les matériaux bio-sourcés à base des déchets de fibres de bois offrent une alternative plus intéressante aux solutions constructives traditionnelles réalisées par les matériaux conventionnels le béton et l'acier. Ce matériau composite à base des fibres de bois cimentées a fait l'objet de plusieurs études scientifiques visant à améliorer ces caractéristiques intrinsèques et ses performances thermiques, hydriques et mécaniques ainsi que sa caractérisation à l'échelle de la paroi de bâtiment. Cependant, le développement des outils numériques nécessaires à la simulation du comportement mécanique et des transferts thermo-hydriques au sein d'une paroi en bois-ciment reste le moins abordé et présenté dans la littérature.

Le matériau composite bois-ciment est constitué principalement d'un liant minéral ou organique et des plaquettes de bois. Selon les pourcentages des constituants, on distingue deux types de matériaux : le premier est le béton, dans lequel, les granulats sont remplacés, partiellement ou totalement, par des fibres de bois de dimensions équivalentes ou inférieures à celles des granulats initiaux. Le deuxième est un béton renforcé par des fibres d'origine végétale. Le matériau analysé dans cette étude est composé d'environ 90% des fibres de bois, de 6% de ciment et 4% de la silice (sable de verre). Dans ce chapitre, nous avons fait le choix de présenter un état de l'art concernant l'introduction

des granulats en fibres de bois dans une matrice minérale constituée du ciment Portland. Notons que cette étude est la première à se pencher sur la caractérisation expérimentale et numérique de tels matériaux au sein de notre équipe au LERMAB.

Dans un premier temps, nous abordons les enjeux majeurs du développement durable liés au secteur de l'habitat. Ces enjeux permettent d'identifier les sources des dépenses énergétiques et d'émission de gaz à effet de serre comme les deux exigences les plus respectueuses de l'environnement à améliorer pour assurer le confort dans le bâtiment avec une consommation énergétique plus raisonnable et un impact environnemental réduit. Ainsi, les avantages des matériaux bio-sourcés qui sont de plus en plus utilisés dans la construction durable sont brièvement présentés.

Dans un deuxième temps, nous présenterons les éléments bibliographiques sur les matériaux composites cimentés à base des fibres de bois et les freins liés à leur développement malgré les intérêts écologiques, environnementaux et économiques qu'ils présentent.

Ensuite, nous présenterons la morphologie et formulation du matériau composite à matrice cimentaire analysé dans cette étude ; puis nous décrivons les problèmes qui limitent son développement, la description des objectifs de ce travail et la démarche à suivre pour les atteindre. Le chapitre se termine par une conclusion.

1.2 Enjeux du développement durable dans l'habitat

Le réchauffement climatique est attribué en grande partie à l'émission et à l'augmentation de concentration des GES d'origine anthropique dans l'atmosphère. Ainsi, les émissions de GES liées au développement de l'activité humaine produisant des quantités importantes de CO₂ dans l'atmosphère participent activement au bouleversement climatique. Il est clair que cette politique de développement irréfléchi menée par l'homme sera de lourdes conséquences pour l'avenir de la planète. Cet impact environnemental est donc un enjeu majeur et principal dans la perspective globale de développement durable.

La politique environnementale entreprise ces dernières années par les pouvoirs publics, les acteurs de l'économie et la société civile permet de réduire d'une manière considérable l'impact environnemental (épuisement des ressources naturelles, consommation d'énergie, émissions polluantes etc.). Cette prise de conscience est

également développée et appliquée au niveau international. A titre d'exemple, le protocole de Kyoto au Japon, signé le 11 décembre 1997 lors de la 3^{ème} Conférence des parties à la convention (COP3), visant à réduire des émissions de GES et qui s'ajoute à la Convention-cadre des Nations unies sur les changements climatiques, permet aux 38 pays industrialisés de s'engager collectivement à réduire l'émission de GES. Cet accord conduit à une baisse d'environ 5.2% des émissions de GES entre 2008 et 2012 comparé au niveau enregistré en 1990.

Selon les résultats rapportés par l'Institut National de la Statistique et des Etudes Economiques (INSEE), en 2009, le secteur du bâtiment demeure le premier poste le plus énergivore avec près de 45% des parts. De plus, il est responsable de 25% des émissions de CO₂, contre 28% pour les transports, 22% pour l'industrie, 12% pour l'agriculture/sylviculture et 10% pour les secteurs divers [1]. Ces statistiques ont conduit à une politique environnementale incitative d'économie d'énergie aux niveaux national et international. Le respect et l'application de l'économie d'énergie passent, comme souligné précédemment dans l'introduction, par la création de labels nationaux et internationaux. Les objectifs introduits par les labels des performances énergétiques incitent le développement de nouvelles techniques énergétiques plus économiques et plus efficaces avec un impact environnemental réduit. En particulier, le choix du matériau de construction formant l'enveloppe du bâtiment, avant sa construction, conditionne amplement ses performances énergétiques et son impact environnemental. Dans ce contexte, les éco-matériaux d'origine bio-sourcés présentent un intérêt très avantageux comparés aux deux matériaux (béton et acier) les plus utilisés dans la construction traditionnelle [2].

1.3 Intérêts des matériaux bio-sourcés dans la construction

Le secteur de la construction porte un intérêt croissant à l'utilisation des matériaux composites à base des fibres de bois en raison de leur contribution dans la régulation du climat intérieur. De nombreuses recherches [3-4] ont montré que le comportement hygroscopique des matériaux d'origine végétale permet de réguler l'humidité ambiante. Les bâtiments, à usages d'habitation et commercial, consomment de l'énergie en grande quantité et représentent seuls un quart des émissions de dioxyde de carbone. D'où l'intérêt de développer l'écoconstruction pour assurer le confort des usagers et réduire l'impact environnemental. Cette nouvelle conception vise à construire des bâtiments confortables

à faibles consommations énergétiques et impact environnemental. En général, la construction durable doit satisfaire les quatre critères [5] : (1) un critère écologique qui consiste à minimiser les dépenses énergétiques et les émissions de GES pendant toute la durée de vie de l'ouvrage, en limitant au maximum le recours à l'utilisation des ressources naturelles non renouvelables ; (2) un critère de confort des usagers (hygrothermique, acoustique,...) ; (3) un critère sanitaire prévenant les risques et les dangers liés à la santé des usagers ; et en dernier (4) un critère économique portant sur l'optimisation du prix global de la construction.

Dans le cas de la construction durable, les éco matériaux à utiliser doivent être plus performants pour satisfaire aux critères cités précédemment [6]. Ainsi, de nouveaux éco-matériaux et bio-sourcés sont de plus en plus développés et utilisés dans la construction pour leur intérêt écologique et environnemental. Les bétons à base des fibres de bois en sont un exemple. Ces matériaux sont plusieurs, divers et variés.

Un rapport technique [7] du Centre Scientifique et Technique du Bâtiment (CSTB) pour le compte de l'Agence De l'Environnement et de la Maitrise de l'Energie (ADEME) stipule que l'utilisation des matériaux d'origine animale ou végétale permet de répondre au mieux aux exigences environnementales. Les bétons à base des fibres des déchets de bois présentent des avantages environnementaux non-négligeables. En effet, ces composites limitent l'épuisement des ressources naturelles en exploitant d'autres ressources renouvelables et de sous-produits issues des filières économiques telles l'industrie du bois d'ameublement et de structure, les scieries... De plus, la présence des copeaux du bois permet de fixer le carbone ainsi de réduire l'émission de CO₂. Notons également que l'exploitation du bois local au niveau régional réduit fortement l'impact environnemental lié au transport routier. En outre, ces matériaux présentent de très bonnes performances thermiques comme le montre la figure 1.1. Par conséquent, leur utilisation comme matériaux de construction doit permettre de réduire efficacement les dépenses énergétiques des bâtiments pour leur durée de vie. Grâce à la perméabilité à l'air et aux faibles valeurs de la conductivité thermique (figure 1.1), les matériaux bio-sourcés se distinguent par un bon comportement hygrothermique. Ce qui permet à ce matériau composite de réguler l'humidité et d'assurer un confort thermique du bâtiment. Cette capacité de régulation de l'humidité empêche aussi bien le développement des moisissures et des champignons [8].

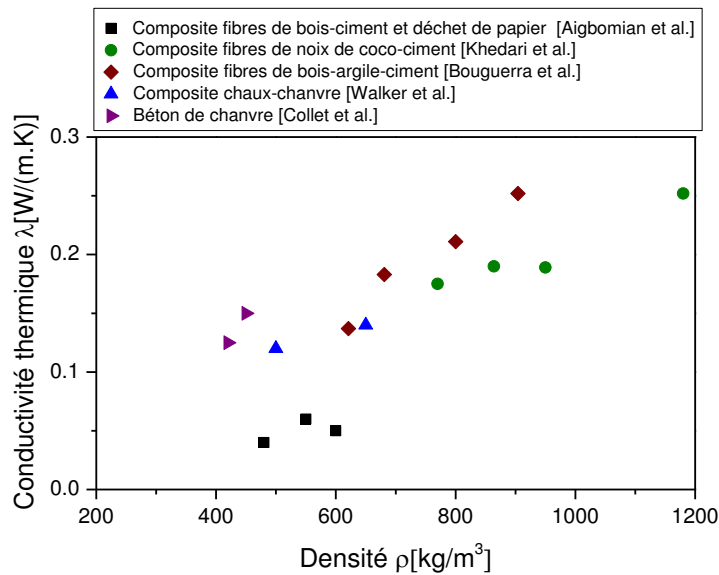


Figure 1.1. Conductivité thermique des matériaux de construction à base des fibres végétales [9–13].

1.4 Généralités sur les matériaux composites cimentés à base des fibres de bois

Plusieurs bétons utilisant des granulats en bois issus de différentes essences (le sapin, l'épicéa, le hêtre, le pin, le bambou...) ont été élaborés ces dernières années par de nombreux auteurs [14-17]. Les recherches disponibles dans la littérature montrent que l'incorporation des fibres végétales dans le matrice cimentaire permet d'améliorer la résistance en flexion [18-19], la ténacité et la résistance à la fatigue [20], ainsi que les performances thermique et acoustique [21].

1.4.1 Constituants des matériaux composites bois-ciment

1.4.1.1 Fibres de bois

(1). Différentes fibres végétales

Les fibres végétales peuvent être classées en deux groupes selon leur origine et leur composition et elles sont présentées schématiquement dans la figure 1.2, [22, 24]. L'utilisation des fibres végétales dans la construction ont moins d'impact sur la santé humaine et moins d'influence environnementale durant la manipulation et le traitement comparées aux fibres synthétiques utilisées dans les commerces [23].

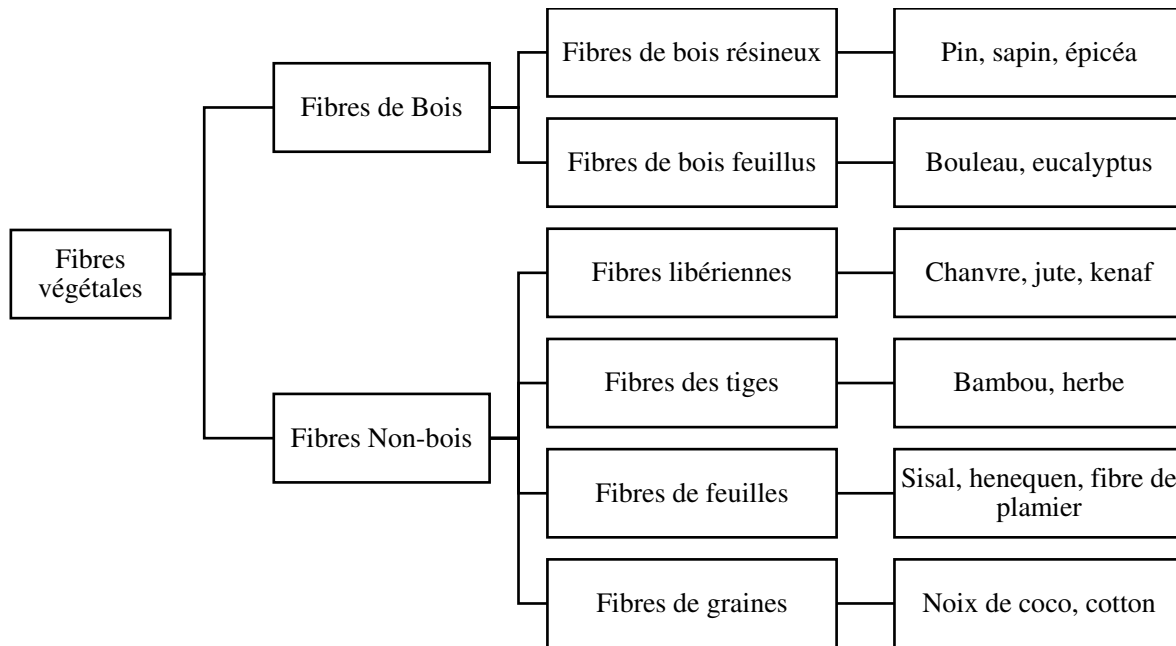


Figure 1.2. Classification des fibres végétales [22, 24].

(2). Microstructure d'une fibre en bois

La structure concentrique d'une fibre d'épicéa, présentée par Biagiotte et al. dans [22], à l'échelle microscopique est illustrée dans la figure 1.3. Les fibres sont composées d'une paroi primaire très fine, d'une paroi secondaire et d'une lamelle mitoyenne qui réunit les cellules adjacentes et le lumen. Chaque couche de la paroi est constituée de fibrilles de cellulose hautement cristallines dans une matrice d'hémicellulose, de lignine et de pectine. La lignine et la pectine assurent un rôle de liaison. En général, une fibre en bois est constituée de 60-80 % de celluloses, 5-20 % de lignine et jusqu'à 20 % d'eau [10].

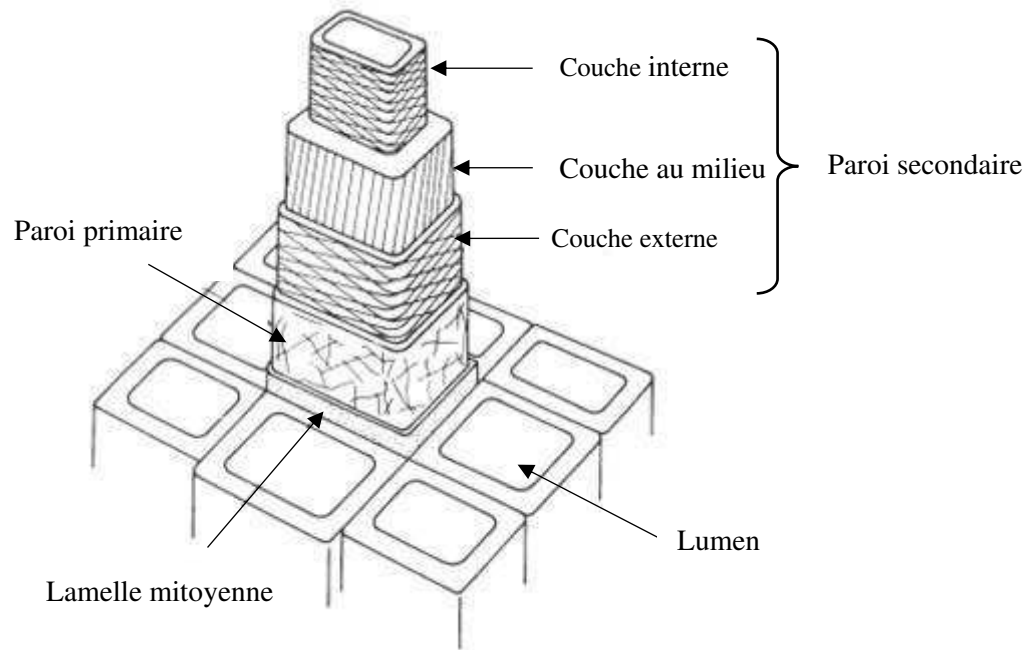


Figure 1.3. Morphologie structurale d'une fibre d'épicéa [22].

(3). Caractéristiques physiques et mécaniques

Plusieurs travaux ont été réalisés sur la caractérisation des propriétés mécaniques des fibres végétales [25–33]. Le tableau 1.1 compare les caractéristiques physicomécaniques et le prix de revient des fibres végétales et synthétiques. La résistance à la traction des fibres synthétiques est beaucoup élevée que celle des fibres végétales. L'ordre de grandeur du module spécifique, qui représente le rapport entre le module d'Young et la densité spécifique, des fibres végétales est proche de celui calculé pour les fibres de verre et d'Aramide. Le module spécifique élevé signifie qu'une masse plus légère à performance identique.

Tableau 1.1. Exemples des propriétés physiques des fibres végétales et synthétiques [25–33].

Type de fibre	Densité [g/cm ³]	Diamètre [μm]	Allongement à la rupture [%]	Résistance à la traction [MPa]	Module d'Young [MPa]	Module spécifique [GPa.cm ³ /g]	Prix [€/kg]
Fibres végétales							
Flax	1.40-1.50	40-620	2.7-3.2	343-1035	27.0-80.0	19-53	2.29-11.47
Jute	1.30-1.50	30-140	1.4-3.1	187-773	3.0-55.0	2-37	0.12-0.35
Abaca	1.50	17-21	10.0-12.0	980	72.0	48	0.81-0.92
Sisal	1.30-1.50	100-300	2.0-2.9	507-855	9.0-28.0	7-19	0.70-1.02
Hemp	1.40-1.50	16-50	1.3-4.7	580-1110	3.0-90.0	2-60	0.57-1.73
Kenaf	1.22-1.40	40-90	3.7-6.9	295-930	22.0-53.0	18-38	0.53-0.61
Cotton	1.50-1.60	16-21	2.0-10.0	287-597	5.5-12.6	4-8	1.61-4.59
Coir	1.25-1.50	100-450	15.0-47.0	106-270	3.0-6.0	2-4	0.24-0.48
Banane	1.30-1.35	50-280	3.0-10.0	529-914	7.7-32.0	6-24	0.70-0.90
Henequen	1.49	20-500	3.0-5.0	430-580	10.1-16.3	7-11	0.38-0.67
Bagasse	0.55-1.25	200-400	0.9	20-290	2.7-17.0	5-14	0.15
Ananas	1.52-1.56	200-8800	0.8-3.0	170-1627	6.21-82.0	4-53	0.36-0.72
Fibres synthétiques							
Verre	2.50-2.55	10-20	2.5	2000-3500	73.0	29	1.25
Aramide	1.40-1.45	12	3.3-3.7	3000-3150	63.0-67.0	45-48	7.20
Carbone	1.40-1.75	5.5-6.9	1.4-1.8	4000	230.0-240.0	164-171	12.0

1.4.1.2 Matrice cimentaire

Les fibres de bois sont cimentées sous forme d'une matrice. Le liant (ciment) permet de lier les fibres de bois entre elles. Le mélange se transforme ensuite en un composite rigide après durcissement. Il existe trois différents types de liants inorganiques : le gypse, le ciment de magnésie et le ciment Portland. Les deux premiers liants sont influencés fortement par l'humidité, ce qui limite leur utilisation à l'extérieur des bâtiments. Ce qui n'est pas le cas du ciment Portland [34]. Dans notre étude, le matériau composite bois-ciment utilise le ciment Portland.

La formulation des ciments n'est pas abordée dans ce rapport. Pour plus d'informations sur ce sujet, il est recommandé de consulter ces références [35-36].

1.4.2 Revue bibliographique synthétiques sur les matériaux composites bois-ciment

Les panneaux composites à base de ciment ne sont pas des produits nouveaux utilisés dans la construction, puisqu'ils étaient sur le marché au début des années 1960 [37]. Des panneaux structuraux à haute densité liés au ciment ont été développés, conduisant à plusieurs applications d'ingénierie [38-39]. Ces matériaux sont plus écologiques et peu coûteux à produire. En particulier, les matériaux à base des fibres de bois qui présentent une conductivité thermique proche de celle du polystyrène expansé et de la laine de verre [40]. En outre, ils sont faciles à utiliser à la fois dans la nouvelle construction et/ou dans la rénovation, et ils présentent une bonne performance phonique en raison de leur capacité à amortir les ondes sonores. Dans ce contexte particulier, les biomatériaux constituent une solution économique et technologique intéressante. Un autre avantage important d'élaborer un matériau bois-ciment formé des fibres de bois, c'est son prix de revient plus bas comparés aux autres matériaux de construction (béton ordinaire, acier, bois, etc.), sa disponibilité en grandes quantités, respectueux de l'environnement et facile à transformer [40-43].

Ces matériaux bois cimentaires se caractérisent par une faible résistance mécanique ; ce qui est un inconvénient majeur et qui limite leur utilisation dans le bâtiment. Les études menées dans ce domaine ont montré l'introduction des copeaux de bois comme granulats affectent la résistance mécanique et la durabilité [44-46]. Agar-Ozbek et al. [44] ont montré que les propriétés mécaniques liées à la résistance et la durabilité dépendent principalement de la texture, de la forme et de la taille de l'agrégat. Kevern et al. dans [45-

46], ont constaté que l'augmentation de l'absorption des gros granulats réduit la durabilité et le mélange avec de longues microfibrilles augmente la durabilité. Notons que la majorité de ces travaux de recherche ont été réalisés sur des échantillons composites bois-ciment utilisant un béton perméable et poreux.

Les avantages et les inconvénients des matériaux composites à base des fibres de bois sont résumés dans le tableau 1.2.

Tableau 1.2. Avantages et inconvénients des matériaux composites bois-ciment [47–51].

Avantages	Inconvénients
Densité faible, module spécifique élevée, facile à manipuler ; Ressources renouvelables, moins d'impact environnemental durant la fabrication ; Prix plus faible que les synthétiques ; Faible émission de fumées toxiques lorsqu'il est exposé au feu ; Facile à découper ; Bonne résistance thermique et acoustique.	Durabilité faible ; Sensible à l'humidité, une faible stabilité dimensionnelle ⁽¹⁾ ; Faible résistance comparée aux fibres synthétiques ; Dégradation irréversible à haute température ⁽²⁾ .

⁽¹⁾ En général, la teneur en eau dans la matrice cimentaire à base des fibres végétales est environs 10-20 % dans une condition normale. De nombreux facteurs peuvent varier la valeur de teneur en eau, tel que le type de fibre et de matrice ; la température ; la réaction chimique et la distribution de l'eau dans la matrice, etc. [52]. La teneur en eau élevée peut provoquer le gonflement des fibres végétales qui restreint l'application des composites à base des fibres naturelles en domaine industrielle. En plus, l'absorption d'eau à l'interface conduit à la dégradation de liaison entre les fibres et le matrice [53] et l'affaiblissement des propriétés mécaniques du composite [54].

⁽²⁾ Les fibres végétales montrent une perte de masse importante à partir de 200-220 °C ; au-dessus de cette température, la dégradation irréversible est inévitable [55].

1.5 Freins liés au développement des matériaux bois-ciment

Malgré les intérêts écologique, environnemental et économique que présentent les matériaux bétons à base des fibres de bois, leur utilisation dans la construction à nos jours reste très limitée et leur développement s'est ralenti. Cette limitation est due au fait que ces matériaux soient complexes par leur morphologie, leur formulation et difficiles à caractériser expérimentalement et numériquement. A cela s'ajoute, le manque de la réglementation sur l'application de ces matériaux qui pénalise leur utilisation dans le bâtiment. Les sous-sections, qui suivent, décrivent quelques freins liés au développement des bétons constitués des fibres de bois.

1.5.1 Difficultés liées à la norme et à la mise en œuvre

L'utilisation des bétons à base des fibres en bois dans les bâtiments, neufs et anciens, passe nécessairement par l'établissement d'une certification comme le cas des autres matériaux de construction. Ce système de certification exige souvent des moyens financiers qui peuvent contraindre les petites et moyennes entreprises de s'investir dans de nouveaux matériaux écologiques et économiques qui limitent l'impact sur l'environnement tout en garantissant un confort aux usagers. Pour toutes ces raisons, l'innovation de nouveaux produits sur le marché peine à s'imposer face aux exigences de la réglementation actuelle. Un autre problème est lié au délai très long de la procédure d'évaluation en vue de l'obtention de la certification.

Face au manque de la norme réglementaire de mise en œuvre de ces matériaux, qui garantisse les propriétés minimales requises, les bétons à base des fibres de bois sont sévèrement pénalisés. Pour qu'un matériau de construction trouve sa place dans le bâtiment et soit utilisé par les architectes et les usagers, le détail de ses performances, les règles de sa conception et de sa mise en application doivent-être connus et maîtrisés. En outre, le malaxage et l'application de ces nouveaux matériaux bois-ciment sur chantier sont différents de ceux employés pour la préparation d'un béton traditionnel. Cette étape nécessite donc un savoir supplémentaire à assurer par une main d'œuvre spécialisée. De plus, l'obtention de meilleures performances fonctionnelles de ces bétons dépend de la qualité et de la manière de l'application de ces matériaux. Il est donc nécessaire de faire des investigations avancées qui visent à améliorer les règles professionnelles de leur mise en œuvre pour généraliser ensuite leur utilisation dans la construction.

1.5.2 Difficultés liées à la variabilité des fibres de bois

Les propriétés des matériaux composites bois-ciment dépendent de celles des fibres de bois utilisé. Le matériau bois seul se caractérise par une forte variabilité provenant de son appartenance à une espèce végétale qui est l'arbre. Cette variabilité s'explique aussi par la différence des propriétés des essences d'un bois de feuillus et d'un bois de résineux. La mise en place de règles d'utilisation de la norme nécessiterait d'identifier le type de fibres susceptibles d'être utilisées pour assurer la compatibilité et l'adhérence avec la pâte du ciment afin d'obtenir un matériau avec de bonnes performances fonctionnelles. En ce moment, ces contraintes ne sont pas suffisamment maîtrisées et développées dans la littérature.

1.5.3 Difficultés liées à la caractérisation

Le comportement mécanique des bétons légers a fait objet de plusieurs recherches [37]. Cependant, la caractérisation mécanique et la modélisation numérique de ce comportement est encore indisponible pour la majorité des bétons à base des déchets de bois. Du point de vue de la résistance mécanique en compression et en flexion, la description du comportement local en termes de contrainte-déformation des matériaux bois-ciment, la détermination des caractéristiques mécaniques (le module d'Young et la résistance à la rupture) ne sont pas suffisamment abordées dans la littérature. Pour qu'un matériau soit utilisé dans la construction, ces propriétés mécaniques doivent être connues et maîtrisées. Une campagne de tests mécaniques, onéreuse, est donc nécessaire pour déterminer ces propriétés. L'enveloppe du bâtiment est en interaction permanente avec l'environnement extérieur et l'air intérieur. D'où la nécessité de réguler l'humidité et la température ambiante afin d'assurer un bon confort thermique du bâtiment. En général, les matériaux de construction sont poreux, et les parois de bâtiment se transforment à des sièges de transferts de chaleur et d'humidité. Ainsi, un milieu poreux sec peut apporter une bonne isolation thermique du fait de sa faible conductivité mais la présence de l'eau dans un milieu humide peut engendrer une dégradation plus importante de ces performances thermiques et de sa durabilité. Ainsi, dans une démarche de conception de parois de bâtiment, il est primordial de disposer d'outils numériques destinés à prédire le comportement hygrothermique de parois multicouches face aux variations de la température et de l'humidité relative.

La combustibilité de ce matériau composite, causée par la présence des fibres de bois en grande quantité, le distingue des autres matériaux les plus utilisés dans la construction (le béton et l'acier), et elle lui pose un vrai problème concernant la sécurité incendie. Dans ce contexte, de nombreux pays se soucient de la résistance au feu des matériaux composites bois-ciment, car la propagation du feu est fortement dépendante des matériaux combustibles utilisés dans la conception des parois de bâtiment [56]. Les normes réglementaires, établies en Europe et dans le monde, sont conçues pour que les structures restent stables pendant un temps donné d'exposition au feu. D'où la nécessité d'étudier la tenue et la résistance au feu des matériaux bois-ciment en vue de leur utilisation comme parois et éléments structuraux dans le bâtiment.

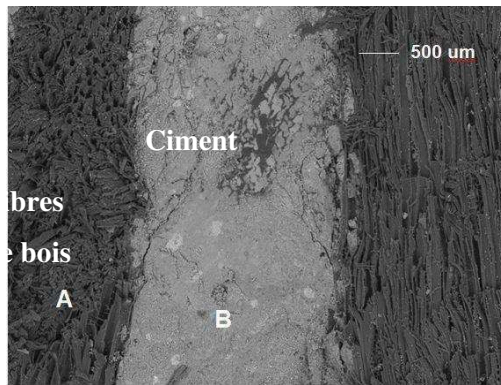
1.6 Matériau bois-ciment : morphologie et formulation, besoins scientifiques et démarche adoptée

Un béton ordinaire à base de granulats rigides (graviers), contient de l'air, dû à l'arrangement de la phase solide et à la prise du ciment. Or l'air immobile étant un mauvais conducteur de la chaleur. A ce titre, des bétons à base de granulats légers ont été développés, car ils permettent d'augmenter le pourcentage de la porosité (volume de l'air) dans le matériau, en ajoutant l'air intra-particule entre granulats.

Le matériau, analysé dans cette étude, est formé à partir des granulats légers constitués des fibres de bois. En thermique, la présence des fibres de bois améliore les performances en isolation, la conductivité sèche du matériau final étant souvent inférieure à $0.54\text{W}/(\text{m.K})$, qui représente la conductivité du ciment seul. Notons que la quantité d'eau présente dans le matériau impacte sur la valeur de la conductivité thermique. Ce point ne sera pas abordé dans cette étude.

1.6.1 Morphologie et formulation du béton à base des fibres de bois

Un béton à base des fibres de bois est un béton léger, constitué à base des granulats normaux ou légers, dont lequel on a enlevé une partie du sable et du ciment qui aurait été nécessaire à l'enrobage du sable [57]. Ainsi le matériau obtenu est poreux et il présente une porosité (un volume de vide) très importante. Les figures 1.4 illustrent ces deux différentes porosités du matériau bois-ciment, constitué des fibres de bois, à l'échelle microscopique et macroscopique. La figure 1.4a illustre, à l'échelle microscopique, la porosité intra-phase qui représente les vides dans le ciment et les fibres de bois. La porosité inter-granulaire qui représente les pores entre les empilements causés par l'arrangement aléatoire des fibres de bois, lorsque la quantité du ciment n'est pas suffisante pour remplir les vides, à l'échelle macroscopique, est illustrée par la figure 1.4b. Pour ce matériau, les granulats sont remplacés totalement par les fibres de bois, le sable par la silice de verre et le liant par le ciment Portland.



(a) Echelle microscopique observée sous un microscope électronique à balayage (MEB)

(b) Echelle macroscopique

Figure 1.4. Des différentes porosités du matériau bois-ciment.

Le matériau bois-ciment, analysé dans cette étude et représenté par la figure 1.5, a été fourni et fabriqué par la société industrielle VELOX Werk Ltd, fabriquant des panneaux réalisés à partir des copeaux de bois issus des déchets industriels et cimentés par le ciment Portland (de type CEM II/ A-L 42.5 R réalisé selon la norme EN-197/1 [58]). La notion de finesse de mouture qui désigne le total des aires de tous les grains contenus dans une unité de masse, déterminé par le test de perméabilité à l'air (de Blaine), est d'environ $0.41\text{m}^2/\text{g}$. Les fibres de bois sont issues d'épicéa de taille inférieure à 1cm comme le montre la figure 1.5a.



(a) Fibres de bois avant le mélange

(b) Fibres avant durcissement

(c) Fibres après durcissement

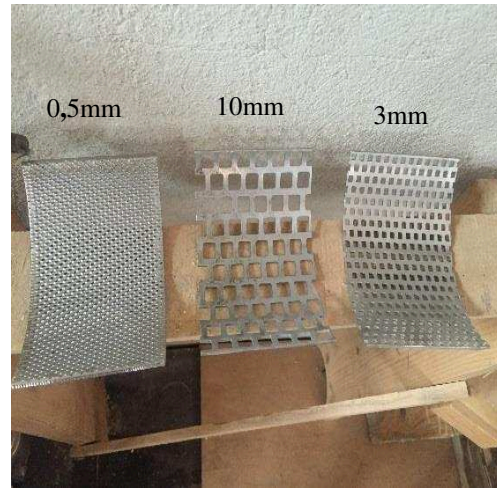
Figure 1.5. Fibres de bois du matériau bois-ciment.

Le paragraphe suivant décrit la technique de broyage utilisée pour connaître la formulation de ce composite. La formulation du matériau bois-ciment est réalisée selon les étapes suivantes :

1. Les trois tailles des particules (0,5mm, 3mm et 10mm) ont été obtenues par le broyeur (figures 1.6a, 1.6b et 1.6c). Ensuite, les sciures ont été séchées à 105 °C durant 2h pour obtenir la teneur en eau dans l'échantillon.
2. L'étape suivante consiste à prélever une petite quantité des fibres de bois, extraites dans l'étuve sous haute température $T=600^{\circ}\text{C}$ pendant 6 h, et de la brûler ensuite pour estimer la teneur en bois. Cette étape de combustion permet d'obtenir les résidus formés à partir des trois composants : le bois, le ciment et les minéraux (figure.1.6d).
3. Après la combustion, un traitement chimique est réalisé en ajoutant de l'acide hydrochlorique aux résidus. L'objectif étant de dissoudre le ciment par l'attaque acide. Pour homogénéiser, la réaction chimique se déroule sur un agitateur pendant un temps d'environ 8h (fig.1.6e). Les réactions chimiques permettent de décomposer le ciment en deux composants : le dioxyde de carbone (gaz) et le chlorure de calcium (soluble dans l'eau).
4. La dernière étape consiste à filtrer les minéraux (figure.1.6f). Le papier filtré en diamètre de 3,5 μm et de 5 μm est utilisé pour égoutter le ciment. Les petites particules en noir, qui restent sur le papier filtré, représentent la partie minérale.



(a) Broyeur



(b) Grilles de broyeur



(c) Sciures après le broyage



(d) Résidus après combustion



(e) Dissolution du ciment



(f) Minéraux sur papier filtré

Figure 1.6. Etapes de la décomposition du matériau bois-ciment.

Les proportions des constituants du matériau bois-ciment, après décomposition, sont récapitulées dans le tableau 1.3.

Tableau 1.3. Composition du matériau composite bois-ciment.

Composition	Fraction massique [%]	Fraction volumique [%]
Bois	43.2	67.3
Ciment	35.1	22.9
Minéral	12.6	3.0
Eau	9.1	6.8

D'autres types de tests de décomposition ont été effectués sur plusieurs échantillons de densité moyenne $\rho=765\text{kg/m}^3$. Les ratios obtenus sont les suivants [37] :

$$\frac{e}{c} = 0.26 \text{ (eau/ciment) et } \frac{f_b}{c} = 1.23 \text{ (fibres de bois/ciment).}$$

1.6.2 Problèmes et besoins scientifiques

L'objectif général de ce travail de thèse est de caractériser, à travers la combinaison de l'expérience et de la modélisation numérique, le comportement hydro-thermo-mécanique des panneaux composites bois-ciment en vue de leur utilisation dans le secteur de la construction. Ce qui permettra un gain d'énergie et donc un impact environnemental certain. L'utilisation des ressources naturelles offre ainsi des possibilités sérieuses dans l'amélioration du confort thermique et acoustique de l'enveloppe du bâtiment et dans le développement d'une nouvelle technique de construction. La principale difficulté du développement à grande échelle de ces matériaux est leurs faibles performances mécaniques lorsqu'ils sont utilisés en structures (des éléments porteurs, coffrage, etc.).

Dans ce travail, il s'agit de caractériser le comportement d'un nouveau matériau composite bois-ciment utilisé par les professionnels du bâtiment comme panneaux de coffrage (figure 1.7). Ces panneaux présentent un double intérêt pour la construction. Premièrement, par leur résistance mécanique, ils assurent le coffrage avant le bétonnage et deuxièmement, par ses propriétés d'isolation thermique et phonique, ils restent en place pour former les parements extérieurs des façades de la structure. Les panneaux sont donc conçus pour recevoir facilement différents types de crépis et d'enduits.



Figure 1.7. Mise en place des panneaux de coffrage bois-ciment.

En général, la fabrication de ce type de panneaux favorise la valorisation des sous-produits d'autres filières économiques comme l'utilisation de déchets des scieries. Des études scientifiques ont contribué au développement de ces matériaux bois-ciment. Ainsi, les propriétés thermomécaniques, hydriques et acoustiques ont été explorées [37, 59–61]. Cependant, certains besoins scientifiques et difficultés techniques liés à la caractérisation expérimentale et à la modélisation mécanique des panneaux bois-ciment limitent la généralisation de leur utilisation massive dans le secteur du bâtiment. C'est dans cet axe de recherche que se situent les objectifs scientifiques de cette thèse.

Le premier problème identifié par une entreprise System'Bat, spécialisée dans la commercialisation de ces produits, est la détermination de la capacité portante des panneaux de coffrage vis-à-vis de la pression du béton frais lors de l'opération de coulage. Pour ce faire, il est donc important de caractériser les propriétés mécaniques (le module d'Young et la résistance à la rupture) de ce matériau composite bois-ciment par des essais de compression et de flexion. Les données issues de cette étape d'identification permettent ensuite de simuler des systèmes de coffrage dans l'objectif de prédire la pression maximale, exercée par un béton à l'état liquide, qu'ils peuvent supporter pendant le coulage et les mécanismes de ruptures de ces panneaux.

Le deuxième problème que présente ce type de matériau, est lié sa forte perméabilité au transport d'eau qui favorise le transfert d'humidité. Le transfert d'humidité, au sein d'une paroi poreuse, est régi par le transport diffusif d'eau sous forme liquide et vapeur. Le transfert de chaleur dans un milieu poreux humide est dû à plusieurs mécanismes simultanés telle la conduction thermique ou le phénomène d'évaporation-condensation. Pour prédire ce comportement, on a développé une loi hygrothermique permettant de simuler les transferts

couplés de chaleur et d'humidité dans une enveloppe du bâtiment. La loi est intégrée dans la plateforme du logiciel Comsol Multiphysics® [62]. La validation du modèle numérique est faite sur la base de la comparaison des résultats des simulations à des tests benchmark.

Le troisième problème est lié à la combustibilité du matériau bois-ciment qui est due à la présence des fibres de bois en grande quantité dans le composite. Ce point suscite des interrogations quant à la sécurité de ces panneaux vis-à-vis du feu et présente un frein important au développement de l'utilisation de ces panneaux dans la construction. A cela s'ajoute le manque de méthodes précises d'analyse de la résistance au feu de ce type de structures. Le matériau composite bois-ciment se trouve donc pénaliser au niveau de la conception et du dimensionnement. Les travaux relatifs aux propriétés physico-thermiques en situation d'incendie sont donc moins nombreux. Notre étude répond aussi bien à cet objectif : il s'agit de caractériser les propriétés physico-thermiques du matériau bois-ciment dans des conditions d'incendie réel.

1.6.3 Démarche scientifique adoptée

L'objectif principal de ce travail est de contribuer au développement des connaissances sur leur comportement hydro-thermo-mécanique d'un béton léger constitué à base des fibres de bois. L'étude de ce matériau composite s'organise selon les étapes suivantes :

1.6.3.1 Analyse du comportement mécanique

- Identification les paramètres mécaniques (module d'Young, résistance à la rupture) par les tests de compression simple et de flexion selon les normes ;
- Simulation des tests de compression et de flexion en utilisant le logiciel Abaqus [63] ;
- Simulation des tests de coffrage pour estimer la valeur de la pression maximale du béton que les panneaux de coffrage peuvent supporter
- Validation de méthodologie numérique par la confrontation des résultats des simulations à ceux des différents tests.

1.6.3.2 Analyse du transfert couplé hygrothermique d'une paroi de bâtiment

- Etablir les équations des transferts de la chaleur et d'humidité dans la paroi de bâtiment ;
- Implémenter les équations constitutives dans le logiciel Comsol Multiphysics® [62]. La validation du modèle numérique est faite sur la simulation des exemples d'application de type benchmark tirés de la littérature ;
- La caractérisation expérimentale des propriétés thermiques et hydriques du matériau bois-ciment est réalisée sur des échantillons à petites tailles. Les valeurs mesurées sont ensuite utilisées comme des paramètres d'entrée pour les simulations ;
- Etudier les phénomènes de transferts hygrothermiques, sur des spécimens à l'échelle représentative, en s'appuyant sur les résultats des tests réalisés en ambiance contrôlée afin d'aboutir au développement de modèles numériques de simulation capables de reproduire les différents phénomènes de transfert dans une paroi de bâtiment.

1.6.3.3 Analyse du comportement au feu d'un panneau de coffrage

- Réaliser des tests d'incendie sur des éprouvettes à petites tailles en utilisant un panneau rayonnant ;
- Déterminer l'évolution des paramètres physiques du matériau bois-ciment (la conductivité thermique, la chaleur spécifique et la densité) nécessaires pour la modélisation ;
- Introduire une loi thermique via une Umatht dans Abaqus [63] ;
- Simuler les tests d'incendie réalisés sur les panneaux de coffrage ;
- Validation de la procédure numérique par la confrontation des résultats des simulations à ceux des tests.

Pour atteindre ces objectifs, nous avons choisi de réaliser ce travail à travers la combinaison de l'expérience et de la simulation. Les tests permettront d'une part à cerner les phénomènes à approfondir et d'autre part à former une base de données pour renseigner les modèles numériques développés parallèlement. La caractérisation expérimentale utilisée regroupe différentes méthodes classiques (essais mécaniques de compression simple et de flexion à trois points, caractérisation des propriétés physique, thermique et hydrique, test d'incendie à l'échelle laboratoire en utilisant un panneau rayonnant). La procédure numérique, développée dans ce travail, est formulée en utilisant des approches macroscopiques simples dans le but de prédire le comportement hydro-thermo-mécanique du matériau composite bois-ciment dans des conditions normales (à température ambiante), environnementales (à des températures naturelles et saisonnières) et d'incendie (à hautes températures). Ce travail devrait aider les entreprises à fournir un dossier technique en vue d'obtenir une certification de ce matériau pour justifier son utilisation dans la construction.

1.7 Conclusion

Les bétons à base des fibres de bois, analysés dans le cadre de cette thèse, intéressent de plus en plus les scientifiques et les professionnels de la construction. Ces matériaux sont utilisés principalement pour leurs propriétés thermique, phonique et rarement pour leur résistance mécanique. Cependant, l'emploi de ces bétons légers dans le bâtiment restera marginal tant que certains verrous limitant leur utilisation ne seront pas résolus. Il faudra notamment répondre constamment aux exigences croissantes de la réglementation appliquée pour les matériaux de construction.

Dans ce chapitre, nous avons abordé dans un premier temps l'intérêt d'utiliser les matériaux bio-sourcés dans la construction notamment leurs avantages qui limitent l'impact environnemental ; nous avons ensuite présenté une revue de divers types de bétons à base d'une matrice cimentaire, en précisant quelques propriétés de ces matériaux, leur formulation et les obstacles limitant leur développement, et enfin on a présenté les objectifs de ce travail de thèse et la démarche scientifique que nous suivrons pour les atteindre.

Références bibliographiques du Chapitre 1

- [1] Magniont C. Contribution à la formulation et à la caractérisation d'un écomatériau de construction à base d'agroressources.
Thèse de l'Université Toulouse III - Paul Sabatier, 2010.
- [2] Cerezo V. Propriétés mécaniques, thermiques et acoustiques d'un matériau à base de particules végétales: approche expérimentale et modélisation théorique.
Thèse de L'Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 2005.
- [3] Hameury S. and Lundström T. Contribution of indoor exposed massive wood to a good Indoor climate: In situ measurement campaign.
Energy and Buildings, 2004;36:281-292.
- [4] Kunzel H.M., Holm A., Sedlbauer K., Antretter F. and Ellinger M. Moisture buffering Effect of interior linings made from wood or wood based products.
Fraunhofer-Institute for Building Physics. IBP Report HTB-04/2004/e, 2004.
- [5] Akkaoui A. Bétons de granulats de bois : Étude expérimentale et théorique des propriétés thermo-hydro-mécaniques par des approches multi-échelles.
Thèse de l'Université Paris-Est, 2014.
- [6] Dupré B. Le végétal en construction bâtir durable avec des ressources de proximité.
Techniques de l'ingénieur Environnement et construction. Réf. article : c8104, 2014.
- [7] Jayr E. Nouvelles matières premières d'origine animale ou végétale pour la construction.
Rapport technique, CSTB, 2010.
- [8] Conteville C. and Den Hartigh L. Les éco matériaux en France - Etat des lieux et enjeux dans la rénovation thermique des logements.
Rapport technique, Les Amis de la Terre France (ATF), 2009.
- [9] Aigbomian E.P. and Fan M. Development of Wood-Crete building materials from sawdust and waste paper. Constr. Build. Mater. 2013;40:361–366.
- [10] Khedari J., Suttisonk B., Pratinthong N., Hirunlabh J. New lightweight composite construction materials with low thermal conductivity.
Cement and Concrete Composites 2001;23:65–70.
- [11] Bouguerra A., Aït-Mokhtar A., Amiri O., Diop M.B. Measurement of thermal conductivity, thermal diffusivity and heat capacity of highly porous building materials using transient plane source technique.
International Communications in Heat and Mass Transfer, 2001;28:1065–1078.
- [12] Walker R., Pavia S., Mitchell R. Mechanical properties and durability of hemp-lime concretes. Constr. Build. Mater. 2014;6:340–348.

- [13] Collet F., and Pretot S. Thermal conductivity of hemp concretes: Variation with formulation, density and water content. *Constr. Build. Mater.* 2014;65:612–619.
- [14] Mougel E. Mise au point d'un composite ciment-bois dont les variations Dimensionnelles vis-à-vis des variations d'humidité sont contrôlées. PhD thesis, Université de Nancy I, 1992.
- [15] Al Rim K. Influence of the proportion of wood on the thermal and mechanical performances of clay-cement-wood composites. *Cement Concrete Comp.* 1999;21(4):269–276.
- [16] Benmalek M. L., Houari H., Bali A., Queneudec M. Comportement d'un composite fine minérale - ciment - bois élaboré à l'aide de déchets industriels solides. *Sciences & Technologie.* 2000;13:65–72,.
- [17] Coatanlem P., Jauberthie R., Rendell F. Lightweight wood chipping concrete durability. *Constr. Build. Mater.* 2006;20:776–781.
- [18] Tonoli G.H.D, Joaquim A.P., Arsène M.A, Biliba K., Savastano H. Performance and Durability of Cement Based Composites Reinforced with Refined Sisal Pulp. *Materials and Manufacturing Processes,* 2007;22:149–156.
- [19] Savastano H., Warden P.G., Coutts R.S.P. Mechanically pulped sisal as reinforcement in cementitious matrices. *Cement Concrete Comp.* 2003;25:311–319.
- [20] Soroushian P., Ravanbakhsh S. Control of Plastic Shrinkage Cracking with Specialty Cellulose Fibers. *Materials Journal.* 1998; 95: 429–435.
- [21] Bentchikou M., Guidoum A., Scrivener K, Silhadi K., Hanini S. Effect of recycled cellulose fibres on the properties of lightweight cement composite matrix. *Constr. Build. Mater.* 2012;34:451–456.
- [22] Biagiotti J., Puglia D., Kenny J.M. A review on natural fibre-based composites-part I. *Journal of Natural Fibers.* 2004;1:37–68.
- [23] Reis J.M.L. Fracture and flexural characterization of natural fiber-reinforced polymer concrete. *Constr. Build. Mater.* 2006;20:673–678.
- [24] Thakur V.K. *Cellulose-Based Graft Copolymers: Structure and Chemistry.* 2015.
- [25] Saheb DN, Jog JP. Natural fiber polymer composites: A review. *Advances in Polymer Technology.* 1999;18:351–363.
- [26] Kalaprasad G., Joseph K., Thomas S., Pavithran C. Theoretical modelling of tensile properties of short sisal fibre-reinforced low-density polyethylene composites. *Journal of Materials Science.* 1997;32:4261–4267.

- [27] Gassan J. and Bledzki A.K. Possibilities for improving the mechanical properties of jute/epoxy composites by alkali treatment of fibres. *Composites Science and Technology*. 1999;59:1303–1309.
- [28] Mustafa A., Abdollah M.F.B., Shuhimi F.F., Ismail N., Amiruddin H., Umehara N. Selection and verification of kenaf fibres as an alternative friction material using Weighted Decision Matrix method. *Materials & Design*. 2015;67:577–582.
- [29] Rosa I.M.D., Kenny J.M., Puglia D., Santulli C., Sarasini F. Tensile behavior of New Zealand flax (*Phormium tenax*) fibers. *J. Reinf. Plast. Comp.* 2010;29:3450–3454.
- [30] Karus M., Kaup M., Lohmeyer D. Study on markets and prices for natural fibres (Germany and EU). <http://nova-institut.de/pdf/nova-study-full.pdf>.
- [31] Devi L.U., Bhagawan S.S., Thomas S. Mechanical properties of pineapple leaf fiber-reinforced polyester composites. *J. Appl. Polym. Sci.* 1997;64:1739–1748.
- [32] Vázquez A., Domínguez V.A., Kenny J.M. Bagasse Fiber-Polypropylene Based Composites. *J. Thermoplast. Compos.* 1999; 12: 477–497.
- [33] Satyanarayana K.G., Sukumaran K., Mukherjee P.S., Pavithran C., Pillais S.G.K. Natural fibre-polymer composites. *Cement Concrete Comp.* 1990; 12: 117–136.
- [34] Youngquist J.A. Wood-based composites and panel products. Report FPL: GTR-113, USDA Forest Service, Forest Products Laboratory, 1999.
- [35] Parameswaran N, Broker FW, Simatupang MH. Zur mikrotechnologie mineralgebundener holzwerkstoffe wechselwirkung zwischen bindemitteln und holz. *Int J Biology, Chemistry, Physics and Technology of Wood*. 2009; 31: 173.
- [36] Dewitz K., Kuschy B., Otto T. Stofftransporte bei der abbundung zementgebundener holzwerkstoffe. *Holztechnologie*. 1984; 3: 151–154.
- [37] Li M., Khelifa M., El Ganaoui M. Mechanical characterization of concrete containing wood shavings as aggregates. *Int J Sustainable Built Environ*, 2017; 6:587–596.
- [38] Papadopoulos A.N., Ntalos G.A., Kakaras L. Mechanical and physical properties of cement-bonded OSB. *Holz als Roh- und Werkstoff* 2006;64: 517–518.
- [39] Deppe HJ. On the production and application of cement-bonded wood chipboards. *Proc. 8th Washington State Symposium on Particleboard*. 1974, pp267–286.
- [40] Koohestani B., Koubaa A., Tikou Belem T., Bussière B., Bouzahzah H. Experimental investigation of mechanical and microstructural properties of cemented paste backfill containing maple-wood filler. *Constr. Build. Mater.* 2016;121:222–228.
- [41] Sudin R., Swamy N. Bamboo and wood fibre cement composites for sustainable infrastructure regeneration. *J. Mater. Sci.* 2006;41(21):6917–6924.

- [42] Taj S., Munawar M.A., Khan S. Natural fiber-reinforced polymer composites. Proc. Pakistan. Acad. Sci. 2007;44 (2) :129-144.
- [43] Bashar S. Mohammed B. S, Abdullahi M., Hoong C.K. Statistical models for concrete containing wood chipping as partial replacement to fine aggregate. Constr. Build. Mater. 2014;55:13–19.
- [44] Agar-Ozbek A.S., Weeheiijim J., Schlangen E., Bruegel K.V. Investigating porous Concrete with improved strength: testing at different scales. Constr. Build. Mater. 2013;41:480–490.
- [45] Kevern J.T., Wang K., Schaefer V.R. Effect of coarse aggregate on the freezethaw durability of pervious concrete. J. Mater. Civ. Eng. 2010;22:469–475.
- [46] Kevern J.T., Biddle D., Cao Q. Effects of macrosynthetic fibers on pervious concrete properties. J. Mater. Civ. Eng. 2015;27:(9).
- [47] Cao Y., and Wu Y. Evaluation of statistical strength of bamboo fiber and mechanical properties of fiber reinforced green composites. J Central South University of Technology. 2008;15:564–567.
- [48] Lee B.H., Kim H.J., Yu W.R. Fabrication of long and discontinuous natural fiber reinforced polypropylene biocomposites and their mechanical properties. Fiber Polym. 2009;10:83–90.
- [49] Li X., Tabil L.G., Panigrahi S.. Chemical Treatments of Natural Fiber for Use in Natural Fiber-Reinforced Composites: A Review. J Polym Environ 2007; 15: 25–33.
- [50] Mehta G, Mohanty AK, Thayer K, et al. Novel Biocomposites Sheet Molding Compounds for Low Cost Housing Panel Applications. J Polym Environ. 2005; 13: 169–175.
- [51] Pickering K.L., Efendy M.G.A., Le T.M. A review of recent developments in natural fibre composites and their mechanical performance. Compos Part A-Appl S. 2016; 83: 98–112.
- [52] Wolff E.G. Moisture effects on polymer matrix composites. Sample J 1993; 29: 11–19.
- [53] Chua P.S., Dai S.R., Piggott M.R. Mechanical properties of the glass fibre-polyester interphase. J Mater Sci. 1992; 27: 913–918.
- [54] Pritchard G, Speake SD. The use of water absorption kinetic data to predict laminate property changes. Composites 1987; 18: 227–232.
- [55] Wielagea B, Lampkea T, Marx G, et al. Thermogravimetric and differential scanning calorimetric analysis of natural fibres and polypropylene. Thermochim Acta 1999; 337: 169–177.

- [56] Franssen J.M. Contributions à la modélisation des incendies et leurs effets sur les bâtiments. Thèse d'agrégation de l'enseignement supérieur. Université de Liège (Belgique), 1997.
- [57] Techniques de l'ingénieur. Techniques du bâtiment : Connaître les matériaux de la construction. Réf : 43804210. Editions T.I., 2014.
- [58] EN-197-1 European standard of Cement- Part 1: Composition, specification and conformity criteria for common cements.
- [59] Okino E.Y.A. et al. Cement-bonded wood particleboard with a mixture of eucalypt and rubberwood. *Cement Concrete Comp*, 2004;26(6):729-734.
- [60] Hachmi M.H., Moslemi A.A. Correlation between wood-cement compatibility and wood extractives. *Forest Prod J*, 1989;39(6):55-58.
- [61] Pereira C., Caldeira F. Jorge and Ferreira J.M.F. Adsorption of cations from a cement suspension onto lignocellulosic substrates and its influence on cement setting. *J Wood Chem Technol*, 2005;25(4):231-244.
- [62] Comsol Multiphysics®. V. 5.3, www.comsol.com, COMSOL AB, Stockholm, Sweden.
- [63] Abaqus. Finite Element Modelling Programme and Standard User's Manual. V. 6.14. Simulia, 2016.

Chapitre 2. Comportement mécanique

2.1 Introduction

Ce chapitre porte essentiellement sur l'étude de la résistance mécanique des panneaux de coffrage (figure 2.1) formés par un matériau composite bois-ciment, utilisés dans la construction durable, à travers la combinaison de l'expérience et de la modélisation numérique. Ce système de coffrage est permanent, léger et économique comparé aux systèmes traditionnels en bois et acier. Le maintien de ces panneaux sur les parements extérieurs des parois de bâtiment permet d'améliorer les caractéristiques d'isolation thermique et phonique du bâtiment, et de réaliser facilement le revêtement des façades par des enduits et des crépis.



Figure 2.1. Panneaux composites bois-ciment dans les coffrages.

L'un des inconvénients de ce type de système de coffrage, les panneaux se fissurent pendant l'opération du bétonnage sous l'action de la pression du béton frais. Il est donc nécessaire de caractériser les propriétés mécaniques du matériau composite bois-ciment. Cette étape est réalisée par des tests mécaniques en compression et en flexion selon les normes en vigueur. Les propriétés mécaniques du matériau sont ensuite introduites dans le logiciel Abaqus [1] pour simuler les tests de compression, de flexion et les systèmes de coffrage. Le chapitre se termine par une conclusion et des recommandations à respecter pour assurer la résistance et la stabilité de ces systèmes de coffrage dans des conditions de sécurité optimales.

2.2 Caractérisations expérimentales

Les tests de compression simple et de flexion à 3 points permettent d'obtenir les valeurs moyennes du module d'Young (MOE) et de la contrainte de rupture (MOR) du matériau composite bois-ciment.

2.2.1 Tests de compression simple

Lors de l'essai de compression simple, l'échantillon bois-ciment est soumis à un chargement uni-axial induisant un champ de contraintes dans le matériau. La relation entre la contrainte et la déformation définit le comportement local du matériau. Les essais ont été réalisés selon la norme ASTM D3501 [2]. Les éprouvettes de forme cubique de 35mm de côté (figure 2.2) sont stockées, avant chargement pendant un temps d'environ $t=100$ heures, dans une salle à température ambiante ($T=23^{\circ}\text{C}$) et à 50 % d'humidité relative. La capacité de force axiale de la machine INSTRON[®] est de 100kN, et la vitesse moyenne des essais est d'environ 1mm/min.

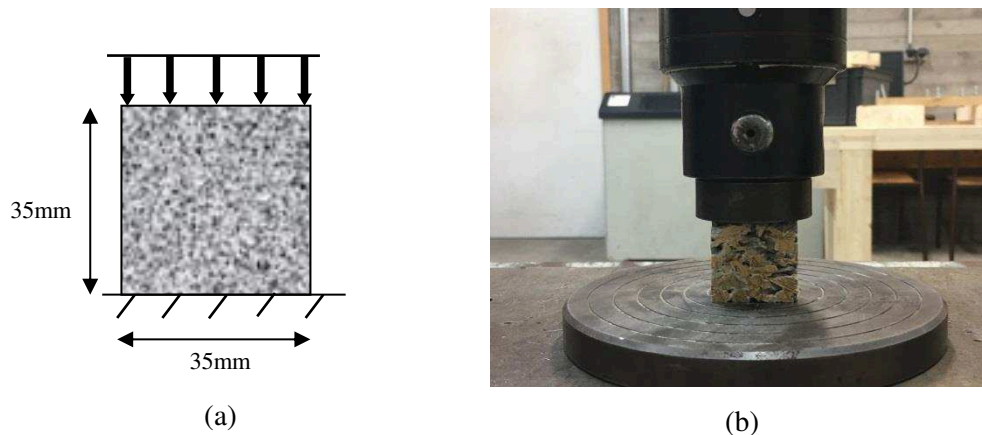


Figure 2.2. Essai de compression : (a) dimensions et (b) dispositif expérimental.

Les résultats des tests de compression simple, en termes de contrainte-déformation, réalisés sur 8 échantillons sont illustrés sur la figure 2.3.

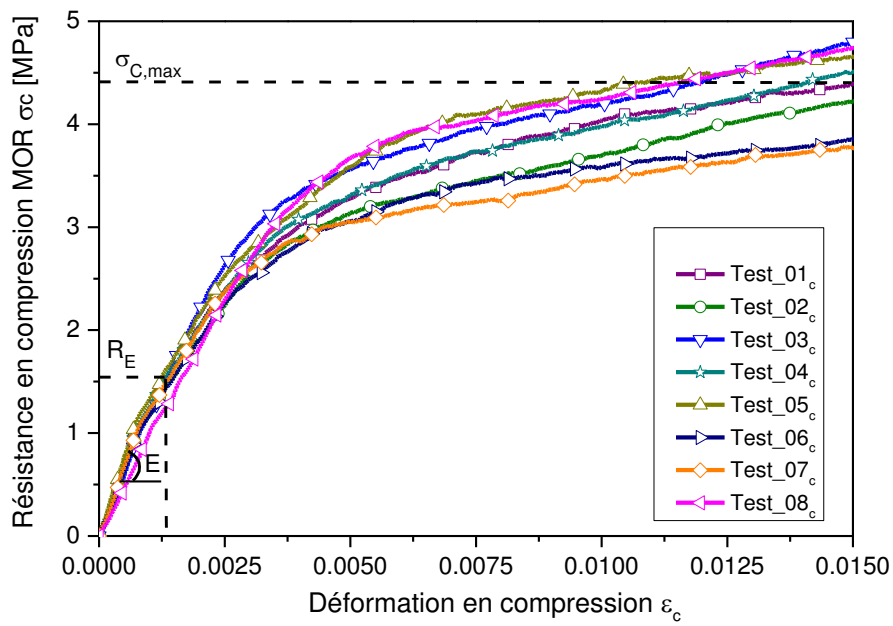


Figure 2.3. Courbes contrainte-déformation obtenues des tests de compression.

La valeur moyenne de la contrainte de rupture ($MOR=4.42MPa$) en compression est représentée en en pointillé sur la figure 2.4.

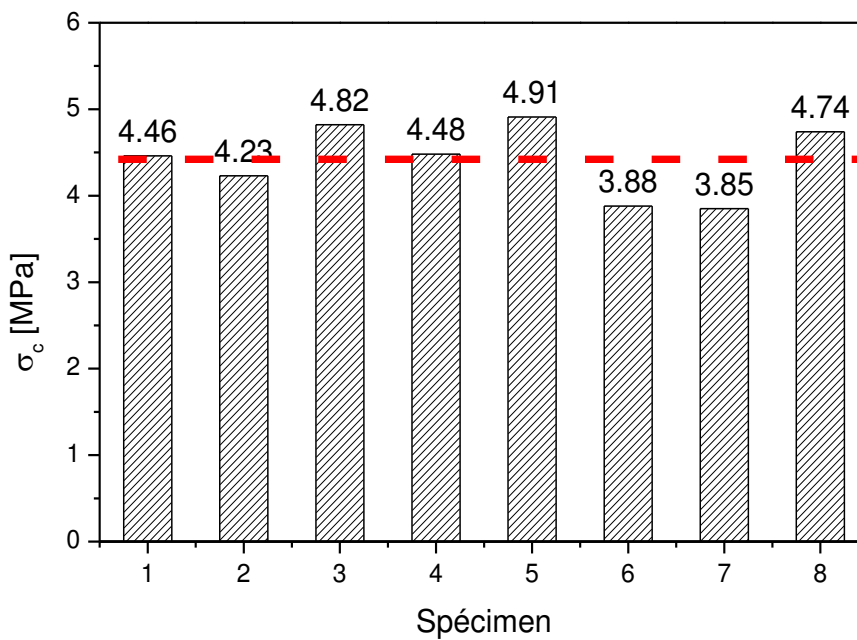


Figure 2.4. Valeurs de MOR en compression.

2.2.2 Tests de flexion à trois points

Les tests de flexion ont été réalisés sur une machine INSTRON® équipée d'une cellule de charge de 50kN et d'un capteur de déplacement LVDT pour la mesure des déplacements du vérin. Les essais sont pilotés en déplacement imposé du vérin. Les dimensions de l'éprouvette et le dispositif d'essai sont illustrés sur la figure 2.5.

L'essai de flexion à trois points utilise une éprouvette parallélépipédique unidirectionnelle (figure 2.5) selon la norme ASTM D3043 [3] et D1037 [4]. Le mode de chargement (flexion dans le plan XY) est une combinaison de sollicitations de traction et de compression longitudinales. Le cisaillement est prépondérant si le rapport l/h soit inférieur ou égal à 5. Dans

notre cas, le cisaillement est négligeable ($\frac{l}{h} = \frac{850}{35} = 24.3 \gg 5$).

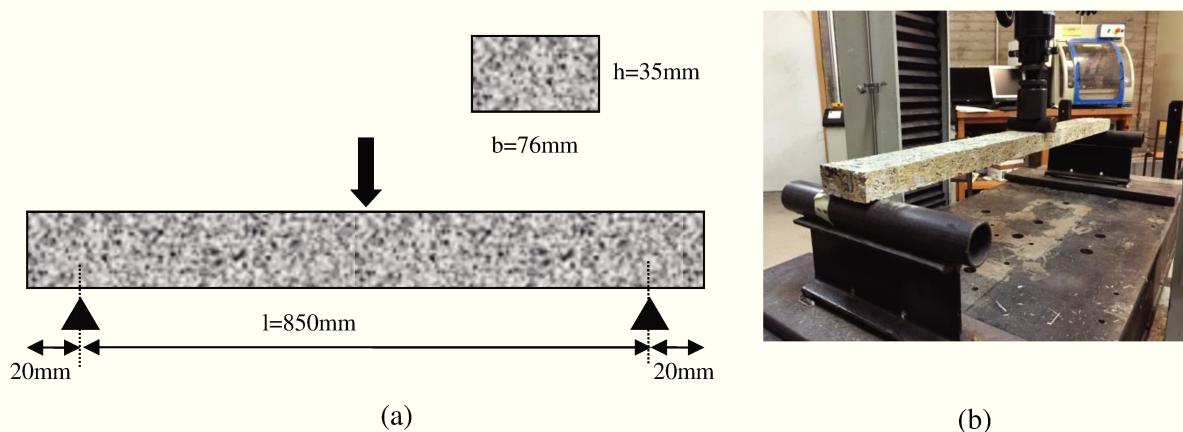


Figure 2.5. Essai de flexion à 3 points : (a) Dimensions et (b) dispositif expérimental.

Les résultats des tests de flexion à trois points se présentent sous forme force-déplacement. Les courbes obtenues expérimentalement se caractérisent par une évolution en trois stades avant l'apparition de la première fissure comme le montre la figure 2.6 correspondant à la réponse globale des éprouvettes. L'évolution de la réponse peut être décrite de la façon suivante :

- Stade 1 : décrit le comportement linéaire élastique du matériau bois-ciment. Durant lequel le module d'Young varie très peu et aucune détérioration n'est perceptible à l'œil nu durant ce stade ;
- Stade 2 : correspond au comportement non-linéaire du matériau composite. Il se caractérise par une diminution progressive de la rigidité de la structure et du module d'Young ;

- **Stade 3** : il se situe au-delà du pic de la courbe qui correspond à l'amorçage de la première fissure par une rupture de type fragile. La propagation de la fissure s'accélère alors et conduit à la rupture totale de l'éprouvette.

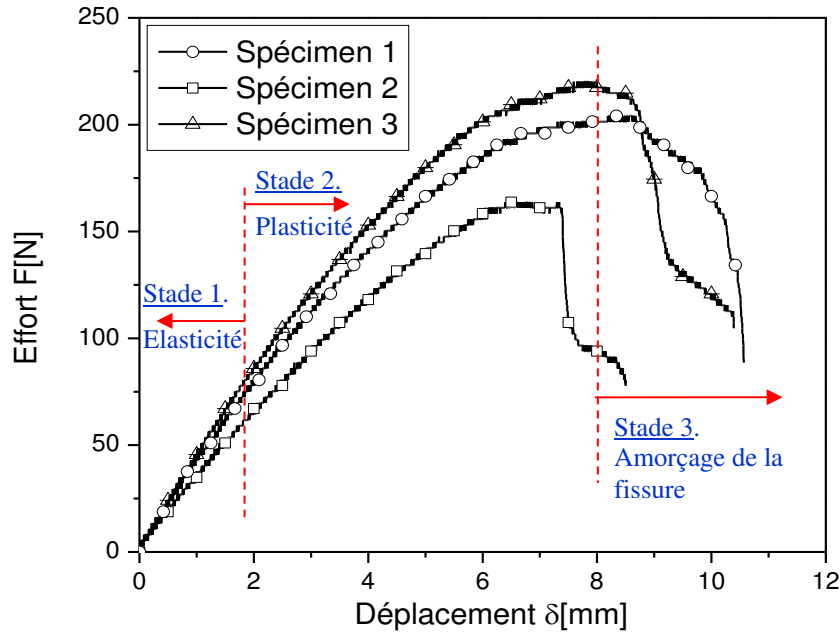


Figure 2.6. Courbe effort-déplacement en flexion.

Quatorze éprouvettes ont été testées et l'ensemble des résultats obtenus sont représentés sur la figure 2.7.

Les propriétés mécaniques calculées à partir des figures 2.7 sont : le module d'Young MOE ; la limite d'élasticité R_E et la résistance à la rupture en flexion MOR.

Le module d'Young $E=MOE$ et la résistance à la rupture $\sigma_x=MOR$ sont calculés à partir des équations de la flèche et de la contrainte longitudinale, donnés par la Résistance des Matériaux (RDM). Le module E est tiré de la partie linéaire des figures 2.7 :

$$E = \frac{F \times l^3}{48\delta \times I} \quad (2.1)$$

$$\sigma_x = \frac{3F_{\max} \times l}{2b \times h^2} \quad (2.2)$$

avec b : la largeur de l'éprouvette ; h : l'épaisseur de l'éprouvette ; I : le moment d'inertie $I=bh^3/12$; F : effort du vérin ; F_{\max} étant l'effort maximum et δ le déplacement vertical de l'éprouvette.

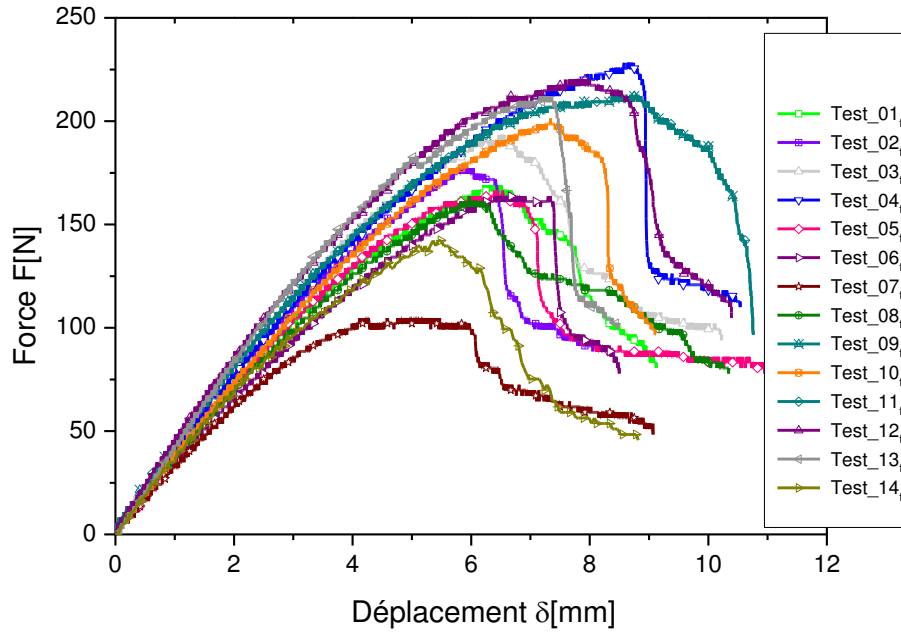


Figure 2.7. Courbes effort-déplacement obtenues des tests de flexion.

Les valeurs de MOE et MOR obtenues pour les différents spécimens sont données respectivement sur les figures 2.8 et 2.9. Les valeurs moyennes de MOE=1820MPa et MOR=2.5MPa sont représentées en pointillé.

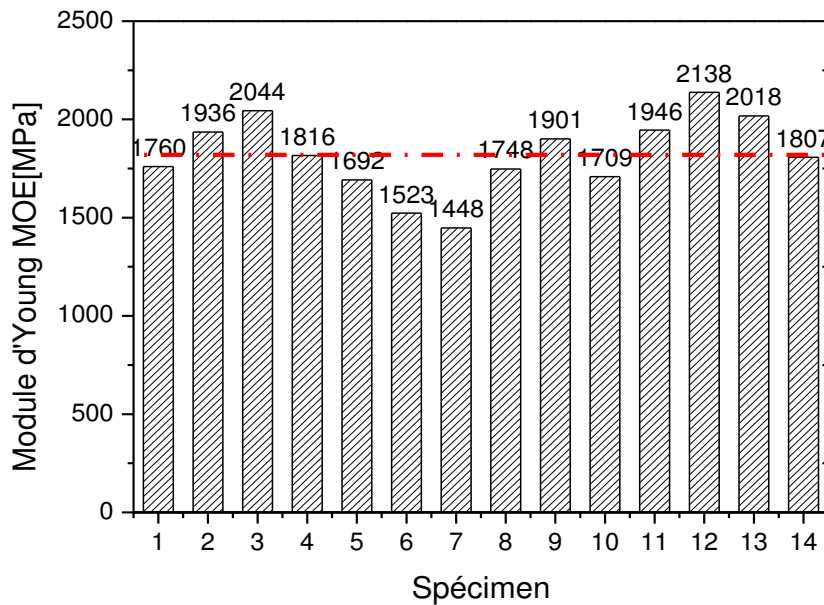


Figure 2.8. Comparaison des valeurs de MOE obtenues en flexion.

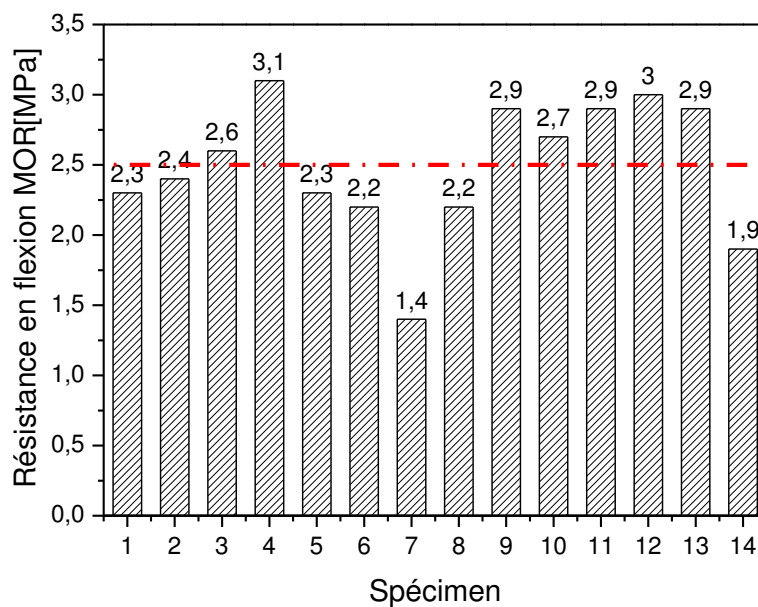


Figure 2.9. Comparaison des valeurs de MOR obtenues en flexion.

2.2.3 Bilan des tests de caractérisation expérimentale

Afin de caractériser au mieux les propriétés mécaniques du matériau bois-ciment, les dispositifs expérimentaux, les tests de compression simple et de flexion à 3 points, et les éprouvettes ont été conçus et réalisés selon les normes en vigueur. Les valeurs moyennes de MOE, MOR et R_E qui serviront de références pour la validation des résultats numériques sont récapitulées dans le tableau 2.1. Les tests montrent que la résistance mécanique en compression est supérieure à celle de la flexion. Cette remarque vient confirmer celle faite par plusieurs auteurs comme rapporté par Li et al. (2017) dans [5] sur le même type du matériau.

Tableau 2.1. Propriétés mécaniques du matériau bois-ciment.

Propriétés mécaniques	Valeur	Ecart type
Module d'Young $E=MOE$ [MPa]	1820	180.86
Limite d'élasticité R_E [MPa]	1.6	0.18
Résistance à la rupture $\sigma_R=MOR$ [MPa]	2,5	0.44

2.3 Modélisation du comportement mécanique

Bien que les matériaux à base des fibres de bois soient considérés comme bio-sourcés, ses performances mécaniques sont limitées et moins satisfaisantes. Sa faible résistance mécanique est la préoccupation majeure qui limite son développement dans le domaine du bâtiment durable. La mise en place des essais expérimentaux à grande échelle est très coûteuse et elle prend beaucoup de temps. Dans ce cas, le recours à la simulation numérique devient nécessaire. La modélisation présente l'avantage d'être moins onéreuse et elle permet un gain de temps considérable, comparée à l'expérience.

En outre, pour ce type de matériau fortement orthotrope, l'amorçage des premières fissures dans la structure ne sont pas visibles à l'œil nu, ce qui les rend très difficiles à détecter. Par conséquent, une analyse plus approfondie doit être effectuée par la simulation numérique. Seule est capable de prédire l'instant, les modes et les zones de rupture pendant le chargement.

Dans cette section, nous décrivons le modèle numérique, disponible dans Abaqus [1], appliqué à l'analyse de la réponse structurale des essais de flexion et des systèmes de coffrage. Notons que le modèle éléments finis, utilisé dans cette étude, est développé pour décrire le comportement local du matériau béton. Pour son application, il est légèrement modifié pour qu'il soit adapté à l'analyse du comportement mécanique du matériau composite bois-ciment.

2.3.1 Equations constitutives du modèle mécanique

La modélisation est réalisée avec le modèle CDPM (Concrete Damage Plasticity Model) disponible dans le logiciel d'éléments finis Abaqus [1]. Ce modèle est choisi car il est capable de décrire un comportement inélastique complet d'un matériau bois-ciment tant en traction qu'en compression en incluant les effets de l'endommagement. Une brève description du modèle est présentée afin d'expliquer les paramètres matériels requis pour l'analyse.

Le modèle CDPM décrit le comportement uni-axial en compression et en traction du matériau béton dans Abaqus [1] selon les schémas représentés sur les figures 2.10. En raison de la différence significative entre la dégradation de la rigidité élastique en compression et en traction, les variables de l'endommagement d_{tc} et d_t sont introduites pour représenter la réponse dégradée du béton en compression et en traction, respectivement.

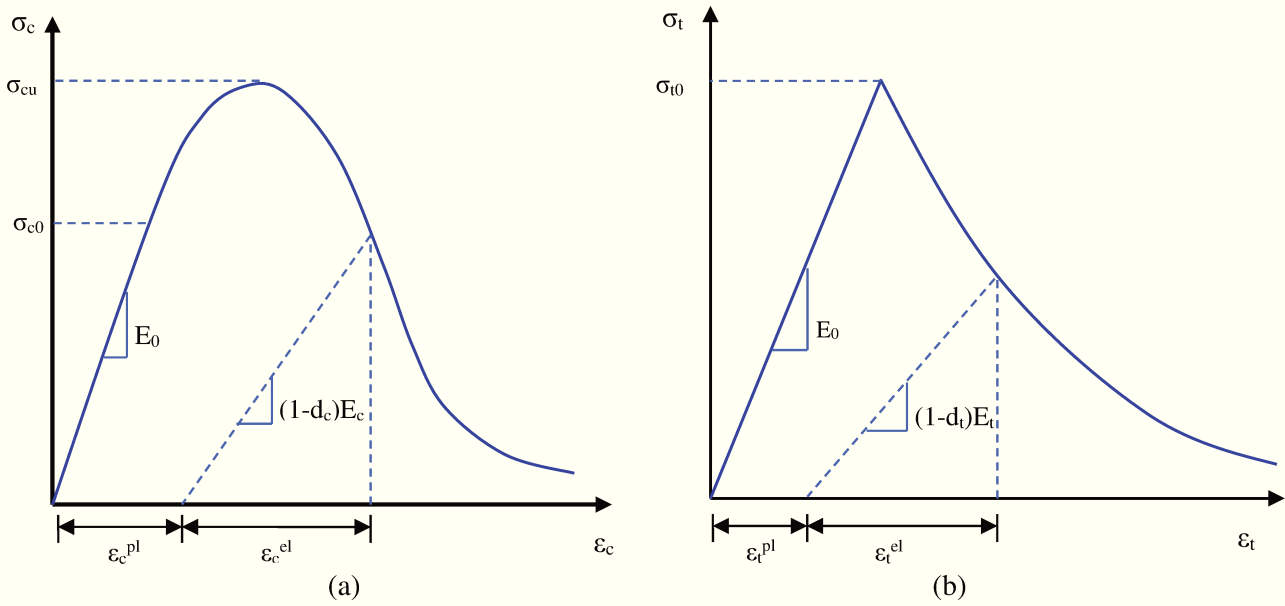
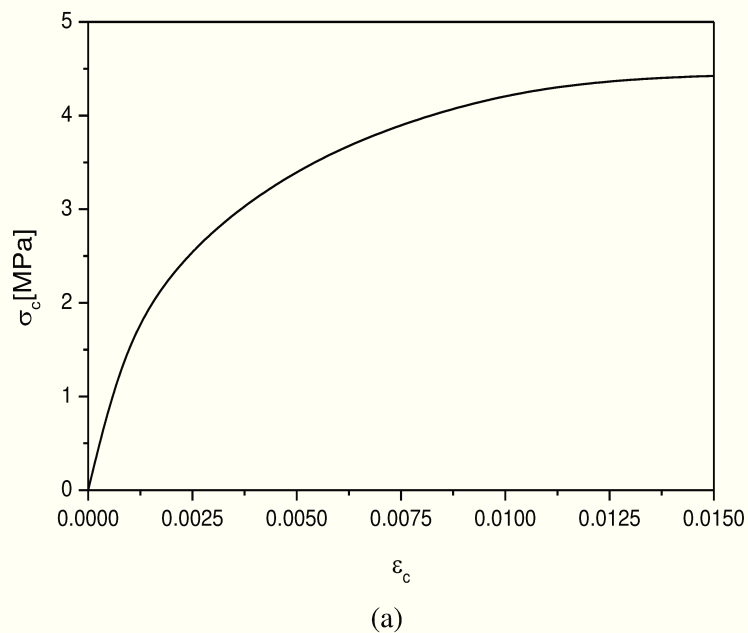


Figure 2.10. Comportement du béton : (a) en compression et (b) en tension [1].

Dans cette analyse, le comportement mécanique du matériau bois-ciment est présenté dans Abaqus [1] sous forme de données tabulées, et les valeurs moyennes des courbes contrainte-déformation sont données sur les figures 2.11. Notons que ces valeurs de calcul sont légèrement ajustées dans les simulations afin d'approcher les valeurs mesurées.



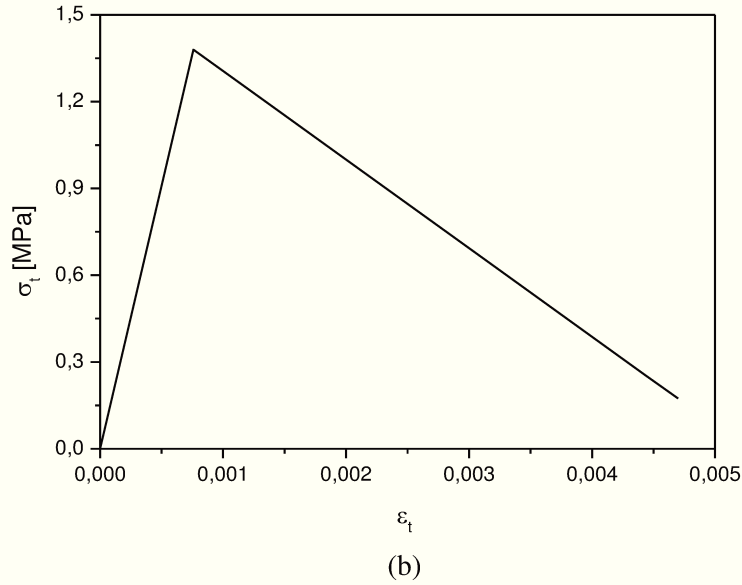


Figure 2.11. Courbes contrainte-déformation du matériau composite bois-ciment : (a) en compression et (b) en traction.

La fonction du critère d'écoulement plastique endommageable du modèle CDPM, utilisée par Abaqus [1], est proposée par Lubliner et al. [6] et Lee et Fenves [7]. Cette fonction est définie par les contraintes effectives dans l'espace, et elle s'exprime par :

$$f(\bar{\sigma}, \tilde{\epsilon}^{pl}) = \frac{1}{1-\alpha} (\bar{q} - 3\alpha\bar{p} + \beta(\tilde{\epsilon}^{pl}) \langle \bar{\sigma}_{\max} \rangle - \gamma \langle -\bar{\sigma}_{\max} \rangle) - \bar{\sigma}_c(\tilde{\epsilon}^{pl}) \leq 0 \quad (2.3)$$

$$\text{avec : } \bar{p} = -\frac{1}{3} \bar{\sigma} : \mathbf{I}; \quad \bar{q} = \sqrt{\frac{3}{2} \bar{S} : \bar{S}}; \quad \bar{S} = \bar{p}\mathbf{I} + \bar{\sigma} \quad (2.4)$$

α et γ étant les constantes matérielles ; \bar{p} étant la pression hydrostatique effective ; \bar{q} étant la contrainte effective de Mises ; \bar{S} représente le déviateur du tenseur des contraintes effectives $\bar{\sigma}$; $\bar{\sigma}_{\max}$ étant la valeur propre maximale du tenseur $\bar{\sigma}$. La fonction $\beta(\tilde{\epsilon}^{pl})$ et le paramètre α se calculent par les relations suivantes :

$$\beta(\tilde{\epsilon}^{pl}) = \frac{\bar{\sigma}_c(\tilde{\epsilon}^{pl})}{\bar{\sigma}_t(\tilde{\epsilon}^{pl})} (1-\alpha) - (1+\alpha) \quad (2.5)$$

$$\alpha = \frac{\sigma_{b0} - \sigma_{c0}}{2\sigma_{b0} - \sigma_{c0}} \quad (2.6)$$

σ_{b0} et σ_{c0} sont respectivement les contraintes de compression initiales dans les cas bi-axial et uni-axial. Le rapport de $\frac{\sigma_{b0}}{\sigma_{c0}}$ varie entre 1.10 et 1.16 selon Lubliner et al. [6].

Le coefficient γ est donné en fonction de K_c qui est le rapport du second invariant des contraintes sur le méridien:

$$\gamma = \frac{3(1-K_c)}{2K_c-1} ; \quad 0.5 < K_c \leq 1.0 \quad (2.7)$$

Le potentiel d'écoulement G du modèle CDPM est exprimé par la fonction hyperbolique de Drucker et Prager dans [8]:

$$G = \sqrt{(\varepsilon\sigma_{t0} \tan \psi)^2 + \bar{q}^2} - \bar{p} \tan \psi \quad (2.8)$$

ψ représente l'angle de dilation mesuré dans le plan $(\bar{p} - \bar{q})$ sous une pression de confinement maximum et $\varepsilon=0.1$ étant l'angle de friction.

Les paramètres des équations constitutives (équations (2.3) à (2.8)) du modèle CDPM, utilisés dans les simulations, sont récapitulés dans le tableau 2.2.

Tableau 2.2. Constantes du CDPM.

Elasticité		Plasticité (*)			
E [MPa]	ν	ψ [°]	ε	$\frac{\sigma_{b0}}{\sigma_{c0}}$	K_c
1820	0.18	20	0.1	1.16	0.67

** : les courbes d'écroutissage utilisées en compression et en tractions sont celles définies par les figures 2.11.*

Dans le cas d'un problème de contraintes planes, la surface de charge du critère de plasticité utilisé par CDPM est schématiquement représentée par la figure 2.12.

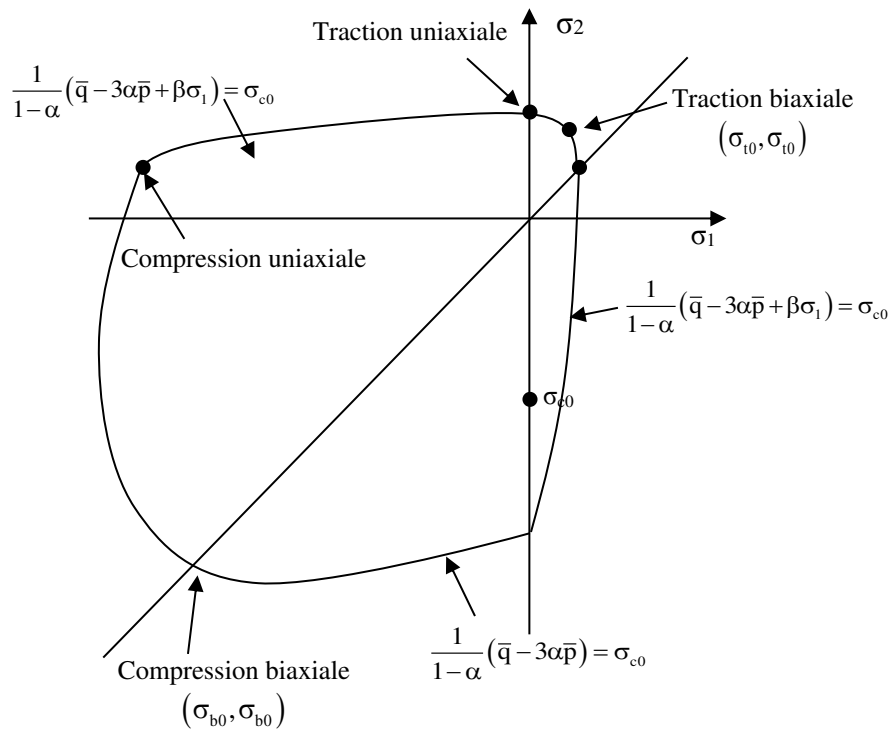


Figure 2.12. Représentation du CDPM dans un état de contraintes planes [1].

2.4 Simulation des tests de flexion à trois points

En raison de la symétrie du chargement et de la géométrie, seule la moitié de la poutre est discrétisée par les éléments finis. Le maillage d'éléments finis est composé de 1704 éléments (CPS4R) à 4 nœuds avec intégration réduite disponibles dans la bibliothèque d'Abaqus [1]. Les conditions aux limites, le chargement et le maillage éléments finis sont illustrés sur la figure 2.13.

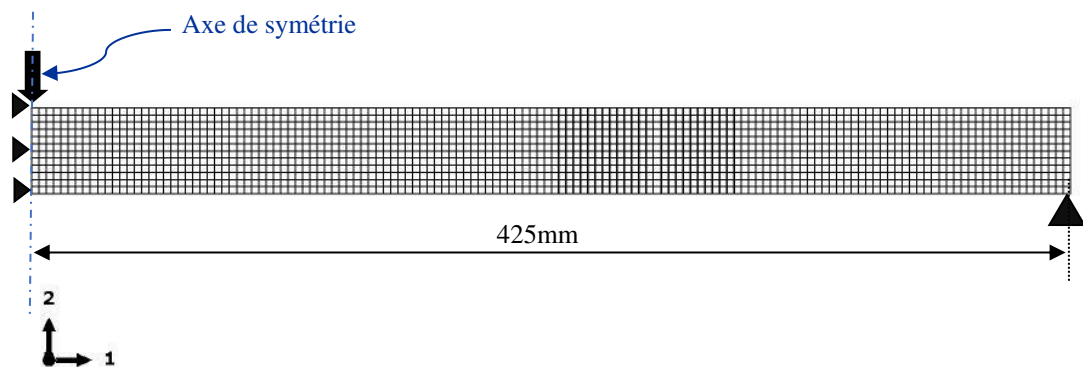
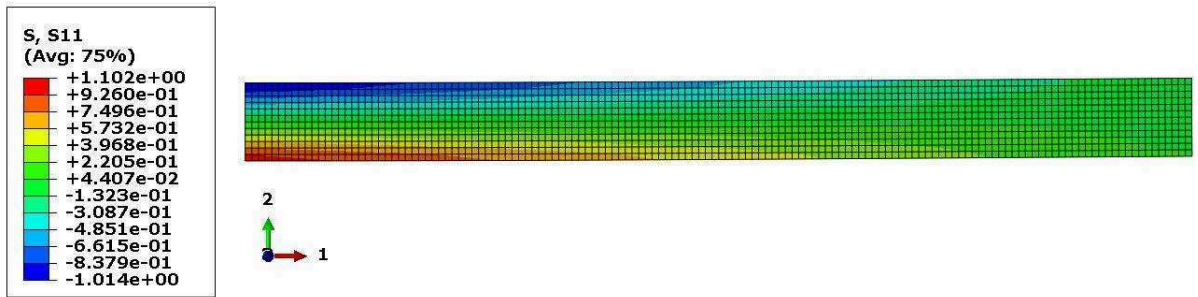
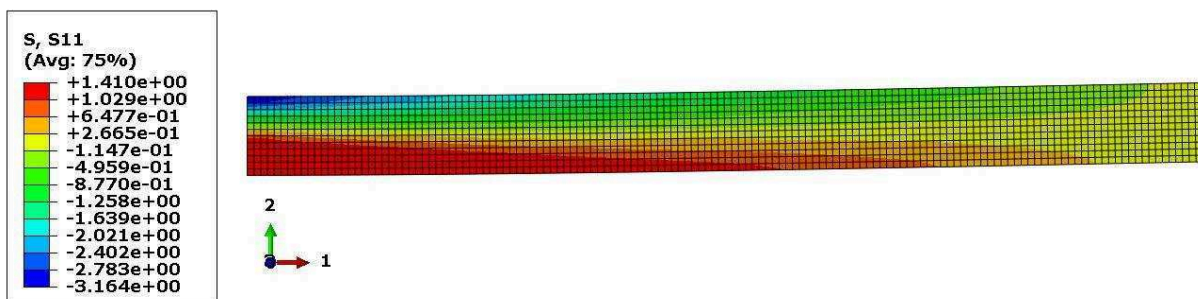
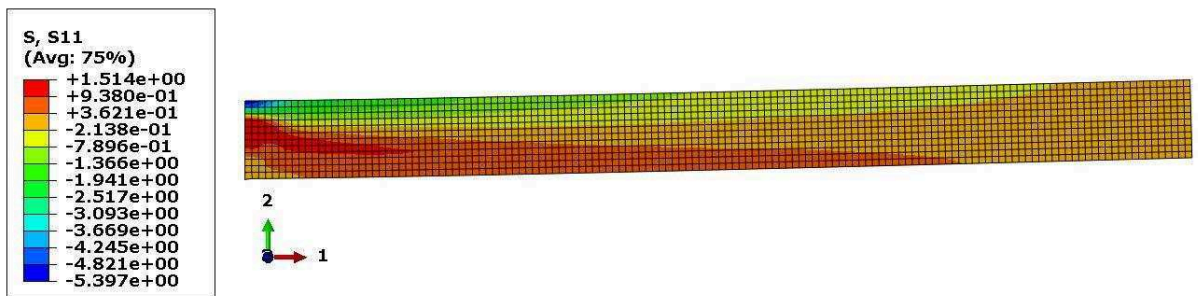


Figure 2.13. Maillage de la poutre en flexion à 3 points.

La distribution de la contrainte normale longitudinale obtenue par la simulation à différents déplacements 2.13, 6.08 et 9.8mm est donnée sur les figures 2.14. A un déplacement vertical de l'éprouvette $\delta=2.13\text{mm}$, on voit clairement la formation des deux zones de compression des fibres supérieures de l'éprouvette à l'endroit de l'application de la charge et de tension des fibres inférieures de l'éprouvette (figure 2.14a). Les deux zones sont séparées symétriquement par rapport à l'axe neutre. Plus le chargement augmente et plus les contraintes dans les zones de compression et de tension augmentent. A un déplacement $\delta=9.8\text{mm}$ (figure 2.14c), on voit l'amorçage d'une fissure brutale à partir de la fibre extrême de la zone tendue. La fissure se propage et se dirige vers le haut en direction de la zone de l'application de la charge. La distribution des contraintes de compression et de tension devient non-symétrique.

(a) $\delta=2.13\text{mm}$ (b) $\delta=6.08\text{mm}$ (c) $\delta=9.8\text{mm}$ **Figure 2.14.** Distribution de la contrainte longitudinale à différents instants.

La figure 2.15 compare la fissure numérique à celle de l'expérience. Le modèle élément fini prédit l'endroit de l'apparition de la fissure. Dans les zones totalement endommagées, la variable de l'endommagement $D=1$.

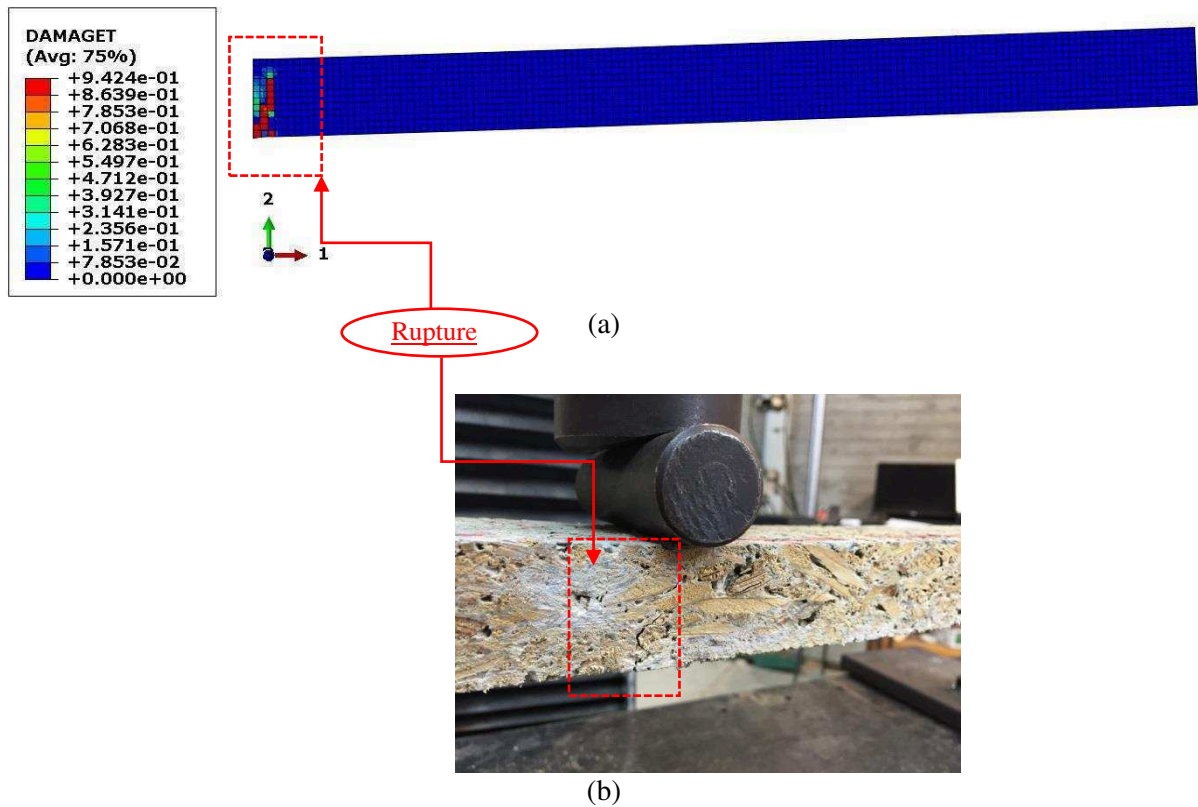


Figure 2.15. Comparaison de la rupture (a) numérique et (b) expérimentale.

Les résultats de la simulation obtenus par le modèle élément fini en termes des efforts en fonction du déplacement vertical de l'éprouvette en flexion sont comparés à l'expérience (figure 2.16). Qualitativement, les résultats des simulations sont proches de l'expérience. A un déplacement vertical $\delta=8.34\text{mm}$, le modèle numérique approche la charge maximale ($F=203.86\text{N}$) avec erreur inférieure à 1% comparée à l'expérience (test_01).

Les résultats des simulations montrent que le modèle élément fini est capable de prédire la réponse globale des panneaux bois-ciment en flexion et l'endroit d'apparition des fissures.

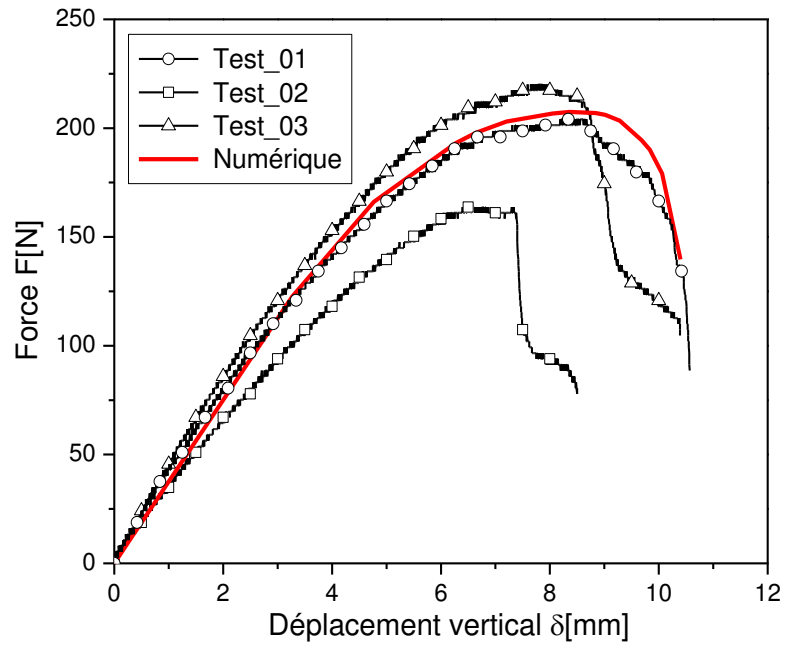


Figure 2.16. Comparaison des résultats numériques à ceux des tests en flexion.

2.5 Réponse structurale d'un coffrage permanent

2.5.1 Etat de l'art sur le coffrage permanent

Le coffrage traditionnel, en bois ou en métal, utilisé dans la construction des ouvrages en béton armé est conçu pour supporter le poids propre, charges imposées, environnementales et surcharges qui lui sont appliquées jusqu'à ce que ces charges soient reprises totalement par la structure en béton elle-même. Cette étape de coffrage occupe une part importante du coût global des structures en béton. Le coût du coffrage s'élève seul à la hauteur de 50% du budget global de l'ouvrage [9-10]. Cependant, le choix d'un système de coffrage pendant la phase de pré-construction peut réduire considérablement le coût des projets de construction en béton armé.

Pour y remédier, certaines études ont été développées pour proposer des systèmes de coffrage permanent qui restent en place pour toute la durée de service d'une structure en béton [11-15]. Récemment, Goyal et al [14] ont étudié la liaison entre le coffrage permanent en FRP (Fibre Reinforced Polymers) et le béton. Des tests de cisaillement ont été effectués pour étudier deux types de mécanismes de liaisons : le groupage agrégé et la liaison adhésive. Pour avoir une meilleure compréhension du mécanisme, un modèle éléments finis a été développé. Les résultats des simulations présentés par Goyal et al [15] sont proches de ceux des tests. Pour réaliser un tablier de pont, Kim et al. [11] ont utilisé du béton renforcé de fibres de verre (GFRC) pour la conception d'un système de coffrage permanent. Leung et Cao [12] ont étudié une nouvelle technique pour la construction de structures durables en béton. Les auteurs ont réalisés des coffrages permanents à base des composites cimentaires pseudo-ductiles (PDCC) présentant une faible perméabilité et une grande résistance à la fissuration. Le système de coffrage proposé agit comme un revêtement de surface efficace pour empêcher la corrosion des armatures en acier, ce qui augmente la durabilité des structures en béton. Yu [13] a montré que la liaison entre le système de coffrage et le béton coulé dans le coffrage s'améliorait significativement en traitant la surface du coffrage avec des raidisseurs transversaux et longitudinaux pouvant être introduits dans le coffrage. Selon l'auteur, il y a un manque de travail publié pour le coffrage permanent pour les éléments verticaux, tels les éléments de colonne. Huang et al. [15] ont développé un coffrage permanent renforcé (ultra-high toughness cementitious composite UHTCC) qui forme un coffrage autoportant pendant la construction et contribue à la capacité de charge et à la durabilité de l'élément en béton pendant la durée de vie de la structure. Bien que certaines études ont été réalisées sur l'analyse des coffrages permanents, mais sont rares celles qui explorent les coffrages permanents constitués à base des fibres du bois. Ce travail est consacré à cet aspect, il s'agit d'analyser les performances

mécaniques d'un panneau de coffrage en bois-ciment en vue de son utilisation massive dans la construction.

2.5.2 Conception d'un coffrage permanent bois-ciment

Le système du coffrage permanent représenté sur les figures 2.17, analysé dans cette étude, est en stade d'expérimentation en vue de sa normalisation future. Les tirants de diamètre 3mm sont constitués en acier doux. Ils participent à la stabilité des panneaux pendant le coulage du béton. Ils doivent être espacés d'une distance d'au moins 30cm selon les recommandations du fabricant. Les panneaux de coffrage sont de hauteur de 50cm, de longueur de 2m et de trois différentes épaisseurs 25, 35 et 50mm. Les dimensions des panneaux sont conçues pour être porter et manipuler facilement par un ouvrier sur chantier. L'un des problèmes souvent rencontré sur chantier pendant le coulage du béton en utilisant ce type de coffrage est lié à l'éclatement de ces panneaux sous la pression latérale exercée par le béton frais à différentes hauteurs. Cette information est très importante pour éviter un éventuel désordre qui peut affecter la stabilité de la structure avant le durcissement du béton coulé et qui peut augmenter considérablement le budget global initialement prévu pour la construction de l'ouvrage. La réalisation physique et réelle des coffrages est une opération très onéreuse et elle peut prendre beaucoup de temps. D'où la nécessité de faire appel à la simulation numérique. Dans cette étude, cette information, liée à la capacité portante de ces panneaux de coffrage bois-ciment, est évaluée seulement par la simulation numérique. L'analyse numérique par éléments finis permet d'informer sur la hauteur maximale, en fonction de l'épaisseur des panneaux de coffrage, à respecter pendant l'étape du coulage pour avoir une meilleure sécurité du système de coffrage. Une consigne de montage suggère d'effectuer l'empilement des panneaux de coffrage par rangées successives et après un temps de coulage du béton d'environ 24h. L'empilement des panneaux est illustré sur la figure 2.17c.

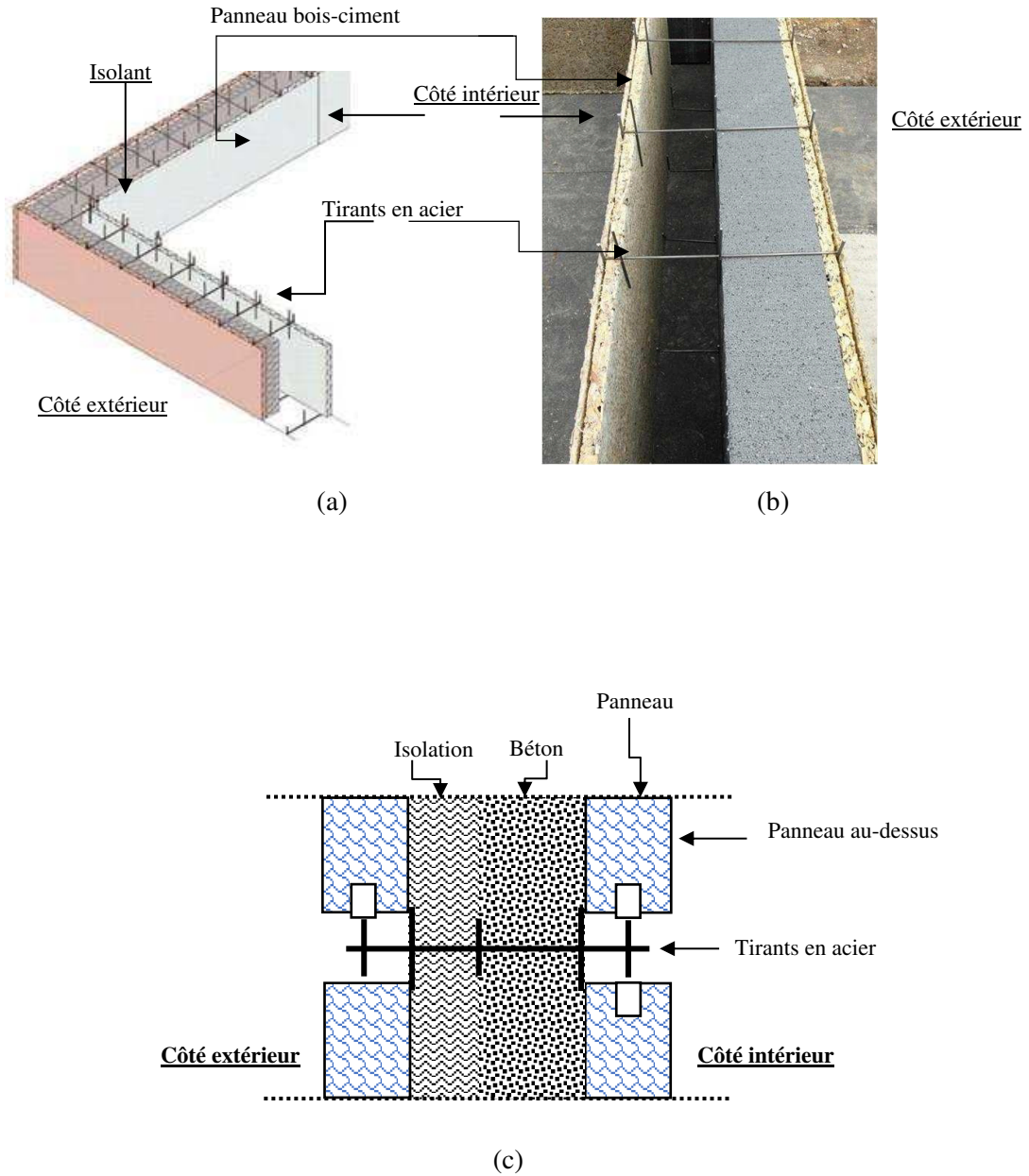


Figure 2.17. Description du coffrage : (a) mur ; (b) panneau réel et (c) composition de la paroi.

2.5.3 Forme de la pression latérale exercée par un béton frais

Les normes actuelles disponibles pour le dimensionnement et la conception d'un coffrage conventionnel utilisé dans la construction des bâtiments sont définies uniquement pour un béton normal. Cette préconisation n'est pas forcément justifiée pour le cas d'un béton à l'état fluide. La détermination de la pression latérale du béton sur les surfaces de coffrage verticales et les paramètres influents lors de la mise en œuvre d'un coffrage conventionnel sont des questions très complexes qui nécessitent beaucoup de travaux expérimentaux pour définir les paramètres optimums pour une meilleure conception d'un système de coffrage traditionnel [9, 16-17].

La plupart des normes standard utilisées pour la conception, la stabilité et le dimensionnement d'un système coffrage selon sont présentés par Proske et al. [16]. Le coffrage est conçu pour résister à diverses charges qui lui sont appliquées : poids propre des panneaux, poids du béton frais, actions climatiques neige et vent, poids des travailleurs et charges accidentelles. La plus importante de ces actions est la pression latérale du béton exercée sur les panneaux de coffrage. Le calcul de cette valeur de la pression latérale n'est pas suffisamment maîtrisé selon Zhang et al. [18]. La pression latérale est influencée par de nombreux paramètres tels : la rigidité du coffrage, la nature du matériau constituant le coffrage, la consistance du béton, la taille des agrégats, le temps de prise du ciment, la vitesse de bétonnage, la hauteur des panneaux et la méthode de coulage du béton par vibrations.

Au cours de l'opération du bétonnage et du durcissement, le matériau béton se transforme progressivement d'un état liquide à un état solide. Cette étape s'effectue grâce à l'hydratation du ciment où le béton commence à développer une certaine résistance au cisaillement qui fait chuter sa valeur de pression latérale au-dessous de la ligne hydrostatique. Dans ce contexte, pour estimer la valeur de la pression latérale d'un béton ordinaire, les codes de calcul actuels proposent une courbe bilinéaire selon la figure 2.18. Une fois la valeur de la pression maximale P_{\max} est atteinte, la pression latérale reste constante, rectangulaire et uniforme. D'où la nécessité de déterminer les valeurs de la pression hydrostatique P_{hyd} et de la pression maximale P_{\max} .

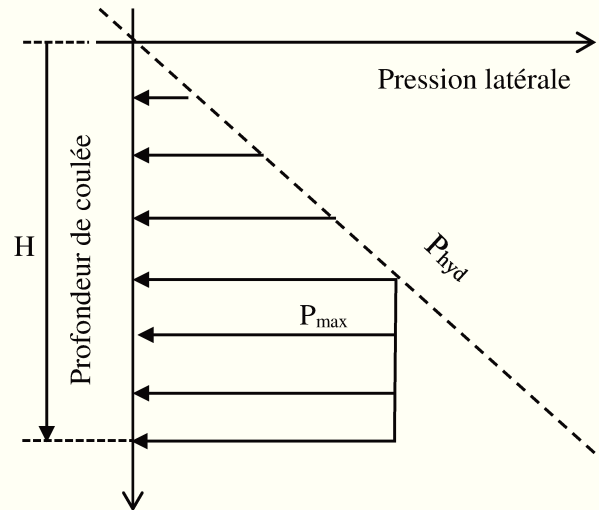


Figure 2.18. Diagramme de la pression latérale exercée par un béton frais.

La pression hydrostatique P_{hyd} est donnée par l'équation analytique suivante :

$$P_{hyd} = \rho \times g \times H \quad (2.9)$$

ρ [kg/m³] étant la densité du béton ; $g=9,81$ m/s² correspond à l'accélération de la pesanteur et H [m] étant la profondeur du béton frais.

La pression latérale maximale P_{max} [kPa] exercée par un béton normal sur une paroi de coffrage se calcule selon les normes par les relations suivantes :

1. ACI 347-04 [19]

Pour une hauteur de la paroi : $H < 4.2$ m et $R < 2.1$ m/h

$$P_{max} = C_w C_c \left[7.2 + \frac{785R'}{T+17.8} \right] \quad (2.10)$$

$C_w=1$ représente le coefficient d'un poids unitaire dépendant de la masse volumique du matériau béton ; $C_c=1.2$ étant le coefficient chimique ; R' [m/h] étant la vitesse de bétonnage et T [°C] étant la température du béton durant le coulage.

2. CIRIA [20]

$$\text{Pour } C_1\sqrt{R'} > H: P_{\max} = \gamma \times H \quad (2.11)$$

$$\text{Pour } C_1\sqrt{R'} \leq H: P_{\max} = \gamma \left[C_1\sqrt{R'} + C_2K\sqrt{H - C_1\sqrt{R'}} \right]; \quad K = \left[\frac{36}{T+16} \right]^2 \quad (2.12)$$

Le coefficient C_1 dépend de la forme et de la dimension du coffrage ($C_1=1$ pour un mur et $C_1=1.5$ pour un poteau); le coefficient $C_2=0.3$ dépend des matériaux constitutifs du béton ; K étant un coefficient adimensionnel de température et $\gamma=24\text{kN/m}^3$ étant la densité du béton.

3. DIN 18218 [21]

Pour un béton frais :

$$P_{\max} = \left[(14 \times R' + 18) \times K_1 > 25 \right] \times K_2; \quad K_1 = 1 + 0.777 \times (t_E - 5); \quad K_2 = \frac{\gamma}{25} \quad (2.13)$$

Le paramètre K_1 caractérise la rigidité et il dépend du temps de prise initial t_E [h] ; $K_2=0.96\text{kN/m}^3$ étant le facteur de la densité spécifique du béton avec $\gamma=24\text{kN/m}^3$.

4. CSA S269.3 [22]

$$\text{Pour une hauteur de la paroi } H \leq 1.3\text{m} : \quad P_{\max} = P_{\text{hyd}} \quad (2.14)$$

Pour une hauteur de la paroi $H > 1.3\text{m}$ et $R \leq 3\text{m/h}$:

$$P_{\max} = 7.2 + \frac{1156}{T+17.8} + \frac{244R'}{T+17.8} \quad (2.15)$$

Les combinaisons de charges requises et les facteurs de sécurité partiels sont définis selon la norme Européenne EN 12812 [23]. Pour vérifier la résistance, les valeurs de calcul sont pondérées par un facteur de sécurité partiel γ_F . Pour les actions permanentes $\gamma_F=1.35$ et pour les actions d'exploitation $\gamma_F=1.5$.

Pour une température $T=15^{\circ}\text{C}$ et $R=1\text{m/h}$, les valeurs maximales de la pression latérale, exercée par un béton à différentes hauteurs du coffrage, calculées à partir des équations (2.9) à (2.15) sont récapitulées dans le tableau 2.3.

Tableau 2.3. Valeurs maximales de la pression latérale.

H[m]	P_{hyd} [kPa]		P_{max} [kPa]			
	P_{hyd}	$\gamma_F \times P_{\text{hyd}}$	ACI 347-04[19]	CIRIA[20]	DIN 18218[21]	CSA S269.3[22]
0.5	11.77	17.66 ^(*)	11.77	11.77	11.77 ^(**)	11.77
1.0	23.54	35.31 ^(*)	23.54	23.54	23.54 ^(**)	23.54
1.5	35.32	52.98 ^(*)	35.32	33.07	30.72 ^(**)	35.32
2.0	47.09	70.64 ^(*)	37.36	33.07	30.72 ^(**)	47.09

(*): Coefficient partiel de sécurité : $\gamma_F = 1.5$.

(**): Temps de prise initial $t_E = 5\text{h}$.

Les évolutions de P_{hyd} et P_{max} en fonction de la hauteur de coffrage H sont représentées sur la figure 2.19. Les courbes montrent que pour une hauteur de coffrage inférieure à $h=1.3\text{m}$, toutes les normes donnent la même valeur que celle calculée analytiquement par l'expression de la pression hydrostatique. La valeur de la pression maximale calculée par la norme CSA S269.3 [22] est identique à celle donnée par l'équation (2.9) de la pression hydrostatique. Elle est donc la plus sécurisante comparée aux autres normes. Le tableau 2.3 et la figure 2.19 montrent clairement que la valeur maximale de la pression latérale du béton à différentes hauteurs de coffrage est celle calculée à partir de l'expression de la pression hydrostatique $\gamma_F \times P_{\text{hyd}}$. A ce titre et pour des raisons de sécurité, les auteurs suggèrent de dimensionner les panneaux de coffrage en prenant en compte cette valeur. Cette même hypothèse de calcul est recommandée et utilisée par Proske et al dans [16].

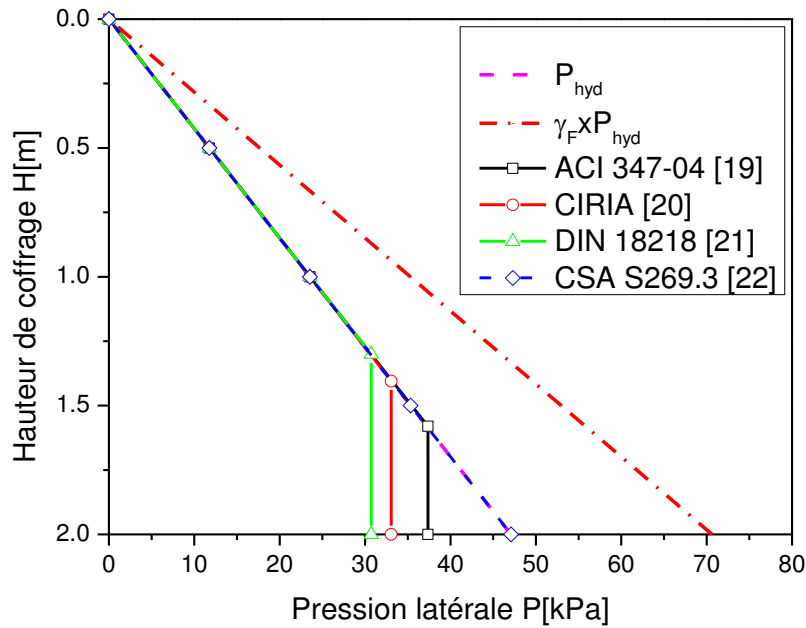


Figure 2.19. Pression latérale maximale sur les différentes hauteurs de coffrage.

Les équations (2.10) à (2.15), suggérées par les normes, dépendent principalement de la température du béton $T[^\circ\text{C}]$ et de la vitesse de bétonnage $R[\text{m/h}]$. D'où l'utilité d'étudier l'évolution de la pression latérale en fonction de T et R . La variation de la pression latérale en fonctions de T et R est faite sur un coffrage de hauteur $H=6\text{m}$. La figure 2.20 montre l'évolution de la pression latérale P_{max} exercée par un béton frais sur le coffrage en fonction de la température du béton $T[^\circ\text{C}]$ lors du coulage en considérant $R=1\text{m/h}$. La pression latérale diminue avec la température du béton. Cette diminution est due à la température de prise du ciment quelle est à 20°C . En dessus de cette température, le temps augment qui entraîne l'augmentation de pression latérale ; contrairement, pour la température plus élevée, le temps de pris plus court et la pression diminue. Notons également que le calcul réalisé par la norme DIN 18218 [21] est effectué à un temps de prise initial $t_E=5\text{h}$.

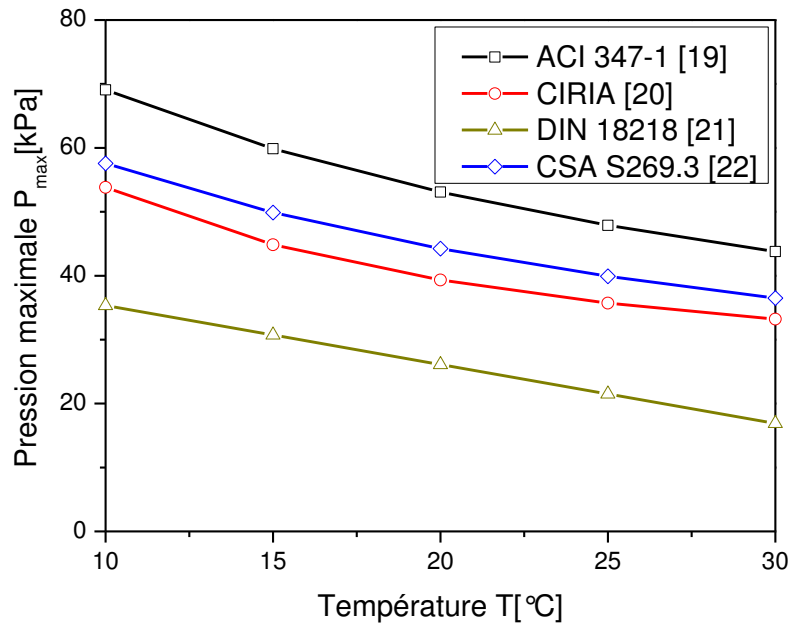


Figure 2.20. Evolution de la pression maximale en fonction de la température (R=1m/h).

La figure 2.21 montre l'évolution de la pression latérale P_{max} en fonction de la vitesse de bétonnage R[m/h], à une température T=15°C. La pression latérale augmente en fonction de R[m/h]. A R<3m/h, les normes varient linéairement avec des pentes plus au moins constantes. Au-delà de cette limite, la pente de P_{max} donnée par CSA S269.3[22] augmente brutalement.

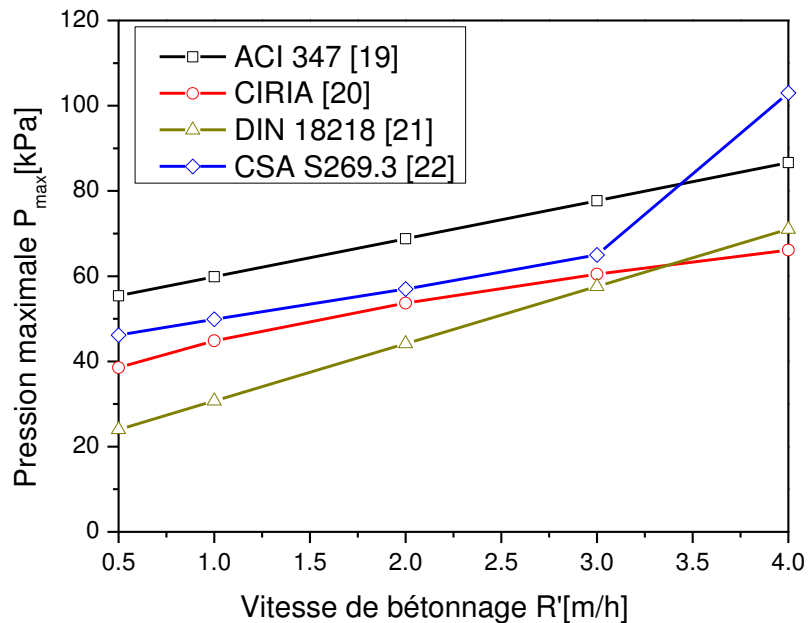


Figure 2.21. Evolution de la pression maximale en fonction de la vitesse de bétonnage (T=15°C).

2.5.4 Simulation d'un système de coffrage permanent

2.5.4.1 Modèle simplifié d'un système de coffrage

En l'absence des tests expérimentaux sur les coffrages permanents, on se propose de valider la solution éléments finis par une solution linéaire élastique obtenue par la théorie de la Résistance Des Matériaux. Il s'agit d'extraire un élément de poutre d'un panneau de coffrage réel (figure 2.22). Les tirants présentent un module d'élasticité $E_s=210\text{GPa}$ et ils sont espacés avec une distance $a=30\text{cm}$. L'épaisseur de la paroi de bâtiment est de 20cm . L'élément de poutre représentatif reprend une demi-largeur de bande de 30cm et une charge trapézoïdale maximale $F_{\max} = \gamma_F \times P_{\text{hyd}} \times a = 5.3\text{kN/m}$. Seule la moitié de la paroi de coffrage est analysée par le logiciel RDM6[24]. La réponse linéaire élastique pour un panneau d'épaisseur $t=35\text{mm}$ est illustrée par les figures 2.23.

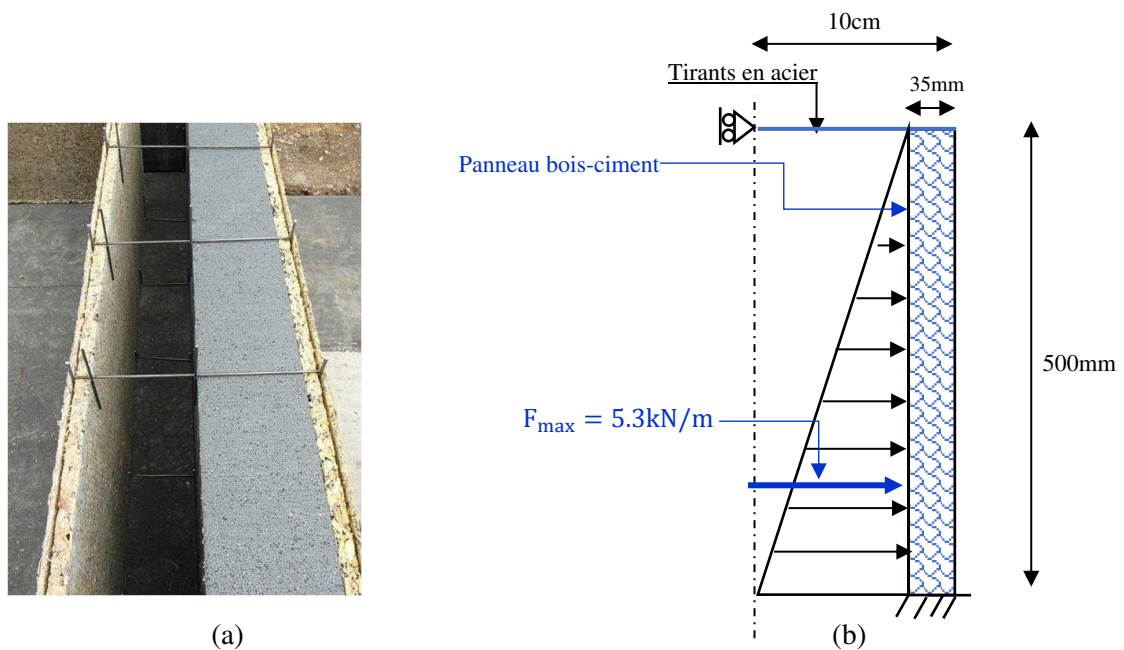


Figure 2.22. Modèle simplifié d'un coffrage : (a) panneau réel et (b) le modèle analytique.

La figure 2.23 montre que la contrainte longitudinale est maximum ($\sigma_L=1.45\text{MPa}$) au pied du coffrage et le déplacement latéral est maximum ($\delta=0.412\text{mm}$) à une hauteur de 27.8cm à partir de la base du coffrage.

Le dimensionnement du panneau de coffrage nécessite la satisfaction des deux critères suivants :

- Critère de résistance : $\sigma_{Ed} \leq \sigma_{Rd}$ (2.16)

- Critère de flèche : $\delta \leq \frac{H}{150}$ (2.17)

σ_{Ed} étant la contrainte de calcul ; σ_{Rd} étant la contrainte de résistance et H étant la hauteur du panneau. Pour cet exemple, les deux critères sont satisfaits :

$$\begin{cases} \sigma_{Ed} = 1.45\text{MPa} \leq \sigma_{Rd} = 2.51\text{MPa} \\ v = 0.412\text{mm} \leq \frac{H}{150} = \frac{500}{150} = 3.3\text{mm} \end{cases}$$

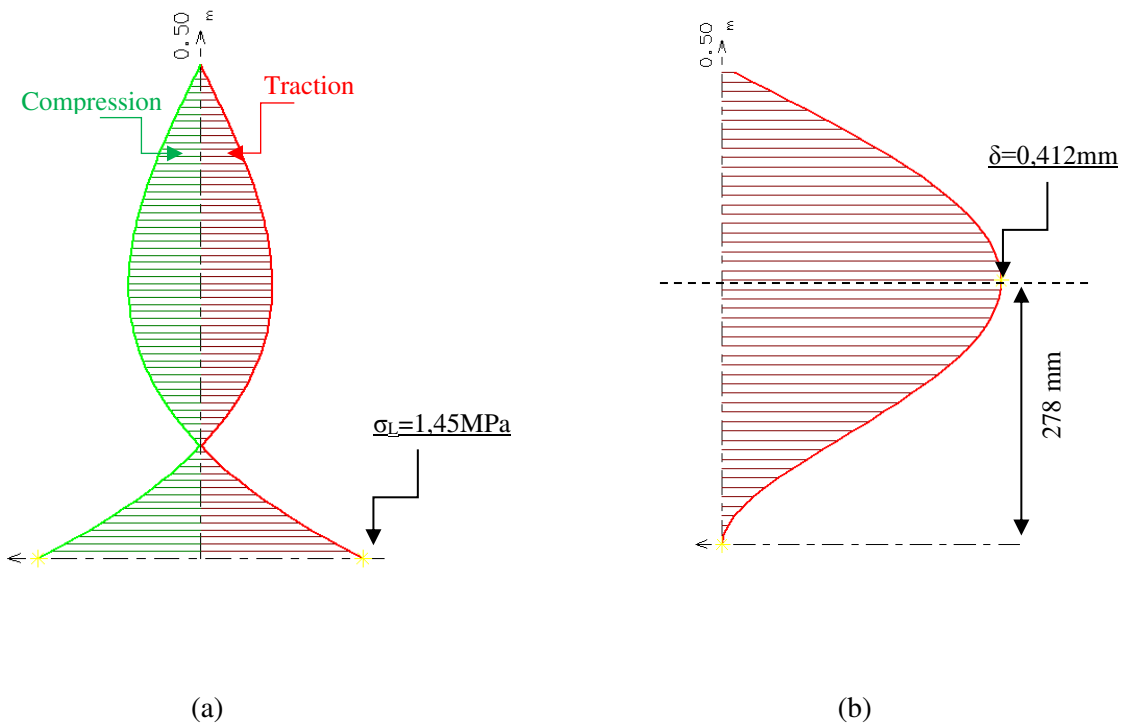


Figure 2.23. Distributions de (a) la contrainte longitudinale σ_L et (b) du déplacement latéral δ .

2.5.4.2 Système de coffrage à un seul panneau

Pour calibrer et vérifier le modèle éléments finis, on se propose de simuler le même exemple et de comparer la valeur du déplacement latéral calculée, à celle obtenue analytiquement ($\delta=0.412\text{mm}$) par la théorie de la Résistance Des Matériaux.

Le panneau de coffrage est modélisé par des éléments de type C3D8R (élément solide à 8 nœuds avec intégration réduite) et les tiges en acier sont modélisées par des éléments barres de type T3D2 (élément spatial à 2 nœuds). Le maillage éléments finis correspondant est illustré sur la figure 2.24.

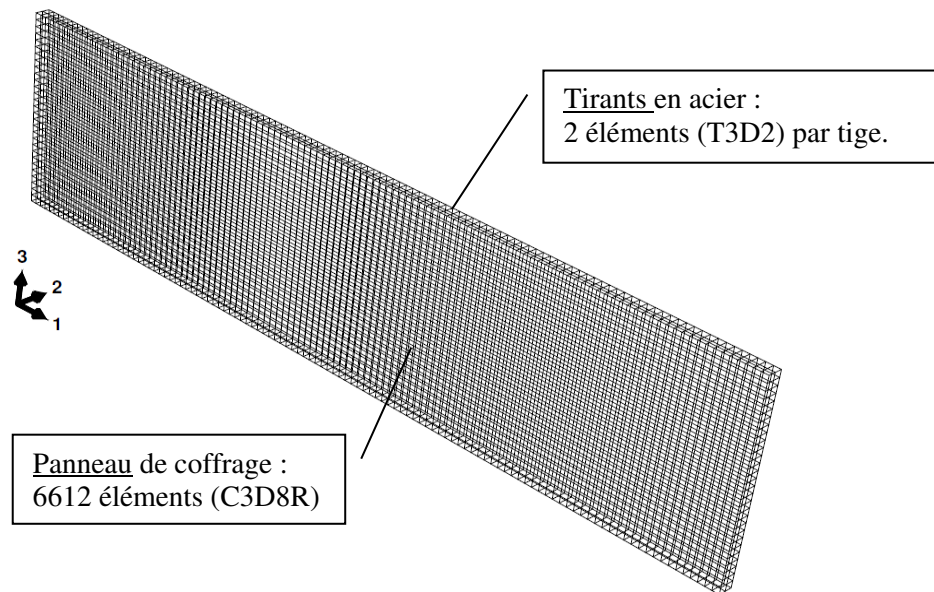


Figure 2.24. Modèle EF pour le panneau $e=35$ mm

Pour examiner l'effet du nombre d'éléments finis, une étude paramétrique, est réalisée. Les résultats des simulations sont représentés sur la figure 2.25. Plus le nombre d'éléments finis est important, plus la valeur de la solution numérique converge vers de la solution analytique. Le maillage éléments finis d'un panneau de coffrage formé de 6612 éléments C3D8R, avec deux couches dans l'épaisseur, conduit à un déplacement plus proche de celui obtenu analytiquement ($\delta=0.412\text{mm}$). Au-delà de ce nombre d'éléments finis la solution numérique commence à se stabiliser.

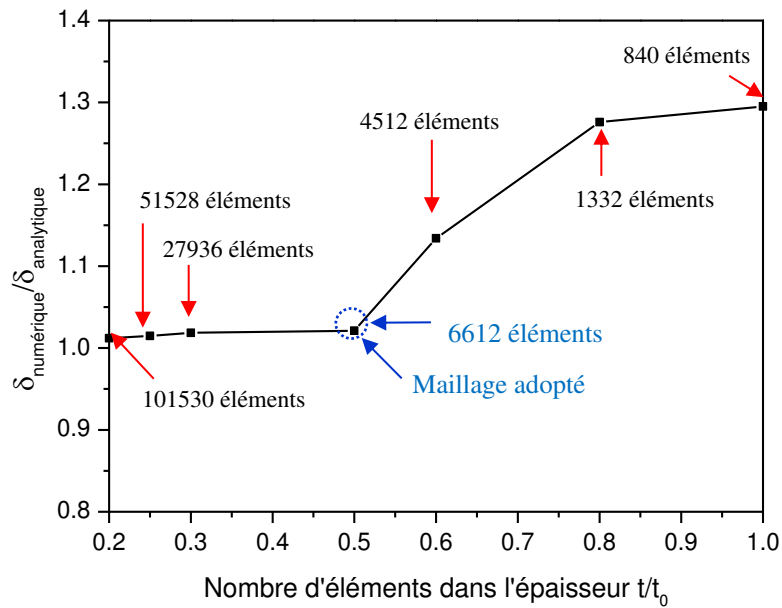


Figure 2.25. Résultats de l'étude paramétrique.

Pour la suite des calculs, on a gardé le même principe de dimensionnement pour les panneaux de coffrage à différentes épaisseurs. Les résultats des simulations en termes de contrainte longitudinale σ_L et du déplacement latéral δ obtenus par ce maillage à 6612 éléments sont donnés sur les figures 2.26. La figure 2.26a montre que la contrainte longitudinale, au pied du coffrage, est d'environ $\sigma_L=0.96\text{MPa}$. Elle est inférieure à celle calculée analytiquement avec une erreur d'environ 33%. Ce résultat peut être amélioré par le choix d'un autre élément fini de discrétisation ou en augmentant le nombre d'éléments finis. La figure 2.26b affiche le déplacement latéral ($\delta_{\text{numérique}}=0.42\text{mm}$) dû à la pression du béton à l'état fluide. Cette valeur de calcul approche avec précision le déplacement analytique ($\delta_{\text{analytique}}=0.412\text{mm}$), ce qui permettra d'adopter ce modèle éléments finis pour le reste des calculs.

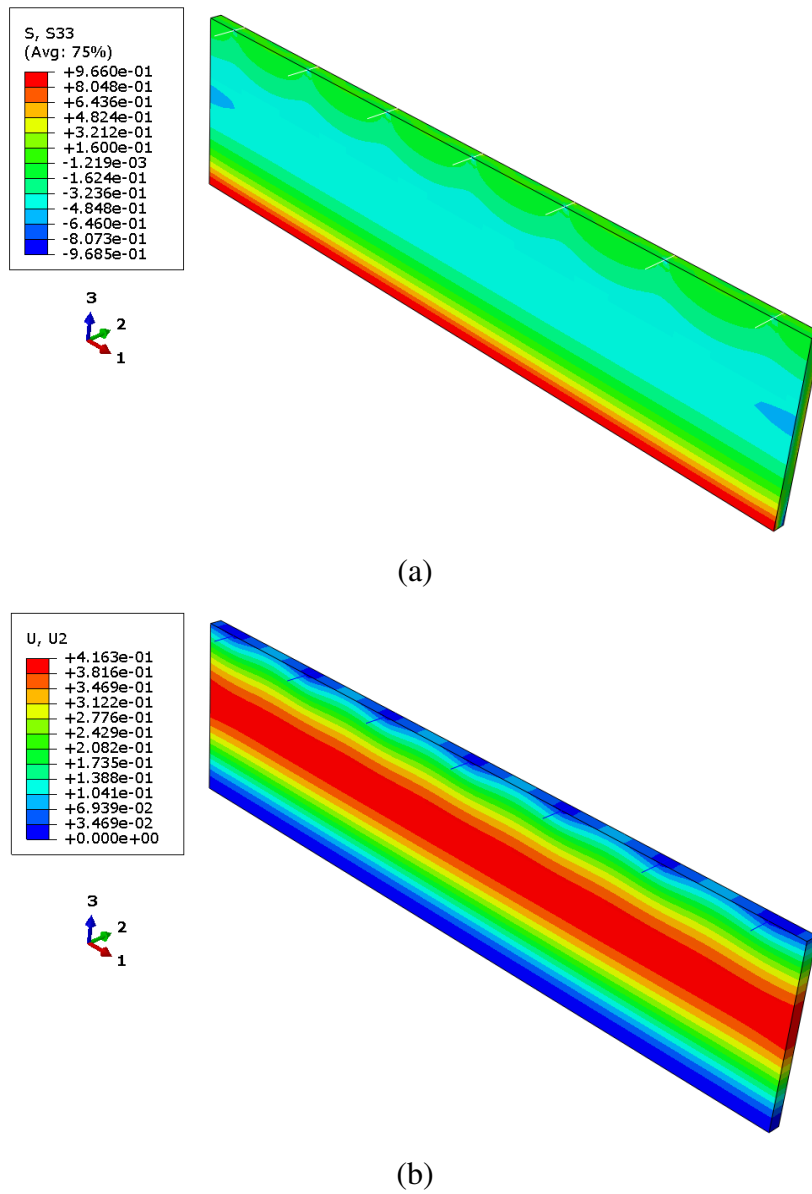


Figure 2.26. Distributions de (a) σ_L et (b) δ pour un seul panneau de coffrage ($e=35\text{mm}$).

2.5.4.3 Système de coffrage à plusieurs panneaux

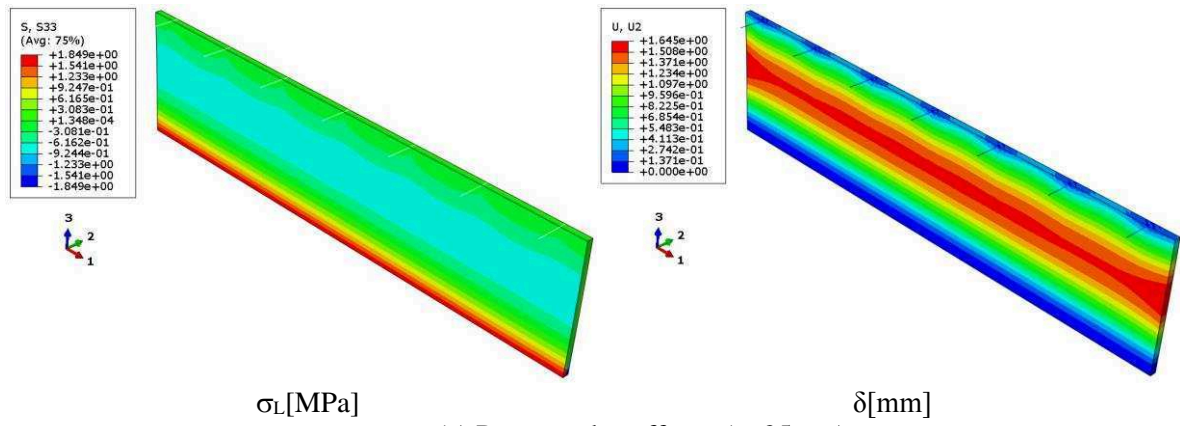
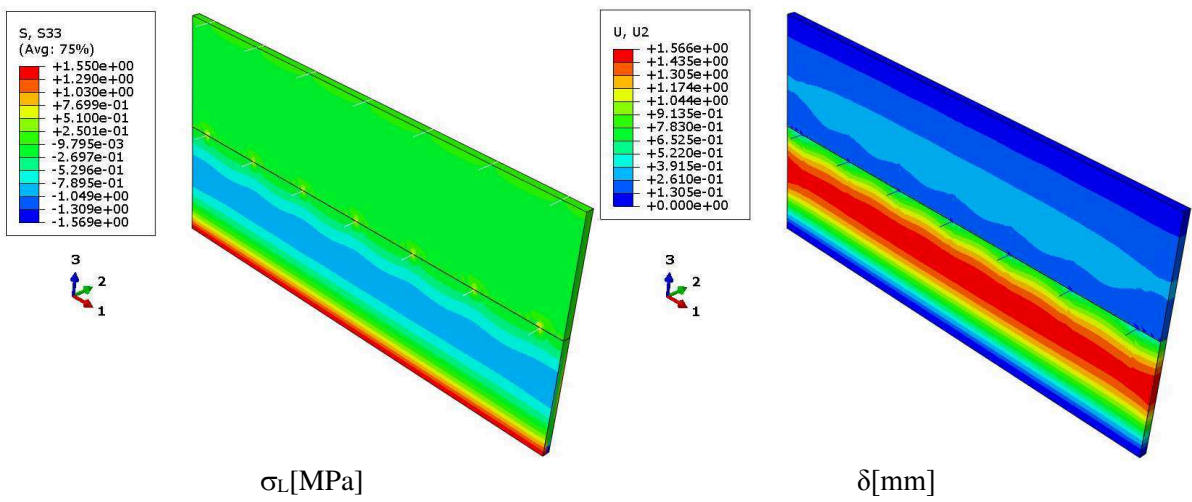
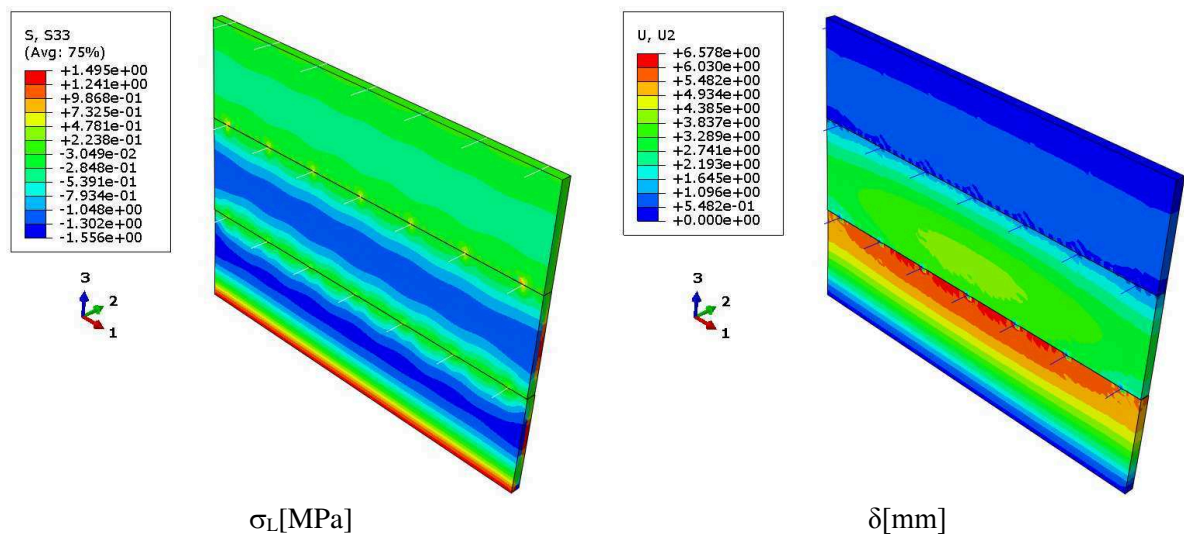
Notons que pour des raisons de sécurité, le coffrage est conçu en amont pour travailler dans le domaine élastique, bien qu'il puisse présenter dans certains cas un comportement inélastique pendant sa conception dans des zones sismiques ou exposées au vent.

Au total, 9 cas ont été étudiés, comme le montre le tableau 2.4. Quatre différentes hauteurs de panneaux de coffrage sont considérées, à savoir 0.5m, 1m, 1.5m et 2m. Les panneaux de coffrage sont formés de trois de différentes épaisseurs 25, 35 et 50 mm, respectivement.

Tableau 2.4. Nombre de systèmes de coffrages analysés.

Cas	H[m]	Nombre de panneaux assemblés	Epaisseur de panneau e[mm]
1-3	0.5	1	25, 35, 50
4-6	1.0	2	25, 35, 50
7-8	1.5	3	35, 50
9	2.0	4	50

Les résultats des simulations en termes de contrainte σ_L et du déplacement latéral δ sont donnés dans les figures 2.27. Seuls les calculs qui vérifient les deux critères énoncés (équations (2.16) et (2.17)) sont représentés. Pour l'ensemble des cas analysés, la valeur maximale de la contrainte σ_L est observée au pied du coffrage, ce qui n'est pas le cas pour le déplacement latéral δ . La valeur δ est maximum dans le premier panneau à partir de la base du coffrage pour une hauteur de coffrage inférieure à $h=1m$ (figures 2.27a et 2.27b). Plus de trois panneaux de coffrage, la position initiale du déplacement maximal se déplace vers le haut (figure 2.27c). Le déplacement latéral présente un indicateur de la capacité du coffrage à conserver la forme et les dimensions conçues pendant la coulée du béton. En outre, la distribution de l'expansion latérale permet la surveillance, le contrôle et l'assurance de la qualité de la stabilité de l'ensemble. Un déplacement latéral supérieur au déplacement admissible (qui ne vérifié pas l'équation (2.17)) peut indiquer un endommagement, une dislocation du matériau composite bois-ciment ou une instabilité du système de coffrage.

(a) Panneau de coffrage ($e=25\text{mm}$)(b) Panneau de coffrage ($e=35\text{mm}$)(c) Panneau de coffrage ($e=50\text{mm}$)**Figure 2.27.** Distributions de σ_L et du δ à différentes hauteurs de coffrage.

Les simulations des différents exemples montrent que l'instabilité du système de coffrage et la rupture surviennent dans la majorité des cas par un déplacement latéral plus important. Pour l'ensemble des simulations, le critère basé sur la vérification de contrainte (équation (2.16)) est tout le temps satisfait.

Pour assurer la résistance et la stabilité de ces systèmes de coffrage à base des matériaux composites bois-ciment, lors de l'opération de coulage, il est conseillé de respecter ces hauteurs d'assemblage admissibles :

- 0.5m pour un panneau d'épaisseur $e=25\text{mm}$;
- 1.0m pour un panneau d'épaisseur $e=35\text{mm}$;
- 1.5m pour un panneau d'épaisseur $e=50\text{mm}$.

2.6 Conclusion

L'analyse mécanique réalisée dans ce chapitre vise à développer deux techniques de caractérisation des panneaux de coffrage bois-ciment utilisés dans la construction. D'une part, il s'agit de contribuer à l'identification des propriétés mécaniques du matériau bois-ciment par des tests mécaniques et d'autre part de développer une procédure numérique dans l'objectif de simuler le comportement flexionnel des panneaux de coffrage.

La démarche adoptée s'organise en quatre étapes principales. La première étape porte sur la caractérisation expérimentale des propriétés mécaniques du matériau bois-ciment. Une campagne expérimentale est réalisée, selon les normes, sur plusieurs éprouvettes d'échelles représentatives en compression simple et en flexion à trois points. Ce type de tests de flexion présente l'avantage d'être simple à mettre en œuvre. De plus, il représente un mode de sollicitation plus courant dans les structures composites. Les résultats des tests sont ensuite analysés et discutés.

La deuxième étape porte sur le choix du modèle numérique. Le modèle choisi est adapté pour analyser le comportement flexionnel des panneaux composites bois-ciment sous chargement statique, et il intègre les trois domaines : l'élasticité, la plasticité et la fissuration. Les aspects théoriques et numériques associés au modèle sont brièvement abordés. Le modèle éléments finis est ensuite appliqué à la simulation des tests de flexion pour prédire leur comportement, le mode de rupture et la zone de l'amorçage des fissures.

La dernière étape porte sur l'analyse de la réponse structurale d'un système de coffrage permanent en bois-ciment, qui suscite des interrogations quant à la sécurité de ce système lors de l'opération de coulage du béton. Ce problème est lié en grande partie à la non-maitrise de sa résistance mécanique et de sa stabilité vis-à-vis de la pression latérale du béton frais. La méthodologie numérique proposée permet d'aider les professionnels du bâtiment dans le choix des paramètres optimums pour une meilleure conception des panneaux de coffrage destinés à la construction.

Références bibliographiques du Chapitre 2

- [1] Abaqus. Finite Element Modelling Programme and Standard User's Manual. V. 6.14. Simulia, 2016.
- [2] ASTM D3501-94. Standard Test Methods for Wood-Based Structural Panels in Compression. (Reapproved 2000).
- [3] ASTM D3043-00. Standard test methods for structural panels in flexure. 2002.
- [4] ASTM D1037-99. Standard test methods for evaluation properties of wood-base fiber and particle panel materials. 1999.
- [5] Li M., Khelifa M., El Ganaoui M. Mechanical characterization of concrete containing wood shavings as aggregates. *Int J Sustainable Built Environ* 2017; 6:587–596.
- [6] Lubliner J., Oliver J., Oller S., Onate E.. A plastic-damage model for concrete. *Int J Solids Struct* 1989; 25: 299-326.
- [7] Lee J., Fenves G.L. Plastic-Damage Model for Cyclic Loading of Concrete Structures *J Eng Mech* 1998; 124 (8): 882-900.
- [8] Drucker and Prager. Soil mechanics and plastic analysis or limit design. *Q Appl Math* 1952;10:157-165.
- [9] Arslan M., Şimşek O., Subaşı S. Effects of formwork surface materials on concrete lateral pressure. *Constr Build Mater* 2005;19:319-325.
- [10] Anthony W.R., Stainer P.J. Concrete high rises offer many cost advantages. *Concrete Construct* 1988;33:452-6.
- [11] Kim G.B., Pilakouta K., Waldron P. Development of Thin FRP Reinforced GFRC Permanent Formwork Systems. *Constr Build Mater* 2008;22:2250-2259.
- [12] Leung K.Y., Cao Q. Development of Pseudo-Ductile Permanent Formwork for Durable Concrete Structures. *Mater Struct* 2010;43: 993-1007.
- [13] Yu C. The Study of Reinforced Pseudo-Ductile Cementitious Composite Permanent Formwork. PhD Thesis, Hong Kong University of Science and Technology, 2014.
- [14] Goyal R., Mukherjee A., Goyal S. An investigation on bond between FRP stay-in-place formwork and concrete. *Constr Build Mater* 2016;113:741-751.
- [15] Huang B.T., Li Q.H., Xu S.L., Li C.F. Development of reinforced ultra-high toughness cementitious composite permanent formwork: Experimental study and Digital Image Correlation analysis. *Compos Struct* 2017;180:892-903.
- [16] Proske T., Khayat K.H., Omran A., Leitzbach O. Form pressure generated by fresh concrete: a review about practice in formwork design. *Mater Struct* 2014;47:1099-1113
- [17] David W.J., Khusroo P.K., James BP. Formwork pressures in tall and thick concrete walls.

- Construct Eng Manage 1984;115(3):444–61.
- [18] Zhang W., Huang J., Li Z., Chun H. An experimental study on the lateral pressure of fresh concrete in formwork. *Constr Build Mater* 2016;111: 450-460.
- [19] ACI 347-04. Guide to Formwork for Concrete. American Concrete Institute, Farmington Hills, 2004.
- [20] CIRIA. Concrete pressure on formwork, Report 108, Construction Industry Research and Information Association, London, 1985.
- [21] DIN 18218. Pressure of Fresh Concrete on Vertical Formwork, Deutsches Institut für Normung, Berlin, 1980.
- [22] CAN/CSA S269.3: Concrete formwork. CSA Group, 1992.
- [23] EN 12812. Falsework – Performance Requirements and General Design, 2008.
- [24] Debard Y. RDM6. Logiciel de calcul des structures en appliquant la Résistance Des Matériaux. Institut Universitaire de Technologie du Mans, 2011.

Chapitre 3. Comportement hygrothermique

3.1 Introduction

La morphologie structurelle du matériau bois-ciment se caractérise par une forte porosité et une faible densité. Ce type de matériau présente ainsi des propriétés hygrothermiques intéressantes : sa faible conductivité thermique lui confère de bonnes capacités d'isolation et sa faible perméabilité au transport d'eau évite le transfert d'humidité dans un milieu poreux. Cependant, il est caractérisé par un comportement thermo-hydrique hystérétique gouverné en humidité et en température qui conditionne l'évolution de ces propriétés. Il est ainsi essentiel de tenir compte des spécificités de ce comportement pour évaluer la réponse hygrothermique dynamique d'une paroi en conditions d'utilisation naturelle. De plus, son utilisation comme un élément de coffrage permanent, du côté extérieur, sur les parois de bâtiments nécessite d'analyser son comportement hygrothermique dans des conditions environnementales à des niveaux de températures moins élevées. La réponse à cette question doit permettre d'aborder de façon optimale les étapes de conception de parois qui intègrent le confort thermo-hydrique et une utilisation rationnelle de l'énergie.

L'objectif de cette étude est d'analyser à l'échelle de la paroi les phénomènes de transferts hygrothermiques en s'appuyant sur les résultats des tests réalisés en ambiance contrôlée afin d'aboutir au développement de modèles numériques de simulation aptes à reproduire les phénomènes de transfert et de transport dans la paroi d'un bâtiment.

Ce chapitre vise à développer deux techniques de caractérisation des panneaux de coffrage bois-ciment. D'une part, il s'agit de contribuer à l'identification des propriétés thermiques et hydriques du matériau bois-ciment sous des conditions environnementales par des tests et d'autre part de développer une procédure numérique afin de simuler le comportement hygrothermique des panneaux composites.

3.2 Transferts couplés de chaleur et d'humidité dans le milieu poreux

3.2.1 Présentation d'un milieu poreux

Un matériau poreux est, un milieu, formé par trois phases distinctes : solide, liquide et gazeuse (figure 3.1). La phase liquide du matériau est constituée de l'eau, celle des gaz de la vapeur d'eau et d'air sec, et du solide. Les deux phases (liquide et gaz) se trouvent toutes dans l'espace poral du milieu.

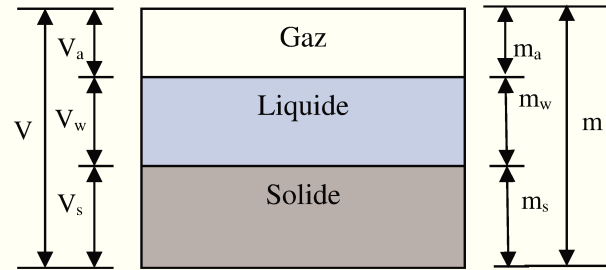


Figure 3.1. Diagramme des phases d'un milieu poreux.

V : volume total [m^3]	m : masse totale [g]
V_a : volume gazeux [m^3]	m_a : masse de gaz [g]
V_w : volume liquide [m^3]	m_w : masse de liquide [g]
V_s : volume solide [m^3]	m_s : masse de solide [g]

Les matériaux bois-ciment sont définis comme des bétons légers avec une structure interne caverneuse. On appelle béton caverneux tout béton à base de granulats normaux (ou légers) dans lequel on a soustrait, en totalité ou en partie, le sable et une partie du liant initialement prévu à l'enrobage du sable [1]. Deux catégories de porosités peuvent être observées dans la matrice du béton de chanvre (figure 3.2). La porosité intra-phase (de type mésoscopique) représente les vides dans le liant (le ciment) et les particules fines du verre et du bois. La porosité inter-granulaire (de nature macroscopique) représente les vides entre les empilements. Les pores sont générés par l'arrangement des particules, lorsque la quantité de liant n'est pas suffisante pour combler complètement les vides.

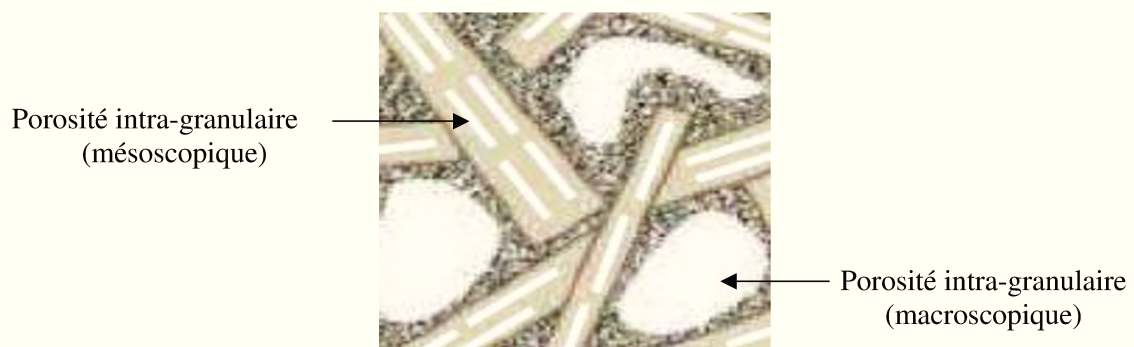


Figure 3.2. Différentes porosités du béton de chanvre [2].

Ces porosités favorisent l'isolation thermique par l'emprisonnement important d'air qui offre un grand pouvoir isolant. Le diamètre de pores permet de classer les matériaux en deux groupes :

Tableau 3.1. Définitions des matériaux hygroscopiques [3].

Matériaux hygroscopiques	Matériaux non-hygroscopiques
Rayon de pores <1000A	Rayon de pores > 1000A
Adsorption et condensation capillaire importante	Adsorption et condensation capillaire faible

3.2.1.1 Grandeurs physiques

Porosité

La porosité ε [%] étant une propriété d'absorption d'un milieu poreux, et elle est définie par le rapport du volume des vides $V_{\text{vide}}[\text{m}^3]$ sur le volume total $V_{\text{total}}[\text{m}^3]$:

$$\varepsilon = \frac{V_{\text{vide}}}{V_{\text{total}}} \quad (3.1)$$

Teneur en eau

La teneur en eau massique du matériau $X[\text{kg}/\text{kg}_s]$ étant une caractéristique qui évolue la quantité d'eau dans un milieu poreux. Elle varie de 0 qui désigne un état d'échantillon sec jusqu'à une valeur 1 qui définit un état de saturation du matériau. Elle se calcule par :

$$X = \frac{m - m_s}{m_s} \quad (3.2)$$

$m[\text{kg}]$ étant la masse totale et $m_s[\text{kg}]$ étant la masse à l'état sec du matériau. La teneur en eau X se décompose en deux parties vapeur X_v et liquide X_l :

$$X = X_v + X_l ; \quad X_v = \frac{m_v}{m_s} = \frac{\rho_v}{\rho_s} \quad \text{et} \quad X_l = \frac{m_l}{m_s} = \frac{\rho_l}{\rho_s} \quad (3.3)$$

$\rho[\text{kg}/\text{m}^3]$ représente la masse volumique. Les indices (v), (l) et (s) représentent la vapeur, le liquide et l'état sec, respectivement.

Humidité relative

L'humidité relative φ étant le rapport entre la pression partielle de vapeur d'eau P_v [Pa] et la pression partielle de vapeur saturante $P_{v,\text{sat}}$ [Pa] à la même température :

$$\varphi = \frac{P_v}{P_{v,\text{sat}}} \quad (3.4)$$

$$P_{v,\text{sat}} = \exp\left(23.5771 - \frac{4042.9}{T - 37.58}\right) \quad (3.5)$$

L'expression de la pression partielle de vapeur saturante $P_{v,\text{sat}}$ est donnée dans [4], et elle est validée pour des températures allant de 0°C à 80°C avec une précision de $\pm 0.15\%$.

La valeur de l'humidité relative ϕ varie de 0% (l'état sec) à 100 % (l'état de saturation). Ce dernier ayant une relation non linéaire avec la teneur en eau. La relation est souvent décrite par la courbe d'isotherme de sorption (figure 3.3).

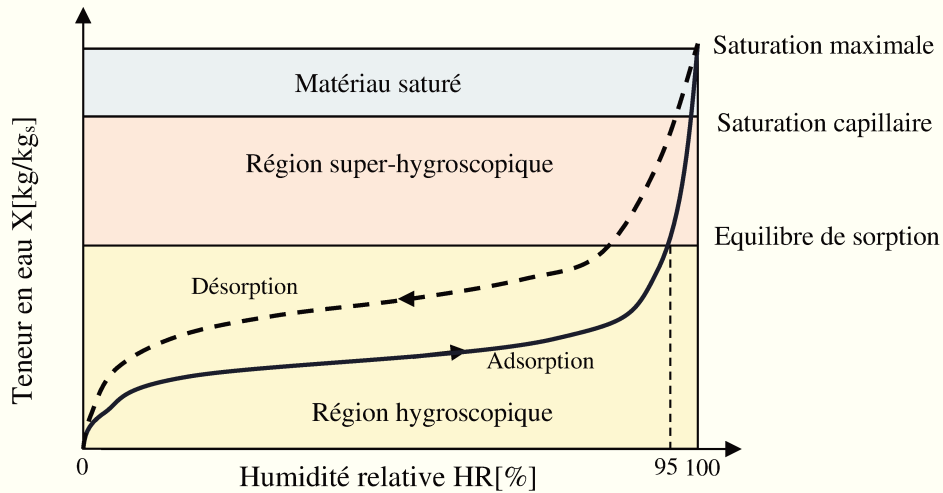


Figure 3.3. Courbe d'isotherme d'adsorption/désorption.

Trois phases peuvent être observées sur la figure 3.3. La région hygroscopique varie de 0 à 95% d'humidité relative, d'où le matériau reste à l'état absorbant. A la fin de ce stade, l'eau dans l'environnement commence à se condenser dans les pores jusqu'à ce que la saturation d'eau capillaire soit atteinte. La saturation maximale est accessible seulement dans la condition sous vide. La capacité de stockage d'humidité d'un matériau poreux est décrite dans la région hygroscopique. La courbe de désorption présente une teneur en eau plus forte que l'adsorption. Ce phénomène est appelé « hystérésis de sorption » qui est lié à la forme de pores.

La relation de l'humidité relative ϕ et la teneur en eau X est exprimée par :

$$\xi = \rho_s \frac{\partial X}{\partial \phi} \quad (3.6)$$

ξ étant la capacité de sorption sans unité et elle est représentée par la pente de la courbe d'isotherme de sorption.

3.2.2 Propriétés hygrothermiques du matériau cimentaire à base des fibres végétales

La conductivité thermique d'un matériau cimentaire constitué des fibres végétales dépend fortement de sa densité (figure 1.1). Les valeurs varient de 0.05 jusqu'à 0.5W/(m.K) dans une gamme de densité allant de 400 à 1200kg/m³ [6–10].

Le coefficient de diffusion hydrique D_w est un paramètre important qui décrit la capacité de diffusion d'humidité. L'évaluation de ce paramètre D_w sur des matériaux similaires a fait l'objet de plusieurs études [10–15]. Pour le cas d'un béton de chanvre, Colinart et al. [10] estiment que la valeur D_w se situe entre 6×10^{-9} et $3 \times 10^{-8} \text{m}^2/\text{s}$. Houngan et al. [11] ont trouvé, pour un matériau composite bois-ciment proche du matériau analysé dans le cadre de cette étude pour lequel le ratio bois/ciment est 1.5, la valeur maximale du coefficient de diffusion de vapeur $D_{v,w}$ ne dépasse pas $2 \times 10^{-9} \text{m}^2/\text{s}$. Bouguerra et al. ont montré que le coefficient de diffusion liquide $D_{l,w}$ du bois-ciment varie de 10^{-10} et $10^{-8} \text{m}^2/\text{s}$ [12]. Selon Chamoin [13], les agrégats n'ont pas d'impact sur la diffusion massique. La figure 3.4 illustre l'évolution de coefficient de diffusion massique du béton de chanvre en fonction de la teneur en eau. De Vrie [16] donne une explication détaillée des trois phénomènes observés sur les différentes courbes des coefficients de diffusion représentées sur la figure 3.4 :

- Pour la teneur en eau faible ($X_{cr}=0.058 \text{kg}/\text{kg}_s$, axe limite représenté en pointillé sur la figure 3.4), le transfert d'humidité se fait uniquement par le coefficient de la diffusion de la vapeur ($D_{v,w}$). La phase condensée se présente sous forme adsorbée ou dans des îlots capillaires ;
- Au-delà de cette valeur critique ($X_{cr}=0.058 \text{kg}/\text{kg}_s$), la section de passage du flux de vapeur diminue et la vapeur se diffuse par un mécanisme de condensation-évaporation aux interfaces liquide-vapeur. L'eau sous forme liquide se diffuse ainsi à la surface des pores ;
- Pour des teneurs en eau plus élevées, le transfert en phase liquide devient prédominant et le coefficient de diffusion liquide $D_{l,w}$ isotherme augmente très rapidement.

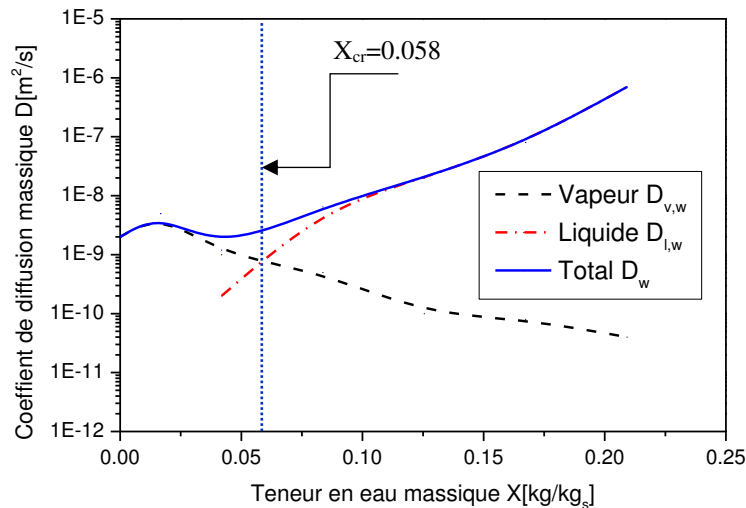


Figure 3.4. Coefficient de diffusion massique du béton de chanvre [15].

3.2.3 Modélisation des transferts hygrothermiques dans un bâtiment

3.2.3.1 Mécanismes de transfert

Le transfert d'humidité au sein d'un matériau est régi par le transport diffusif d'eau sous forme liquide et vapeur. Le mécanisme de transfert est différent pour les deux cas. L'eau liquide peut être transportée sous l'effet d'un gradient de pression capillaire et l'écoulement. La diffusion de la vapeur d'eau se déplace sous l'effet d'un gradient de la pression partielle de vapeur.

Le transfert thermique dans un matériau poreux est assuré par les différents : la conduction (gradient de température), la convection (circulation d'air), le rayonnement (ondes électromagnétiques) et le changement de phase (évaporation-condensation) [17–19].

3.2.3.2 Différents modèles des transferts couplés de chaleur et d'humidité

Pour décrire les transferts couplés de chaleur et d'humidité dans un milieu poreux, plusieurs modèles sont proposés dans la littérature [20–25]. La modélisation des transferts de chaleur et d'humidité, développée dans cette étude, est basée sur une approche phénoménologique proposée par Luikov dans [20]. Le milieu poreux est supposé comme un milieu homogène. Les bilans énergétiques et massiques sont exprimés à l'aide des quantités mesurables (température, humidité relative, teneur en eau...).

Le modèle des transferts couplés de chaleur et d'humidité de Philip et De Vries [21] est représenté par les équations suivantes :

$$\begin{cases} \frac{\partial \theta}{\partial t} = \rho_l \nabla (D_\theta \nabla \theta + D_T \nabla T) + \nabla k_l \\ \rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla (\lambda \nabla T) + L_v \nabla (D_\theta \nabla \theta) \end{cases} \quad (3.7)$$

θ [m³/m³] désigne la teneur en eau volumique ; ρ_l [kg/m³] est la masse volumique du liquide ; H [J/m³] désigne l'enthalpie totale du matériau ; D_θ [m²/s] est le coefficient de diffusion massique isotherme ; D_T [kg/(m.s.K)] est le coefficient de diffusion massique non-isotherme ; k_l [m/s] étant la conductivité hydraulique ; et t [s] représente le temps.

Le modèle de Rode [23] considère que la pression partielle de la vapeur P_v [Pa] et la pression capillaire P_c [Pa] dans l'équation de transfert d'humidité sont fonctions de l'humidité relative et la température. Il se traduit par :

$$\begin{cases} \rho \frac{\partial X}{\partial t} = \nabla (\delta_p \nabla P_v) + \nabla (K_l \nabla P_c) \\ \rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla (\lambda \nabla T) + L_v (\delta_p \nabla P_v) \end{cases} \quad (3.8)$$

δ_p [kg/(m.s.Pa)] représente la perméabilité à la vapeur d'eau ; K_l [kg/(m.s.Pa)] étant la perméabilité à l'eau liquide ; P_v [Pa] représente la pression partielle de la vapeur ; P_c [Pa] désigne la pression capillaire ; L_v [J/kg] étant la chaleur latente de vaporisation ; ρ [kg/m³] est la masse volumique ; c_p [J/(kg.K)] est la chaleur spécifique ; T [K] est la température et λ [W/(m.K)] est la conductivité thermique.

Le modèle de Kunzel [24] considère l'humidité relative ϕ et la température T [K] sont des variables d'état :

$$\begin{cases} \frac{\partial w}{\partial \phi} \frac{\partial \phi}{\partial t} = \nabla (D_\phi \nabla X_v) + \delta_p \nabla (\phi P_{v,sat}) \\ \frac{\partial H}{\partial t} \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla (\lambda \nabla T) + L_v \nabla (\delta_p \nabla (\phi P_{v,sat})) \end{cases} \quad (3.9)$$

w [kg/m³] est la teneur en eau volumique ; D_ϕ [kg/(m.s)] est le coefficient de conduction liquide ; $P_{v,sat}$ [Pa] est la pression partielle de vapeur saturante ; L_v [J/kg] étant la chaleur latente de vaporisation.

3.2.3.3 Conditions aux limites d'une paroi du bâtiment

Les transferts de l'humidité et de la chaleur dans la paroi d'un bâtiment dépendent des conditions aux limites du problème. Les surfaces externes des parois poreuses sont directement exposées au rayonnement solaire, à la pluie ou aux phénomènes de convection mixte, naturelle forcée dû au vent, la variation de la température et d'humidité relative d'air ambiant. Les surfaces internes sont sollicitées par le rayonnement dû au système de ventilation, par la convection due à la circulation de l'air ou par la variation de la température et d'humidité relative d'air. Les conditions aux limites et les phénomènes des transferts de l'humidité et de la chaleur dans une paroi de bâtiment sont illustrés schématiquement sur la figure 3.5.

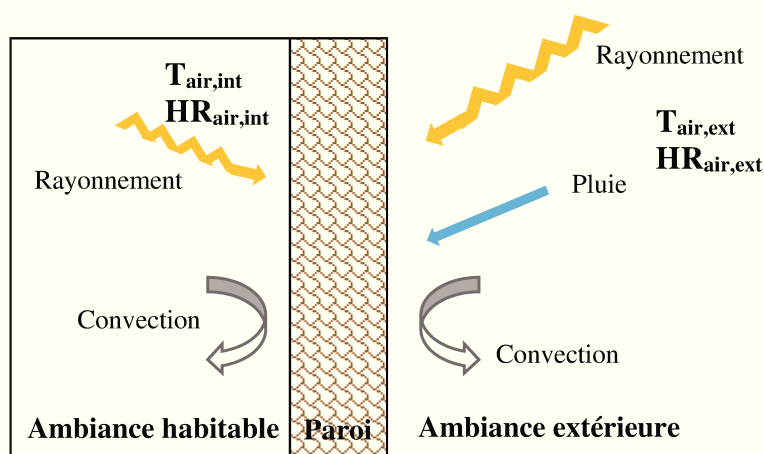


Figure 3.5. Conditions aux limites extérieures et intérieures d'une paroi du bâtiment.

3.3 Détermination des propriétés thermo-hydriques

3.3.1 Détermination de la conductivité thermique

La conductivité thermique λ a été mesurée par la technique du disque chaud selon la norme ISO 22007-2: 2015 [25], basée sur de la théorie de la source plane en régime transitoire [26–28]. Le dispositif expérimental appelé Hot Disk[®], présenté sur la figure 3.6a, permet de mesurer la conductivité thermique λ et la diffusivité thermique du matériau avec une précision inférieure à 5%.

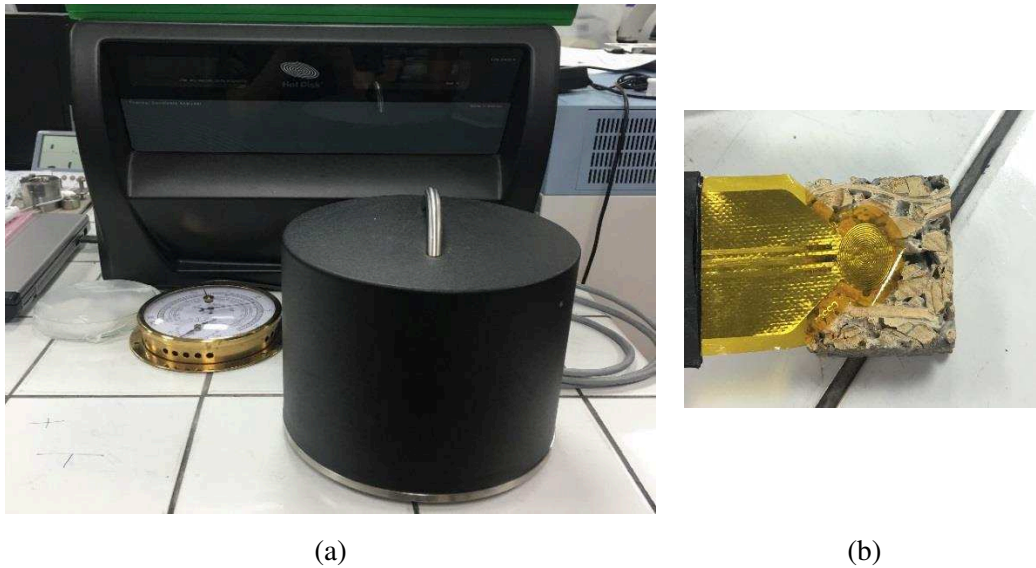


Figure 3.6. Test Hot Disk : (a) Dispositif et (b) Sonde.

Dans l'étape de séchage, les échantillons sont préconditionnés à une température $T=60^{\circ}\text{C}$. Ensuite, les échantillons sont placés dans une enceinte climatique à une température ambiante de 23°C avec une humidité relative contrôlée jusqu'à l'obtention d'un état d'équilibre. Les échantillons sont de dimensions identiques $30 \times 18 \times 35 \text{mm}^3$. Une sonde est placée entre deux échantillons solides identiques (figure 3.6b). Il s'agit d'imposer une puissance constante pendant une période de temps afin de définir l'échantillon initialement isotherme et à suivre la variation de température de l'échantillon en tant qu'un thermomètre résistif. La mesure de la conductivité thermique λ à différents points en fonction de l'humidité relative est donnée sur la figure 3.7.

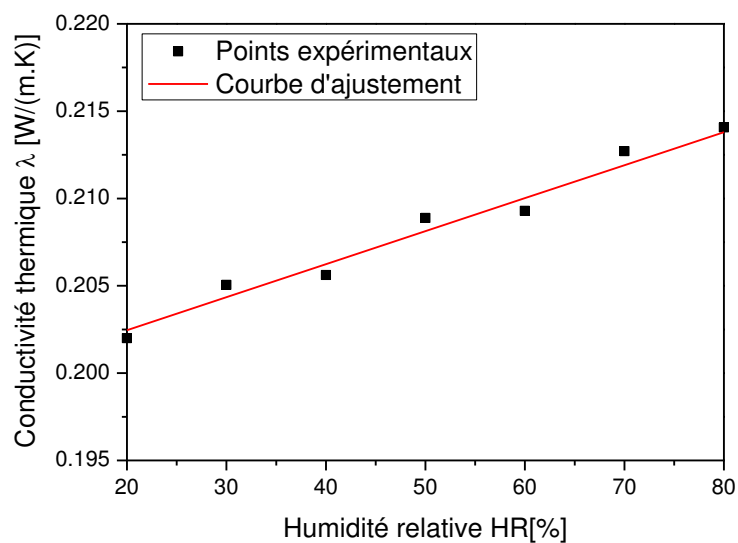


Figure 3.7. Evolution de la conductivité thermique en fonction de l'humidité relative ($T=23^{\circ}\text{C}$).

À température ambiante, la figure 3.7 montre que la valeur de λ augmente légèrement avec l'humidité relative. Les points expérimentaux montrent que la variation de λ suit une relation quasiment linéaire avec les différentes valeurs des humidités relatives. L'équation d'ajustement calculée à partir de ces points mesurés est :

$$\lambda = 0.0195\varphi + 0.1983 \quad (3.10)$$

La corrélation R^2 est de 0.924. L'équation (3.10) de conductivité λ en fonction de l'humidité relative φ est l'expression utilisée dans les simulations.

Une autre méthode de mesure de la conductivité thermique λ , utilisant la technique de la plaque chaude, est présentée en détail dans l'Annexe A.

3.3.2 Détermination de l'isotherme de sorption

Une méthode gravimétrique est appliquée pour la mesure de l'isotherme de sorption selon la norme ISO12571-2000 [29]. Le principe de cette mesure consiste à suivre l'évolution de la masse en fonction de l'humidité relative. Au préalable, les échantillons sont séchés à $T=60\text{ °C}$ dans une étuve selon la norme ASTM C1498-01 [30]. Ensuite, ils sont placés dans une enceinte climatique avec une humidité relative conditionnée et une température contrôlée à 23 °C . Les échantillons ont été pesés à des intervalles de temps réguliers jusqu'à l'obtention d'un état d'équilibre. Autrement dit, la progression successive de la masse à un intervalle de temps et la différence est moins de 0.1%. Connaissant sa masse à l'état humide permet de déterminer sa teneur en eau X et de déduire sa masse à l'état sec. Les points expérimentaux de la teneur en eau X et des humidités relatives φ permettent de tracer la courbe d'isotherme de sorption (figure 3.8). Notons que l'équilibre de masse peut atteindre plusieurs semaines à cause de la faible perméabilité d'eau de l'échantillon. Les essais ont été réalisés sur six échantillons pour sept niveaux d'humidité relative : 20%, 30%, 40%, 50%, 60%, 70% et 80%. Les résultats expérimentaux sont illustrés sur la figure 3.8. L'écart à chaque niveau d'humidité relative est probablement dû aux différentes tailles de pores.

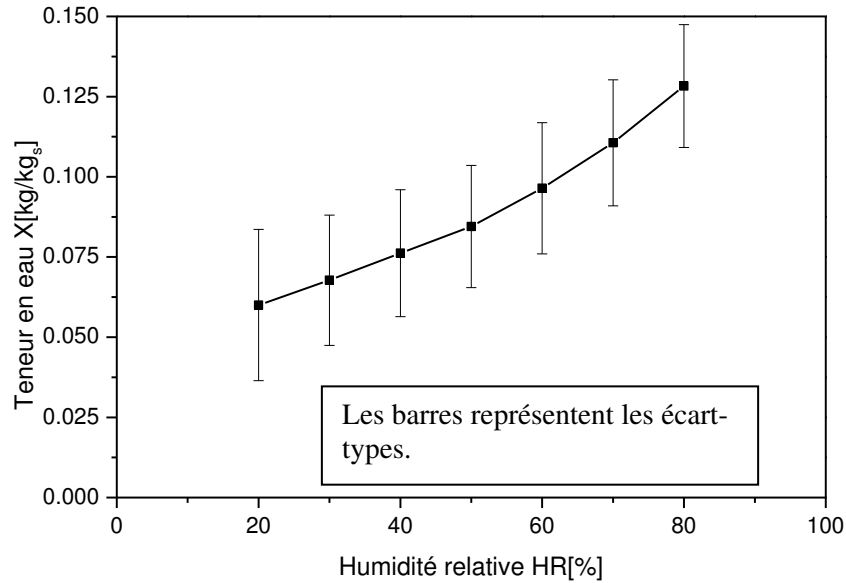


Figure 3.8. Courbe d'isotherme de sorption à T=23°C.

Les modèles mathématiques des isothermes de sorption les plus utilisés dans la littérature sont récapitulés dans le tableau 3.1. Le modèle GAB montre une prédiction plus précise (figure 3.9). Ce modèle est appliqué par plusieurs auteurs [13, 19, 31] sur des matériaux de construction bio-sourcés. Ce modèle GAB est également retenu dans notre étude pour la prise en compte de la variation de la teneur en eau X du matériau composite bois-ciment. Les paramètres d'entrée (X_G , C_G et K) nécessaires au calcul de X (tableau 3.1) sont calculés par le Solveur Excel et les valeurs moyennes obtenues par comparaison à l'expérience sont données dans la figure 3.9.

Tableau 3.1. Différents modèles de modélisation des courbes de l'isotherme d'adsorption pour les matériaux de construction.

Modèle	Equation de sorption	Gamme d'application (humidité relative)	Réf
BET	$X = \frac{X_B C_B \varphi}{(1 - \varphi)(1 + (C_B - 1)\varphi)}$	< 45 %	[32]
GAB	$X = \frac{X_G C_G K \cdot \varphi}{(1 - K \cdot \varphi)(1 + (C_G - 1)K \cdot \varphi)}$	< 95 %	[33–35]
Hansen	$X = X_H \left(1 - \frac{\ln \varphi}{C_H}\right)^{-1/n}$	20 % - 98 %	[36]
Künzel	$X = X_K \frac{(C_K - 1)\varphi}{C_K - \varphi}$	10 % - 95 %	[23]

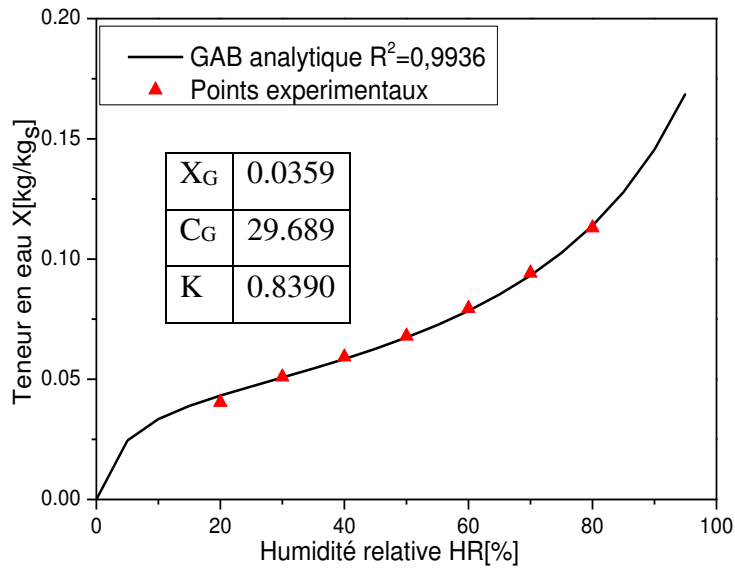


Figure 3.9. Courbe d'isotherme de sorption : résultats expérimentaux et modèle GAB.

3.3.3 Détermination du taux de gonflement

L'essai de gonflement est nécessaire pour les panneaux constitués des fibres de bois afin d'évaluer la quantité maximale de l'eau absorbée par les échantillons. Il consiste à immerger dans un seau rempli d'eau une éprouvette de chaque panneau dont la masse et l'épaisseur sont déterminées avant immersion. On relève ensuite la masse et l'épaisseur de ces éprouvettes après un temps de 2 heures et 24 heures d'immersion. Les tests de gonflement sont réalisés selon les indications de la norme BS EN 317-1993 [37] permettent d'estimer le taux d'absorption d'eau (TA) et le taux de gonflement en épaisseur (TS) des panneaux bois-ciment par les expressions suivantes :

$$TS = \frac{e_0 - e_i}{e_0} \quad (3.11)$$

$$TA = \frac{m_0 - m_i}{m_0} \quad (3.12)$$

e_0 [mm] et e_i sont respectivement les épaisseurs de l'éprouvette avant et après immersion ; m_0 [g] et m_i sont la masse de l'éprouvette avant et après immersion. Les valeurs moyennes des TS et TA des panneaux testés sont regroupées dans le tableau 3.2.

Tableau 3.2. Récapitulatif des résultats des essais de gonflement.

Spécimen	TS [%]		TA [%]	
	2H	24H	2H	24H
Moyenne	1,32	1,65	8,34	29,27
Ecart type	0,86	0,91	3,41	4,54

Le tableau 3.2 montre que la valeur de taux d'absorption TA d'eau est inférieure à 30% ; ce qui justifié la possibilité d'utiliser ce type de panneau dans des milieux sec et humide.

3.4 Modélisation des transferts de chaleur et d'humidité dans la paroi

3.4.1 Hypothèses du modèle

La modélisation des transferts couplés de l'humidité et de la chaleur dans un milieu poreux repose sur les hypothèses suivantes :

- le modèle mathématique suppose que le milieu est homogène ;
- le système est en équilibre thermodynamique ;
- la phase liquide est incompressible ($\rho_l = \text{constante}$) ;
- la phase gazeuse est un fluide parfait incompressible (gaz parfait) ;
- la solidification de l'eau liquide est négligeable ($T > 0^\circ\text{C}$: température positive) ;
- le transfert radiatif à l'intérieur du matériau est négligé ;
- Pas d'effet de la gravité.

3.4.2 Mécanismes de transfert d'un milieu poreux

3.4.2.1 Transferts de masse

Le phénomène de transfert de masse dans le milieu poreux est complexe. Il est décrit par la loi de Fick. Dans notre étude, le transfert de masse s'effectue uniquement dans les deux phases gazeuse et liquide.

(1). Transfert d'eau liquide

L'eau liquide se déplace dans le milieu poreux sous l'effet de gradients de la pression du liquide capillaire et par écoulement. La densité de flux d'eau liquide s'écrit g_l [kg/(m².s)]:

$$g_l = K_l \nabla P_c \quad (\text{Loi de Fick}) \quad (3.13)$$

$$P_c = -\rho_l \frac{R}{M_w} T \ln(\varphi) \quad (\text{Loi de Kelvin}) \quad (3.14)$$

K_l [kg/(m.s.Pa)] étant la perméabilité de l'eau liquide du matériau (difficile à calculer expérimentalement) ; P_c [Pa] étant la pression capillaire ; $R=8.314$ J/(mol.K) représente la constante des gaz parfaits ; $M_w=0.018$ kg/mol est la masse molaire de la vapeur d'eau et $\rho_l=1000$ kg/m³ étant la masse volumique de l'eau liquide.

L'équation (3.13) peut être s'exprimée en termes des coefficients de diffusion [15, 38-39] :

$$g_l = -D_{l,w} \nabla w - D_{l,T} \nabla T \quad (3.15)$$

w [kg/m³] représente la teneur en eau volumique ; $D_{l,w}$ [m²/s] est le coefficient de diffusion de l'eau liquide et $D_{l,T}$ [m²/s] est le coefficient de thermo-diffusion, respectivement. En réalité, la mode de transport en thermo-diffusion ne contribue qu'à une différence moins de 0.05% au transport total de vapeur [39]. Dans la suite des calculs, la teneur en eau volumique n'est pas prise en compte ($D_{v,T} = 0$). L'équation (3.15) se réduit à l'expression suivante :

$$g_l = -D_{l,w} \nabla w = -D_{l,w} \left(\rho_s \frac{\partial X}{\partial \varphi} \right) \nabla \varphi = -D_{l,\varphi} \nabla \varphi \quad (3.16)$$

$D_{l,\varphi}$ [kg/(m.s)] est le coefficient de conductivité de l'eau liquide.

(2). Transfert de vapeur d'eau

En supposant que l'air humide est un gaz parfait, la densité de flux de vapeur d'eau g_v [kg/(m².s)] dans l'air en condition isotherme s'exprime par :

$$g_v = -\delta_{p,a} \nabla P_v \quad (\text{Loi de Fick}) \quad (3.17)$$

$$\delta_{p,a} = 2.31 \times 10^{-5} \frac{M_w}{RT} \left(\frac{T}{273.15} \right)^{1.81} \quad (3.18)$$

P_v [Pa] représente la pression partielle de la vapeur d'eau ; $\delta_{p,a}$ [kg/(m.s.Pa)] étant la perméabilité à la vapeur de l'air ; T [K] étant la température. Pour $T=296.15$ K, $\delta_{p,a}=1.9 \times 10^{-10}$ kg/(m.s.Pa).

L'expression du flux de vapeur g_v dans le matériau est donc s'écrite :

$$g_v = -\frac{\delta_{p,a}}{\mu} \nabla P_v = -\delta_p \nabla P_v \quad (3.19)$$

δ_p [kg/(m.s.Pa)] étant la perméabilité à la vapeur du matériau ; μ est un facteur de résistance à la diffusion du matériau adimensionnel (il s'applique au matériau qui contient des pores de petite taille) ; P_v [Pa] représente la pression partielle de la vapeur d'eau (exprimée par l'équation (3.4)).

L'expression du flux diffusif de vapeur g_v peut être réécrite comme :

$$g_v = -\delta_p \nabla(\varphi P_{v,sat}) = -D_{v,\varphi} \nabla \varphi - D_{v,T} \nabla T \quad (3.20)$$

$$D_{v,T} = 0 \Rightarrow g_v = -D_{v,\varphi} \nabla \varphi = -D_{v,w} \left(\rho_s \frac{\partial X}{\partial \varphi} \right) \nabla \varphi \quad (3.21)$$

$D_{v,\varphi}$ [kg/(m.s)] étant le coefficient de diffusion de vapeur ; $D_{v,T}$ [kg/(m.s.K)] désigne le coefficient de thermo-diffusion ; $P_{v,sat}$ [Pa] représente la pression de vapeur saturante.

3.4.2.2 Transferts de chaleur

Dans un milieu poreux, le transfert de chaleur se produit par l'un ou la combinaison des mécanismes suivants : la conduction, la convection, le rayonnement et le changement de phase. Dans notre étude, le rayonnement interne dans les pores et le transfert radiatif sont considérés négligeables. Cette approximation est justifiée par le fait que le rayonnement n'affecte pas l'évolution de la température dans les parois de bâtiment [38].

(1). Transfert par conduction

En appliquant la loi de Fourier, la densité de flux de chaleur q_{cond} [W/m²] traduite par la conduction thermique dans un milieu homogène s'écrit :

$$q_{cond} = -\lambda \nabla T \quad (3.22)$$

λ [W/(m.K)] étant la conductivité thermique du milieu homogène et T [°C] étant la température.

(2). Transfert par convection

L'enthalpie est une notion permettant de quantifier la chaleur pendant la transformation isobare d'un système thermodynamique. Les phénomènes de condensation et d'évaporation au sein du matériau sont liés à la circulation de vapeur d'eau qui se traduit par la convection.

La densité de flux convectif $q_{\text{conv}}[\text{W}/\text{m}^2]$ s'exprime par :

$$q_{\text{conv}} = g_l c_{p,l}(T - T_{\text{ref}}) + g_v c_{p,v}(T - T_{\text{ref}}) \quad (3.23)$$

g_l et $g_v[\text{kg}/(\text{m}^2.\text{s})]$ sont de densité de flux d'eau liquide et de vapeur, respectivement ; $T_{\text{ref}}=273.15\text{K}$ étant la température de référence, $c_{p,l}$ et $c_{p,v}[\text{J}/(\text{kg}.\text{K})]$ représentent la chaleur spécifique du liquide et de vapeur.

(3). Transfert par changement de phase

La densité de flux induit par le changement de phase $q_{\text{lat}}[\text{W}/\text{m}^2]$ s'exprime par :

$$q_{\text{lat}} = g_v L_v \quad (3.24)$$

$L_v=2.5 \times 10^6 \text{J}/\text{kg}$ étant la chaleur latente de vaporisation à la température de référence $T_{\text{ref}}=273.15\text{K}$.

3.4.3 Modèle des transferts couplés de chaleur et de masse

3.4.3.1 Conservation de masse

Les équations de conservation de la masse se compose les deux phases suivantes :

$$\frac{\partial \rho_v}{\partial t} + \nabla(g_v) = K_v \quad (\text{Phase : Vapeur d'eau}) \quad (3.25)$$

$$\frac{\partial \rho_l}{\partial t} + \nabla(g_l) = -K_v \quad (\text{Phase : Eau liquide}) \quad (3.26)$$

$\rho_v[\text{kg}/\text{m}^3]$ et ρ_l représentent la masse volumique de vapeur et de l'eau liquide, respectivement ; K_v étant le taux de changement de phase durant l'évaporation et la condensation sans unité ; g_l et $g_v[\text{kg}/(\text{m}^2.\text{s})]$ sont des densité de flux d'eau liquide et de vapeur, respectivement.

En additionnant les deux équations (3.25) et (3.26), l'expression de la conservation de masse devient alors :

$$\rho_s \frac{\partial X}{\partial t} + \nabla(g_v + g_l) = 0 ; X = \frac{\rho_l + \rho_v}{\rho_s} \quad (3.27)$$

$$\xi = \rho_s \frac{\partial X}{\partial \varphi} \Rightarrow \xi \frac{\partial \varphi}{\partial t} - \nabla((D_{l,\varphi} + D_{v,\varphi}) \nabla \varphi) = 0 \quad (3.28)$$

$X[\text{kg}/\text{kg}_s]$ désigne la teneur en eau massique sous différents états ; ξ étant la capacité de sorption ; $D_{l,\varphi}$ et $D_{v,\varphi}[\text{kg}/(\text{m}.\text{s})]$ sont le coefficient de diffusion de liquide et de vapeur, respectivement.

3.4.3.2 Conservation d'énergie

Basant sur l'hypothèse d'un équilibre thermodynamique local entre les différentes phases d'un milieu poreux, l'équation de la conservation d'énergie s'exprime par :

$$\frac{\partial H_T}{\partial t} + \nabla(q_{\text{cond}} + q_{\text{conv}} + q_{\text{lat}}) = 0 \quad (3.29)$$

L'enthalpie volumique totale $H_T[\text{J}/\text{m}^3]$ liée aux différentes phases du milieu se décompose comme suit :

$$H = H_s + H_l + H_v \quad (3.30)$$

avec :

$$H_s = \rho_s c_{p,s} (T - T_{\text{ref}}) \quad (s : \text{solide}) \quad (3.31)$$

$$H_l = \rho_l c_{p,l} (T - T_{\text{ref}}) \quad (l : \text{liquide}) \quad (3.32)$$

$$H_v = \rho_v (c_{p,v} (T - T_{\text{ref}}) + L_v) \quad (v : \text{vapeur}) \quad (3.33)$$

En substituant les équations (3.31), (3.32) et (3.33), dans l'équation (3.30), on arrive à :

$$H_T = \rho_s c_{p,s} (T - T_{\text{ref}}) + \rho_l c_{p,l} (T - T_{\text{ref}}) + \rho_v (c_{p,v} (T - T_{\text{ref}}) + L_v) \quad (3.34)$$

L'équation (3.29) peut s'écrire sous la forme suivante :

$$\frac{\partial H_T}{\partial t} + \nabla(-\lambda \nabla T - D_{l,\varphi} c_{p,l} (T - T_{\text{ref}}) \nabla \varphi - D_{v,\varphi} c_{p,v} (T - T_{\text{ref}}) \nabla \varphi) = 0 \quad (3.35)$$

3.4.3.3 Bilan des transferts d'humidité et de chaleur

Le bilan des équations des transferts d'humidité et de la chaleur s'exprime par les relations suivantes :

Transfert d'humidité :

$$\xi \frac{\partial \varphi}{\partial t} - \nabla((D_{l,\varphi} + D_{v,\varphi}) \nabla \varphi) = 0 \quad (3.36)$$

Transfert de chaleur :

$$\rho_s c_{p,m} \frac{\partial T}{\partial t} + \nabla(-\lambda \nabla T) + \left(c_{p,l} (T - T_{\text{ref}}) \frac{\partial \rho_l}{\partial t} + (c_{p,v} (T - T_{\text{ref}}) + L_v) \frac{\partial \rho_v}{\partial t} \right) - \nabla(-D_{l,\varphi} c_{p,l} (T - T_{\text{ref}}) \nabla \varphi - D_{v,\varphi} \nabla \varphi (c_{p,v} (T - T_{\text{ref}}) + L_v)) = 0 \quad (3.37)$$

avec : $c_{p,m} = c_{p,s} + \frac{\rho_v}{\rho_s} c_{p,v} + \frac{\rho_l}{\rho_s} c_{p,l}$ [J/kg] étant la chaleur spécifique du matériau.

3.4.3.4 Conditions aux limites

Le modèle proposé prend en compte les échanges de convection et de masse entre les facettes extérieure, intérieure et l'interface. Le rayonnement et l'effet d'absorption de la pluie sont négligés (figure 3.10).

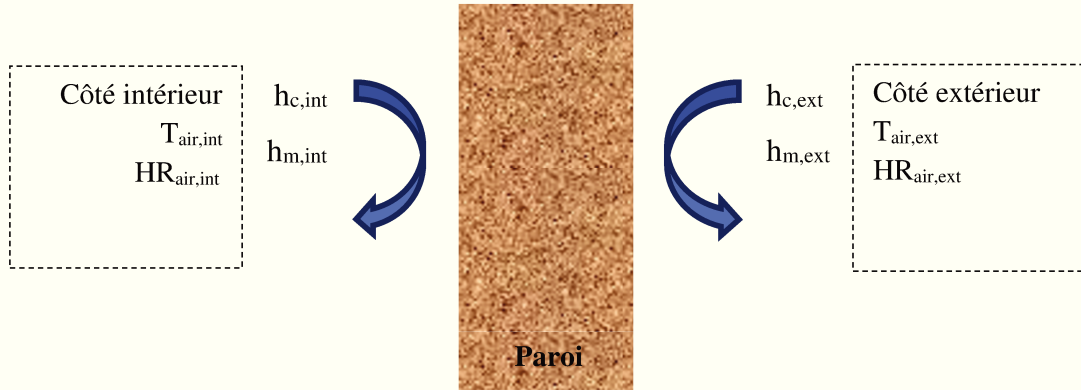


Figure 3.10. Schéma des transferts thermiques et massiques aux surfaces de la paroi.

Les flux de masse g_e [kg/(m².s)] à l'extérieur (e) et g_i à l'intérieur (i) s'écrivent:

$$g_e = -\beta_{m,e} (P_v - P_{v,surf,e}) \quad (\text{Côté extérieur}) \quad (3.38)$$

$$g_i = -\beta_{m,i} (P_v - P_{v,surf,i}) \quad (\text{Côté intérieur}) \quad (3.39)$$

avec : $\beta_m = 7.7 \times 10^{-9} h_c$

β_m [kg/(Pa.m².s)] étant le coefficient d'échange massique; P_v [Pa] est la pression de vapeur d'eau ; $P_{v,surf}$ [Pa] est la pression de vapeur d'eau à la surface de la paroi ; h_c [W/(m².K)] étant le coefficient de convection thermique.

Les flux de chaleur de convection sur chaque côté de la paroi se calculent par :

$$q_e = -h_{surf,e} (T - T_{surf,e}) + (L_v + c_{p,v} (T - T_{ref})) g_e \quad (\text{Côté extérieur}) \quad (3.40)$$

$$q_i = -h_{surf,i} (T - T_{surf,i}) + (L_v + c_{p,v} (T - T_{ref})) g_i \quad (\text{Côté intérieur}) \quad (3.41)$$

avec : $h_{surf,i} = h_c + h_r$

h_{surf} [W/(m².K)] étant le coefficient d'échange thermique, lequel incluant la convection et la radiation ; h_c [W/(m².K)] étant le coefficient de rayonnement thermique s'écrit :

$$h_r = 4\varepsilon_{emis} \sigma_{boltz} \left(\frac{T_{air} - T_0}{2} \right)^3 . \quad \varepsilon_{emis} \text{ est l'émissivité du matériau ; } \sigma_{boltz} [\text{W}/(\text{m}^2.\text{K}^4)] \text{ étant une constante de}$$

Stefan-Boltzmann, d'où $\sigma_{boltz} = 5.67 \cdot 10^{-8} \text{W}/(\text{m}^2.\text{K}^4)$.

3.4.4 Implémentation numérique

Les équations de transferts de chaleur et d'humidité décrites par les équations (3.36) et (3.37) sont implémentées dans le logiciel Comsol Multiphysics® [40] via l'interface EDP (Equations Différentielles partielles). Cette interface permet aux utilisateurs d'introduire des équations constitutives avec plusieurs variables et de résoudre les problèmes multi-physiques couplés par la méthode des éléments finis. L'équation constitutive dans l'interface est :

$$e_a \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} + d_a \frac{\partial u}{\partial t} + \nabla(\Gamma) = f \quad (3.42)$$

u étant l'inconnue du problème (une variable d'état) ; e_a , d_a , Γ et f sont des paramètres à définir par l'utilisateur.

Les conditions aux limites à l'interface s'expriment par :

$$-n \cdot \Gamma = g \quad (3.43)$$

Dans notre cas d'étude, le paramètre g représente le flux de chaleur et de masse calculé par les équations (3.38-3.41).

3.4.5 Validation du modèle numérique

Le modèle numérique est appliqué à la simulation des cas tests disponibles dans la littérature [41-42].

3.4.5.1 Simulation d'une paroi homogène monocouche

Dans ce cas de test, un séchage isotherme est effectué dans une couche de paroi de 20cm d'épaisseur [41] (figure 3.11). La température T_0 est de 20°C et l'humidité relative φ_0 est de 95% à l'état initial. La paroi est exposée à un environnement où l'humidité relative est de 45% à l'extérieur et de 65 % à l'intérieur. Les coefficients de transfert de chaleur et de masse sont de 25W/(m².K) et 10⁻³s/m, respectivement, sur chaque côté. Les propriétés du matériau sont décrites en détail dans l'Annexe B.

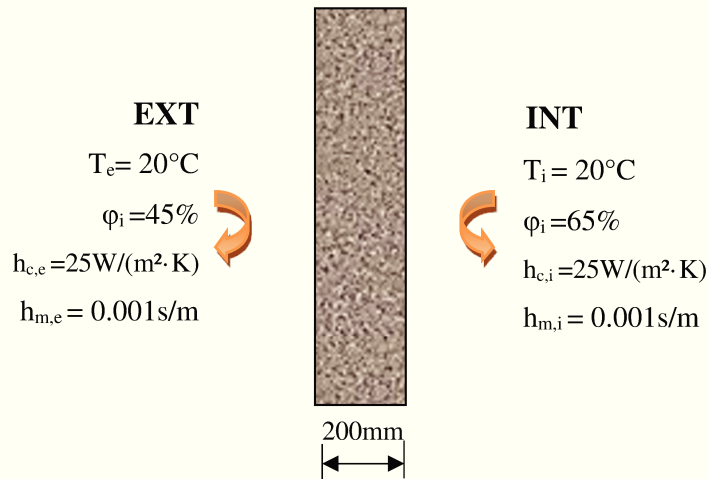


Figure 3.11. Schéma de la paroi monocouche.

Les résultats des simulations sont calculés pour la distribution d'humidité relative (HR) dans l'épaisseur de la paroi à différents instants (100, 300 et 1000 h). Les résultats obtenus sont comparés aux tests et sont présentés sur la figure 3.12. Les valeurs maximums des HR sont atteintes au milieu de la paroi. Un bon accord existe entre les résultats de la simulation et ceux du benchmark avec une erreur moyenne inférieure à 2,8 %.

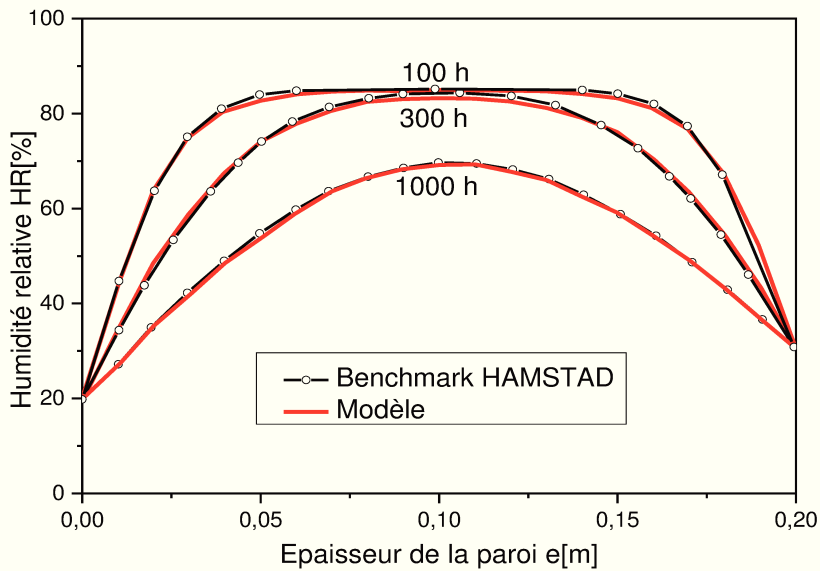


Figure 3.12. Evolution de l'humidité relative dans l'épaisseur de la paroi.

3.4.5.2 Simulation d'une paroi multicouche

La paroi multicouche modélisée est constituée de quatre matériaux différents [42] : (A) : un enduit extérieur de 20mm ; (B) : une couche de béton de 200mm ; (C) : une couche d'isolant de 80mm, et (D) : une couche de plaque de plâtre de 13mm (figure 3.13). Les propriétés des matériaux utilisés sont résumées dans l'Annexe B.

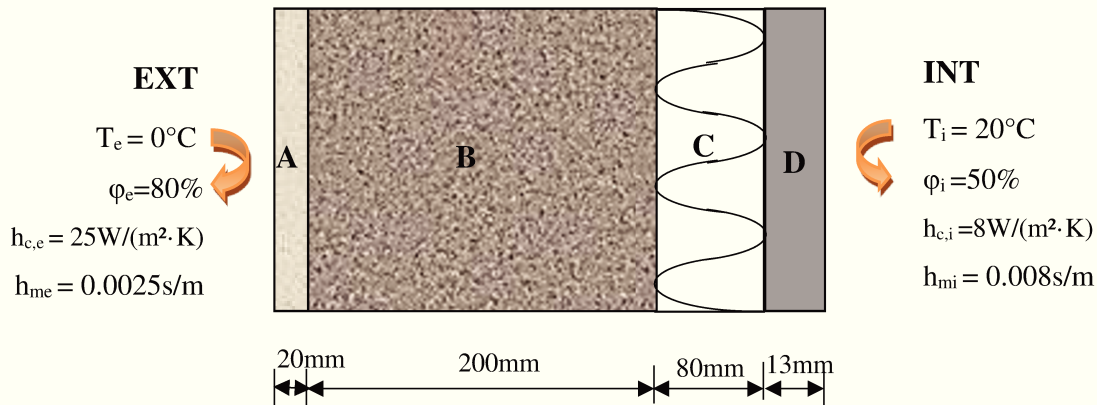


Figure 3.13. Composition de la paroi multicouche.

Les conditions initiales sont : $T_0 = 20^\circ\text{C}$ et $\varphi_0 = 50\%$ d'humidité relative. Les coefficients de transfert convectif de chaleur sont $h_{c,i} = 8\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ et $h_{c,e} = 25\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$. La température extérieure $T_e = 0^\circ\text{C}$ (cas normal en hiver) et la température (ambiante) intérieure $T_i = 20^\circ\text{C}$. Pour le transfert d'humidité, les coefficients de transfert d'humidité sont $h_{m,i} = 0.008\text{s}/\text{m}$ et $h_{m,e} = 0.025\text{s}/\text{m}$. L'humidité est de 50% à l'intérieur et de 80% à l'extérieur.

Les profils d'humidité relative et de la température dans l'épaisseur de la paroi sont comparés à ceux des tests sur les figure 3.14 et 3.15, respectivement. La figure 3.14 montre que la valeur maximum de $HR = 95.4\%$ est atteinte à une distance de 0.22m de la surface extérieure de la paroi, qui correspond à la position de l'isolant (composant (C), figure 3.14). Au-delà de cette limite, la température varie linéairement (figure 3.15) dans le composant (C) jusqu'à la position du composant (D), et elle se stabilise dans l'épaisseur de la plaque en plâtre (D). Qualitativement, les résultats des simulations sont très proches de ceux des tests.

Une étude de sensibilité du modèle numérique a été réalisée sur différents maillages utilisant des triangles (éléments finis à trois nœuds) et quadrilatéraux (éléments à 4 nœuds). Plus d'information en étude paramétriques sur les tailles des maillages et les tolérances de calcul sont récapitulées dans l'Annexe C.

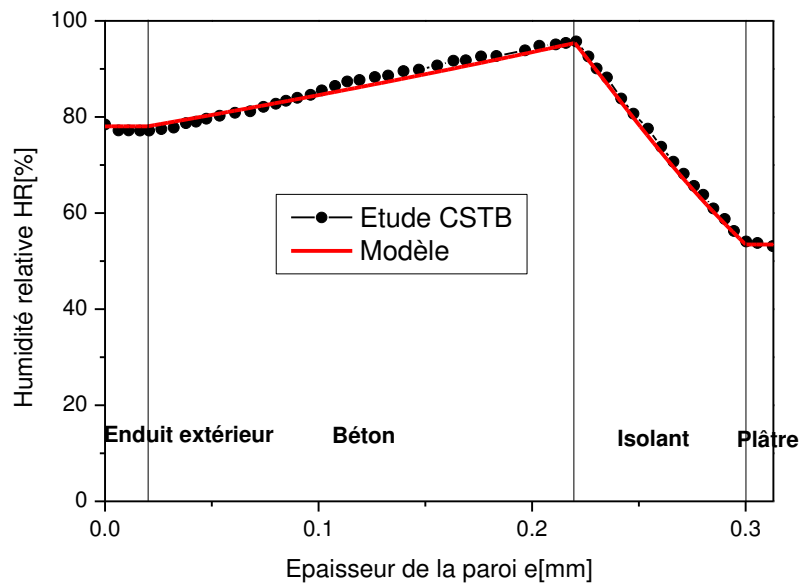


Figure 3.14. Evolution de l'humidité relative dans la paroi.

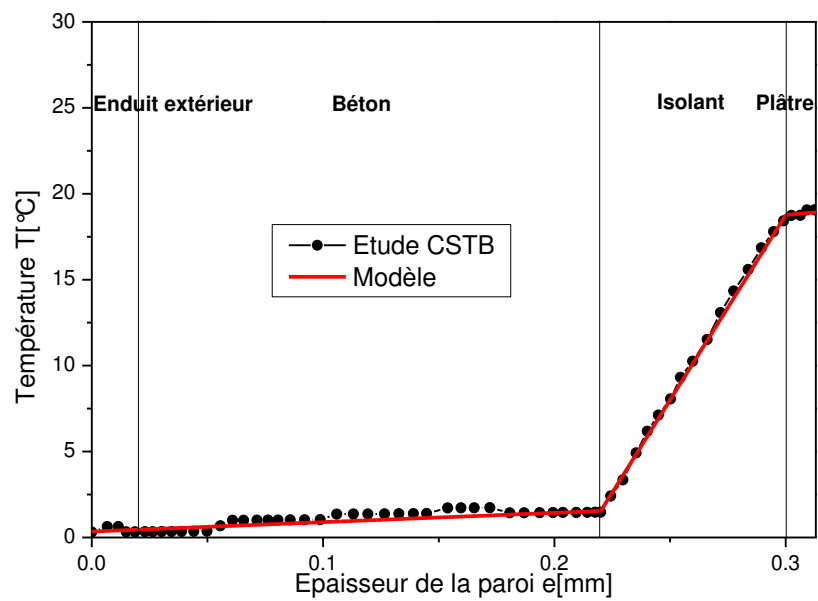


Figure 3.15. Evolution de la température dans la paroi.

3.5 Analyses expérimentale et numérique du comportement hygrothermique du matériau composite bois-ciment

3.5.1 Caractérisation expérimentale

L'échantillon en bois-ciment, de dimensions 100x100x35mm, isolé en termes thermique et hydrique sur l'ensemble de ses côtés, sauf le côté haut en contact avec l'air comme le montre la figure 3.16. Cette configuration permet d'assurer un transfert unidirectionnel dans le matériau. L'échantillon est placé dans une enceinte climatique où la température et l'humidité sont contrôlées. L'échantillon repose sur une balance qui permet de suivre l'évolution de sa masse à chaque instant. Deux capteurs de l'humidité relative et de la température sont placés pour mesurer l'HR et de la température à l'intérieur de l'enceinte. Deux autres thermocouples de type Sensirion K sont placés à deux différentes profondeurs (8 et 24mm) de l'échantillon testé (figure 3.16) pour relever les mesures de la température.

L'échantillon a été séché à $T=60^{\circ}\text{C}$ dans une étuve jusqu'à la stabilisation de sa masse sèche m_{sec} . Ensuite, il a été conditionné à une température $T=23^{\circ}\text{C}$ et une humidité relative de 50% dans une enceinte climatique (figure 3.17). Après la stabilisation de la masse, des cycles d'humidité relative sont imposés. Notons que les propriétés mesurées dans la section 3.3 sont utilisées comme paramètres d'entrée du modèle.

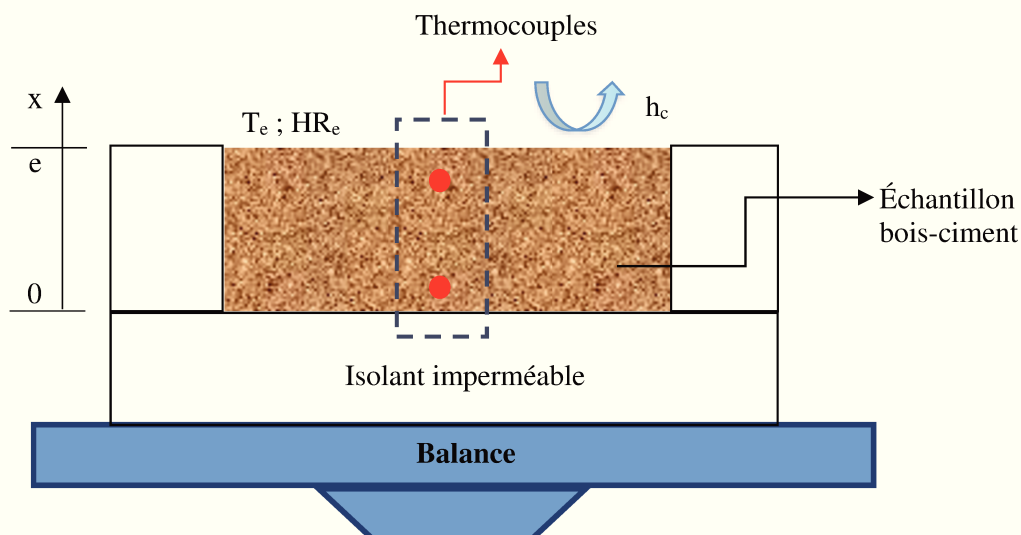


Figure 3.16. Dispositif expérimental.

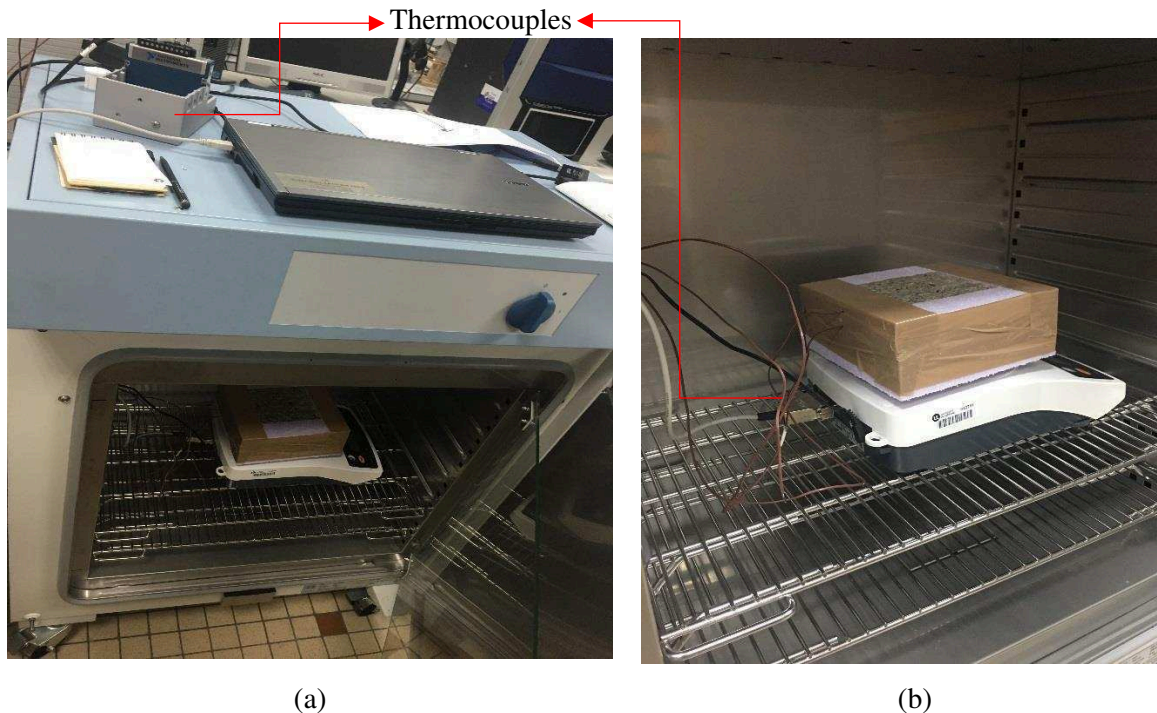


Figure 3.17. Enceinte climatique avec l'échantillon.

3.5.2 Résultats des tests sous une sollicitation dynamique

Une sollicitation cyclique d'humidité relative a été imposée sur l'échantillon. L'humidité de l'air varie de 75% pendant 8h et de 33% pendant 16 h, respectivement. La température dans l'enceinte est fixée à 23°C. Cette méthode d'essai est proposée dans le projet NordTest [43] afin d'évaluer l'inertie hygrique du matériau. La valeur MBV (Moisture Buffer Value) quantifie la capacité d'absorber et de libérer l'humidité d'un matériau de construction. La valeur de MBV se calcule par :

$$MBV = \frac{\Delta m}{S \cdot (HR_{high} - HR_{low})} \quad (3.44)$$

Δm [g] représente la variation de la masse ; S [m²] étant la surface de contact de l'échantillon ; $HR_{high}=75\%$ et $HR_{low}=33\%$ sont l'humidité relative maximale et minimale, respectivement. La valeur de MBV peut être classifiée selon la figure 3.18. La valeur maximum de MBV présente une capacité hydrique plus optimale qui permet de réguler l'humidité relative intérieure du bâtiment de façon passive.

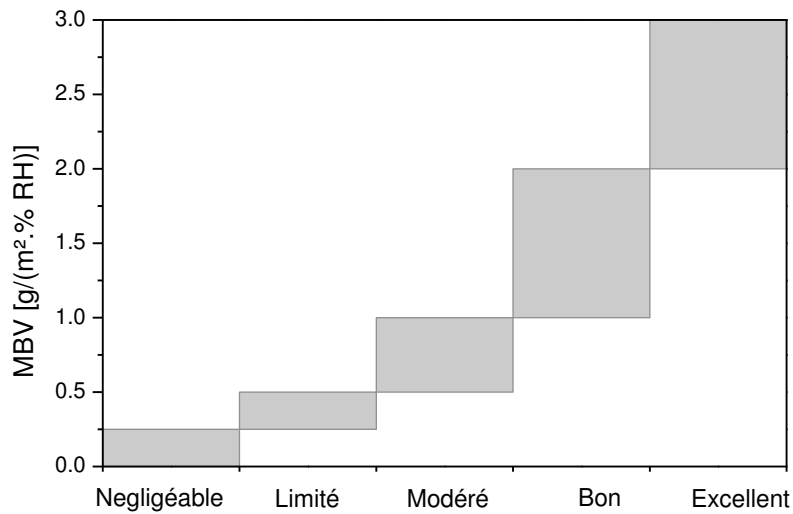


Figure 3.18. Classification du MBV [43].

Les mesures de la température (T_{air}) et de l'humidité relative (HR_{air}) à l'air dans l'enceinte climatique sont présentées dans la figure 3.19. Ces valeurs sont utilisées comme les conditions aux limites. Les réponses dynamiques de T_{air} et de HR_{air} présentent des amplitudes quasiment constantes pendant les cycles de chargement.

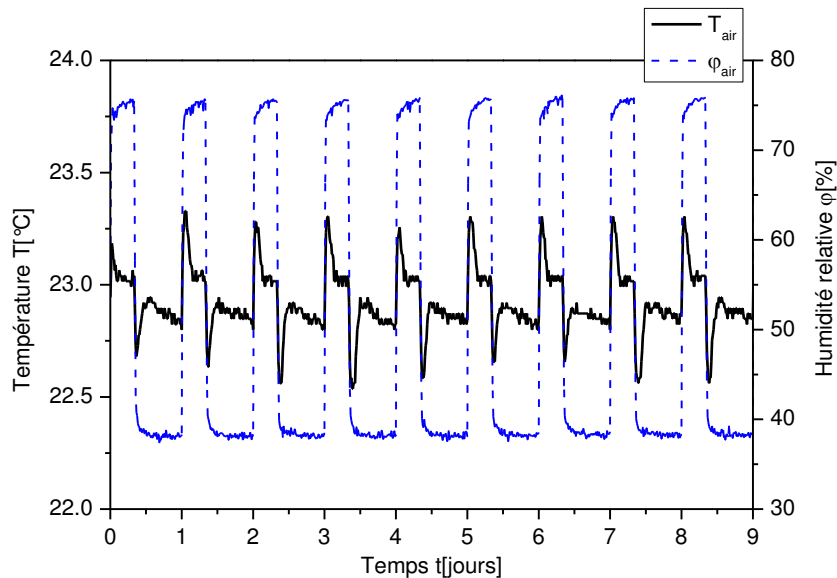


Figure 3.19. Evolution de température T_{air} et d'humidité relative ϕ_{air} dans l'enceinte.

L'évolution du rapport massique m/m_0 est illustrée sur la figure 3.20. Une tendance d'augmentation du rapport m/m_0 est observée à un temps $t=9$ jours.

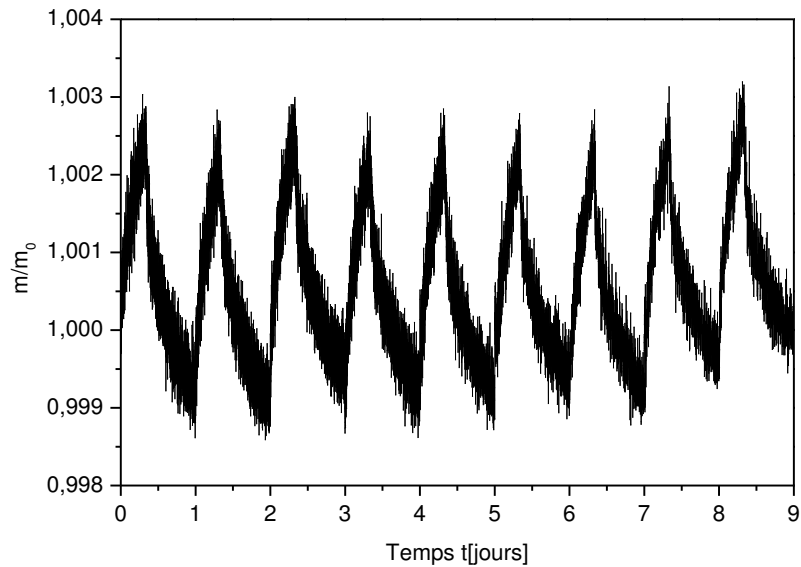


Figure 3.20. Evolution du rapport massique en fonction du temps.

La valeur de MBV du matériau composite bois-ciment calculée à partir des données expérimentales est d'environ $MBV=1.16 \text{ g}/(\text{m}^2.\%RH)$. Selon la classification présentée sur la figure 3.18, l'effet tampon du matériau composite bois-ciment analysé dans cette étude est classé « Bon » pour la performance hygrothermique d'un habitat. D'autres valeurs de MBV des matériaux les plus utilisés dans la construction sont renseignées dans la figure 3.21.

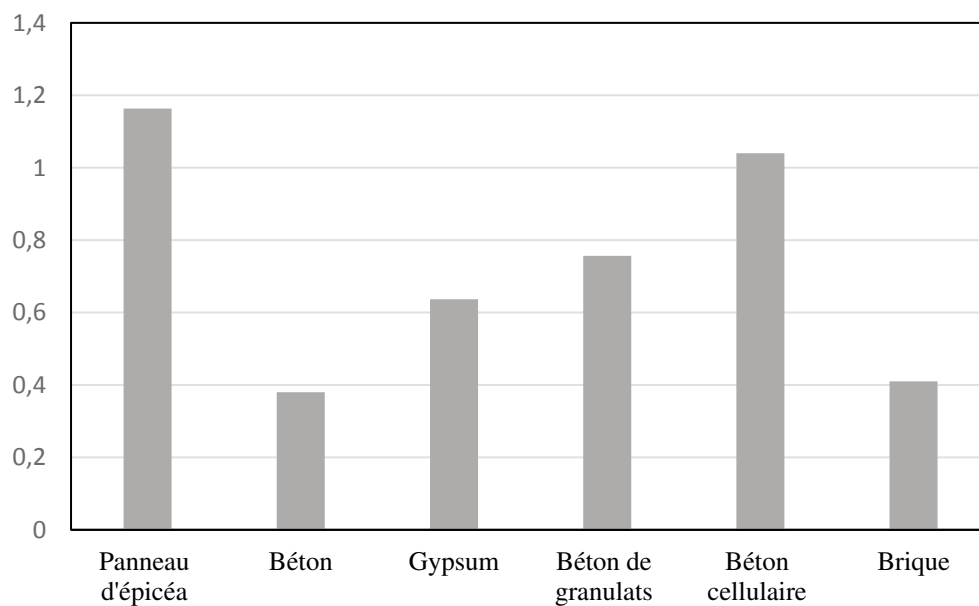


Figure 3.21. MBV pour les matériaux de construction.

3.5.3 Application du modèle numérique à l'analyse de la réponse dynamique

Le maillage, est constitué de 8820 éléments triangulaires à trois nœuds, et les dimensions de l'échantillon sont représentés schématiquement sur la figure 3.22. Le pas de temps et la tolérance relative utilisés dans les simulations sont : $\Delta t=30s$ et la tolérance relative est 10^{-8} . Pour l'ensemble des simulations, le temps de calcul CPE est inférieur à 10min.

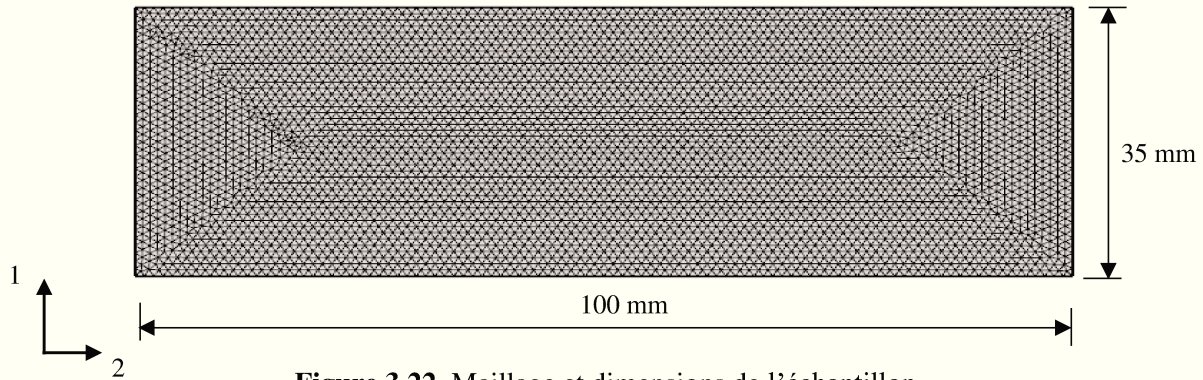


Figure 3.22. Maillage et dimensions de l'échantillon.

Les propriétés physico-hygrothermique du matériau composite bois-ciment sont récapitulées dans le tableau 3.3.

Tableau 3.3. Propriétés du matériau composite bois-ciment.

Masse volumique apparente du solide ρ_s [kg/m ³]	770
Conductivité thermique équivalente λ [W/(m.K)]	$0.0195\varphi+0.1983$
Chaleur spécifique du solide $c_{p,s}$ [J/(kg.K)]	1100
Teneur en eau massique X [kg/kg _s]	$X = \frac{0.8942\varphi}{(1-0.839\varphi)(1+24.07\varphi)}$
Coefficient de convection thermique h_c [W/(m ² .K)]	10
Coefficient de convection massique β_m [kg/(Pa.m ² .s)]	7.7×10^{-8}

3.5.3.1 Estimation des coefficients de diffusion

En absence des valeurs expérimentales des coefficients de diffusion massique, une estimation par simulation a été réalisée. Les coefficients de diffusion $D_{v,w}$ et $D_{l,w}$ sont adoptés à partir des données disponibles dans la littérature [11-12] pour un matériau composite bois-ciment équivalent (figure 3.23). Plusieurs simulations sont illustrées en détail dans l'Annexe C. Ici, on se limite uniquement à la présentation des solutions qui reproduisent avec succès les profils de température et le rapport massique en fonction du temps (figures 3.24 et 3.25).

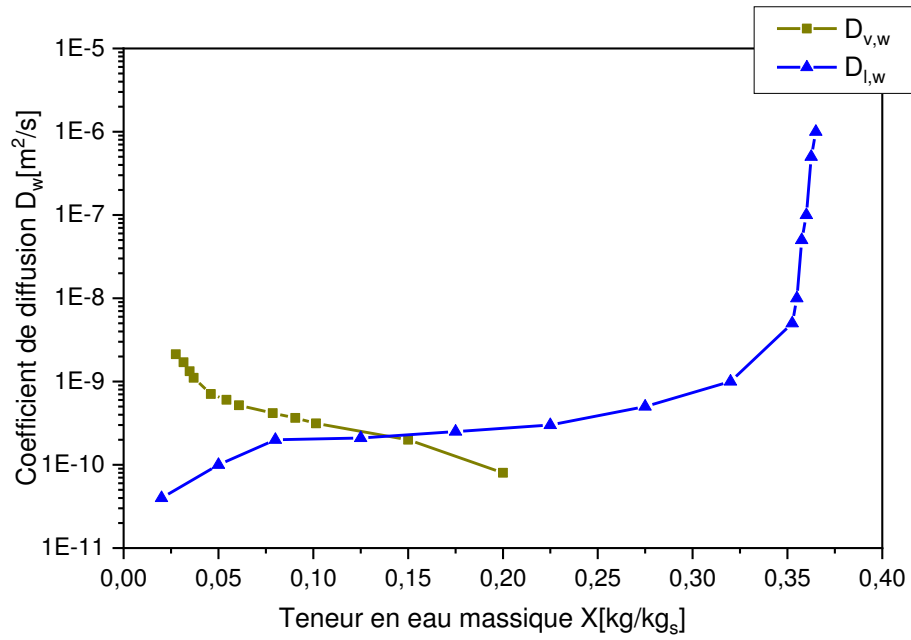


Figure 3.23. Coefficients de diffusion du matériau composite bois-ciment [11-12].

La figure 3.24 montre clairement que les valeurs des températures prédites par le modèle à différentes profondeurs des thermocouples (8 et 24mm) sont pratiquement identiques ; ce qui n'est pas le cas comparé aux valeurs mesurées expérimentalement. Les amplitudes maximales sont correctement approchées par le modèle.

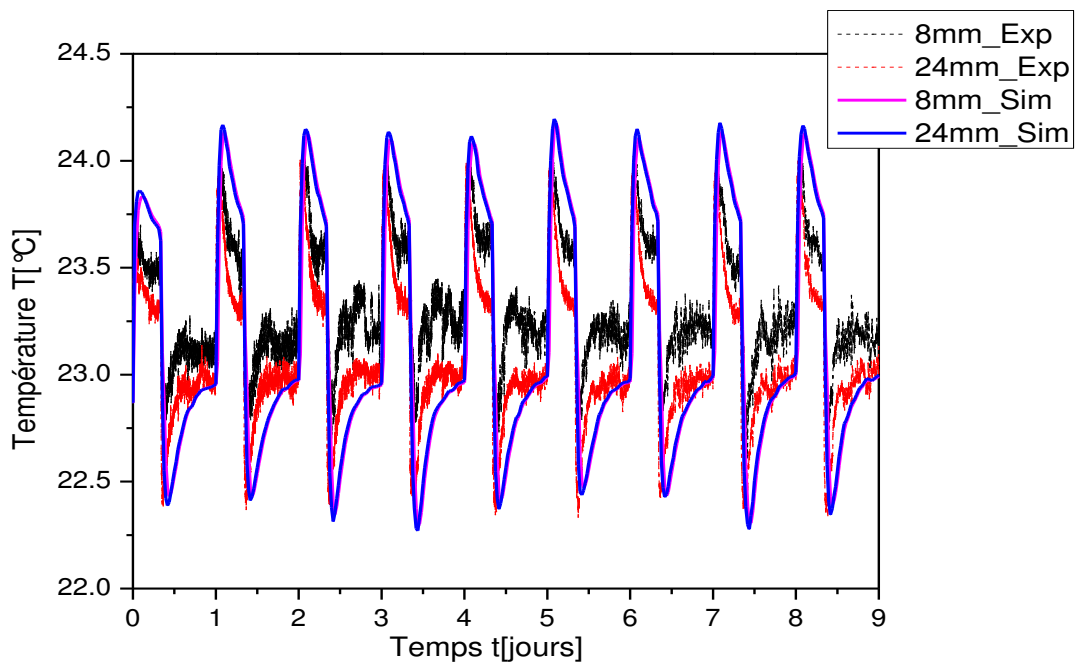


Figure 3.24. Evolution de la température en fonction du temps.

Les valeurs de la masse en fonction du temps obtenues par la simulation sont similaires à celles mesurées par les tests (figure 3.25). Un léger écart d'environ 2% est observé entre l'expérience et la simulation à temps $t=8$ jours.

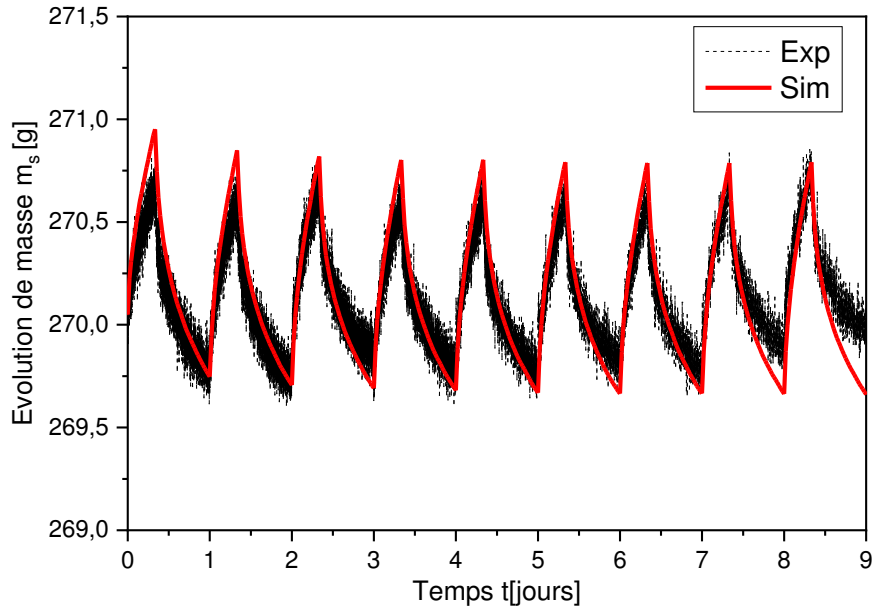


Figure 3.25. Evolution de la masse en fonction du temps.

3.5.3.2 Sensibilité aux données expérimentales

Température de l'air

En vue de vérifier l'effet des conditions aux limites sur les profils de température, la température de l'air dans l'enceinte est variée de $\pm 0,5^{\circ}\text{C}$. La variation de T_{air} dans l'enceinte entraîne un écart de $\pm 3\%$ à chaque pic. Il n'y a pas d'influence sur la position et l'amplitude de chaque pic (figure 3.26). Les profils de température ne sont pas sensibles à l'emplacement des thermocouples.

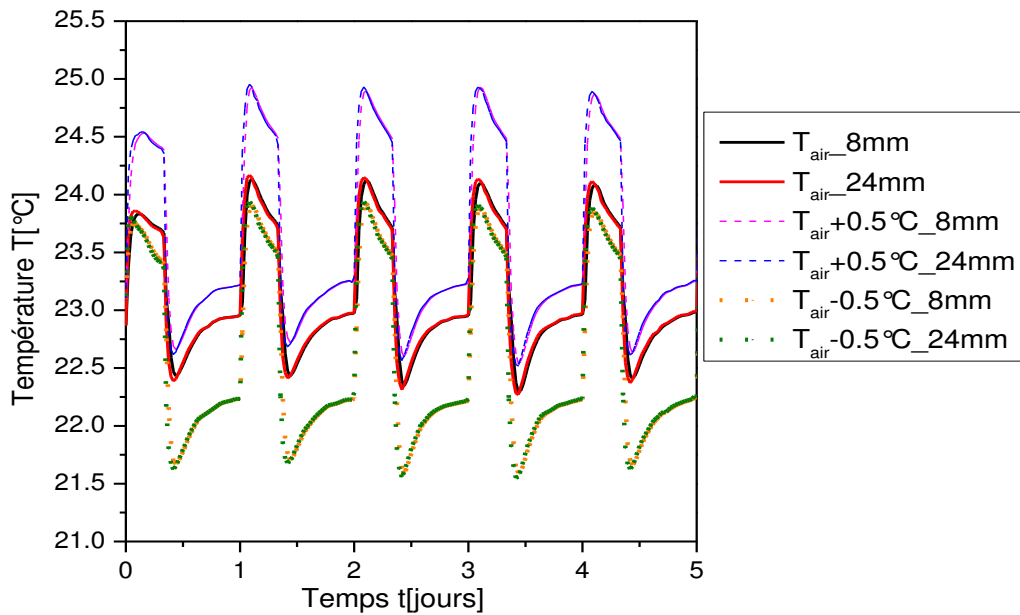


Figure 3.26. Impact de la température de l'air.

Humidité relative de l'air

Deux simulations ont été réalisées avec une variation de l'humidité dans l'enceinte de $\pm 5\%$. L'influence de HR_{air} a un impact important sur les résultats des simulations comme le montre la figure 3.27. La position et l'amplitude de chaque pic restent quasiment constantes, mais une tendance d'augmenter et de diminuer la masse au cours du temps est observée.

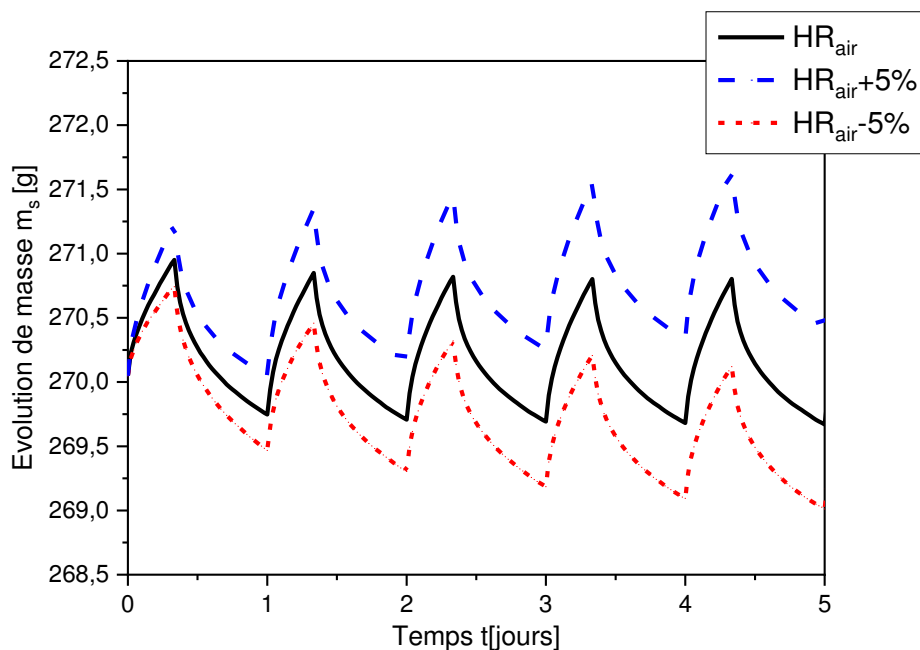
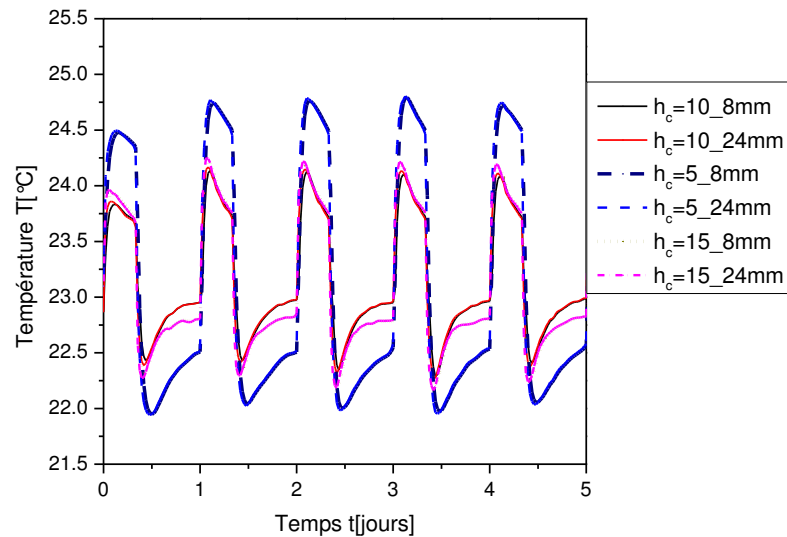


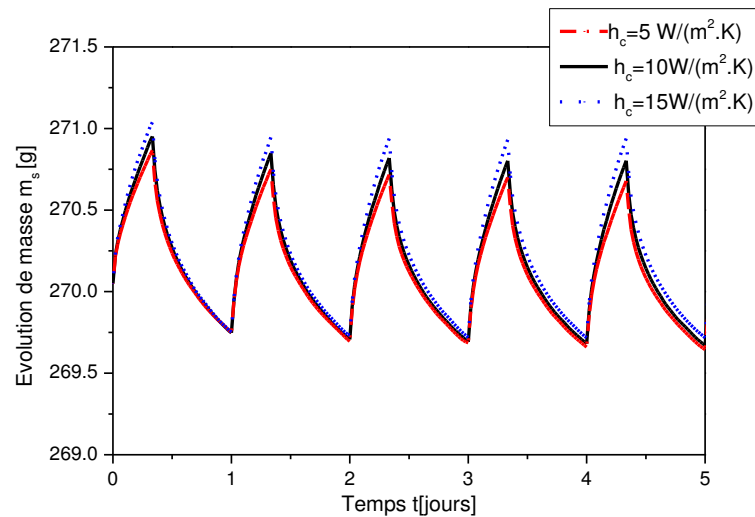
Figure 3.27. Impact de l'humidité relative de l'air.

Coefficient de convection

Pour étudier l'effet du coefficient de convection h_c , trois simulations ont été réalisées avec différents coefficients $h_c=5, 10$ et $15 \text{ W}/(\text{m}^2.\text{K})$. Les simulations montrent que ce facteur a un grand impact sur l'évolution de la température (figure 3.28a). L'écart à chaque pic est plus de 5%. A l'inverse, ce coefficient de convection thermique h_c a peu d'influence sur l'évolution de la masse (figure 3.28b).



(a)



(b)

Figure 3.28. Impact du coefficient de convection sur les profils : (a) de température et (b) de masse.

3.6 Conclusion

Dans ce chapitre, la performance hygrothermique du matériau composite bois-ciment a été évaluée. Les propriétés thermiques et hydriques du matériau ont été déterminées expérimentalement. Ces valeurs sont ensuite utilisées comme les paramètres d'entrée pour la simulation numérique. Un modèle des transferts de chaleur et d'humidité a été implémenté dans le logiciel Comsol Multiphysics® [40]. La bonne confrontation pour l'ensemble des cas tests, ainsi les essais expérimentaux montrent l'aptitude et la consistance du modèle numérique. Les essais hygrothermiques à l'échelle du laboratoire ont été réalisés à l'aide d'une sollicitation cyclique de courte durée, imposée selon le protocole NordTest [43]. Le MBV du matériau bois-ciment de $1.16\text{g}/(\text{m}^2 \cdot \%HR)$ permet de le classer comme un bon modérateur d'humidité relative. En dernier, une étude de sensibilité est réalisée sur l'effet de la température de l'air, de l'humidité relative et du coefficient de convection sur les réponses dynamiques des tests hygrothermiques.

Références bibliographiques du Chapitre 3

- [1] Akkaoui A. Béton de granulats de bois : Etude expérimentale et théorique des propriétés thermo-hydro-mécaniques par des approches multi-échelles.
Ph.D Thesis, Université Paris-Est, 2014.
- [2] Nozahic V. Vers une nouvelle démarche de conception des bétons de végétaux lignocellulosiques basée sur la compréhension et l'amélioration de l'interface liant/végétal : application à des granulats de chenevotte et de tige de tournesol associés à un liant ponce/chaux. Ph.D Thesis, Université Blaise Pascal-Clermont-Ferrand II, 2012.
- [3] Quenard D. Adsorption et transfert d'humidité dans les matériaux hygroscopiques, approche du type percolation et expérimentation. Ph.D Thesis, INSA Toulouse, 1989.
- [4] Peuhkuri R. Moisture dynamics in building envelopes.
Ph.D Thesis, University of Denmark, 2003.
- [5] Aigbomian E.P., Fan M. Development of Wood-Crete building materials from sawdust and waste paper. *Constr Build Mater* 2013; 40: 361–366.
- [6] Khedari J., Suttisonk B., Pratinthong N., Hirunlabh J. New lightweight composite construction materials with low thermal conductivity.
Cement Concrete Comp 2001; 23: 65–70.

-
- [7] Bouguerra A., Aït-Mokhtar A., Amiri O., Diop M.B. Measurement of thermal conductivity, thermal diffusivity and heat capacity of highly porous building materials using transient plane source technique. *Int Commun Heat Mass* 2001; 28: 1065–1078.
- [8] Walker R., Pavia S., Mitchell R. Mechanical properties and durability of hemp-lime concretes. *Constr Build Mater* 2014; 61: 340–348.
- [9] Collet F., Pretot S. Thermal conductivity of hemp concretes: Variation with formulation, density and water content. *Constr Build Mater* 2014; 65: 612–619.
- [10] Colinart T., Glouannec P., Chauvelon P. Influence of the setting process and the formulation on the drying of hemp concrete. *Constr Build Mater* 2012; 30: 372–380.
- [11] Houngan A., Awanto C, Fagbemi L, Anjorin M., Vianou A. Mass diffusivity measurements of two cement based materials. *Journal of Civil Engineering and Construction Technology* 2015; 6: 86–92.
- [12] Bouguerra A., Sallée H., De Barquin F., Dheilily R.M., Queneudec M. Isothermal moisture properties of wood-cementitious composites. *Cement Concrete Res* 1999; 29: 339–347.
- [13] Chamoin J. Optimisation des propriétés (physiques, hydriques et mécaniques) de bétons de chanvre par la maîtrise de la formulation. Ph.D thesis, INSA Rennes, 2013.
- [14] Collet F., Bart M., Serres L., Miriel J. Porous structure and water vapour sorption of hemp-based materials. *Constr Build Mater* 2008; 22: 1271–1280.
- [15] Rahim M., Tran Le A.D., Douzane O., Promis G. Langlet T. Numerical investigation of the effect of non-isotherme sorption characteristics on hygrothermal behavior of two bio-based building walls. *Journal of Building Engineering* 2016; 7: 263–272.
- [16] De Vries D.A. Simultaneous transfer of heat and moisture in porous media. *Transactions of the American Geophysical Union* 1958; 39: 909–916.
- [17] Oumeziane Y.A. Evaluation des performances hygrothermiques d'une paroi par simulation numérique : application aux parois en béton de chanvre. Ph.D thesis, INSA Rennes, 2013.
- [18] Qin M., Belarbi R., Aït-Mokhtar A., Nilsson L.O. Coupled heat and moisture transfer in multi-layer building materials. *Constr Build Mater* 2009; 23: 967–975.
- [19] Trabelsi A. Etude numérique et expérimentale des transferts hygrothermiques dans les milieux poreux du bâtiment. Ph.D thesis, Université de La Rochelle, 2010.
- [20] Luikov A.V. Heat and mass transfer in capillary-porous bodies. Pergamon, 1966.
- [21] Philip J.R., De Vries D.A. Moisture movement in porous material under temperature gradients. *Transaction of american geophysical union* 1957, 38(2):222–232.

- [22] Nielsen A.F. Gamma-ray-attenuation used for measuring the moisture content and homogeneity of porous concrete. *Build Sci* 1972; 7: 257–263.
- [23] Rode C. Combined heat and moisture transfer in building constructions. Technical University of Denmark (DTU), 1990.
- [24] Kunzel H.M. Simultaneous heat and moisture transport in building components: one- and two-dimensional calculation using simple parameters. Fraunhofer IRB Verl Stuttgart; ISBN 3-8167-4103-7.
- [25] ISO 22007-2:2015 Plastic - Determination of thermal conductivity and thermal diffusivity - Part 2: Transient plane heat source (hot disc) method.
- [26] He Y. Rapid thermal conductivity measurement with a hot disk sensor: Part 1. Theoretical considerations. *Thermochim Acta* 2005; 436: 122–129.
- [27] Bentz D.P. Transient plane source measurements of the thermal properties of hydrating cement pastes. *Mater Struct* 2007; 40: 1073.
- [28] Jin H-Q., Yao X-L., Fan L-W., Xu X., Yu Z-T. Experimental determination and fractal modeling of the effective thermal conductivity of autoclaved aerated concrete: Effects of moisture content. *Int J Heat Mass Tran* 2016; 92: 589–602.
- [29] ISO 12571:2000 - Hygrothermal performance of building materials and products: Determination of hygroscopic sorption properties. 2000.
- [30] ASTM C1498-01, Standard Test Method for Hygroscopic Sorption Isotherms of Building Materials, ASTM International, West Conshohocken, 2001.
- [31] Evrard A. Transient hygrothermal behaviour of Lime-Hemp Materials. Ph.D thesis, Université Catholique de Louvain, 2008.
- [32] Brunauer S., Emmett P.H., Teller E. Adsorption of Gases in Multimolecular Layers. *J Am Chem Soc* 1938; 60: 309–319.
- [33] Guggenheim E. Application of statistical mechanics. Oxf Univ Press.
- [34] Anderson R. Modifications of the Brunauer, Emmett and Teller Equation. *J Am Chem Soc* 1946; 68: 686–691.
- [35] De Boer J.H. The dynamical character of adsorption. Oxf Univ Press, 1953.
- [36] Hansen K.K. Technical report 162/86: Sorption isotherms-A catalogue.
- [37] BS EN 317:1993 - Particleboards and fibreboards. Determination of swelling in thickness after immersion in water, 1993.
- [38] Lelièvre D. Simulation numérique des transferts de chaleur et d'humidité dans une paroi multicouche de bâtiment en matériaux biosourcé. Ph.D Thesis, Université de Bretagne sud, 2015.

- [39] Krus M. Moisture transport and storage coefficients of porous mineral building materials: Theoretical principles and new test methods. Fraunhofer IRB Verl.
- [40] Comsol Multiphysics®. V. 5.3, www.comsol.com, COMSOL AB, Stockholm, Sweden.
- [41] Hagentoft C-E. Final report R-02:8: Methodology of HAM-modelling., 2002.
- [42] Abelé C. Guide technique : Transferts d'humidité à travers les parois, CSTB, 2009.
- [43] Rode C. Moisture buffering of building materials. BYG DTU R-126, 2005.

Chapitre 4. Comportement à hautes températures

4.1 Introduction

Un frein important au développement de l'utilisation des panneaux bois-ciment dans la construction est lié principalement à sa combustibilité, qui suscite des interrogations quant à la sécurité de ce type de structures à base des fibres de bois vis-à-vis du feu [1]. La figure 4.1 montre un panneau de façade de la tour Grenfell à Londres exposé à un véritable incendie le 14 juin 2017, qui a malheureusement fait plus de 80 morts. L'emploi des matériaux composites bois-ciment dans la construction restera donc marginal tant que le problème de sécurité incendie ne sera résolu. Pour éviter que le scénario d'incendie catastrophique ne se répète, il faudra notamment estimer la résistance au feu des panneaux utilisés dans les façades de bâtiment pour répondre aux exigences de la sécurité incendie et d'évacuer les usagers dans de bonnes conditions. C'est dans cet objectif que se situe le travail rapporté dans ce chapitre. Il s'agit de caractériser le comportement au feu des panneaux de coffrage bois-ciment, utilisés dans la construction, à travers la combinaison de l'expérience et de la modélisation numérique.



Figure 4.1. Dégâts causés sur la façade de la tour Grenfell à Londres par l'incendie.

Les informations disponibles dans la littérature sur le comportement au feu des panneaux composites bois-ciment sont pour la plupart empiriques, et les méthodes de dimensionnement sont très simplistes [1-3]. Par manque de méthodes précises d'analyse de la tenue au feu des structures bois-ciment, le matériau composite se trouve pénaliser au niveau de la conception et du dimensionnement.

Pour améliorer la résistance au feu du matériau composite bois-ciment, il est nécessaire d'étudier la variation de ses propriétés thermo-physiques telles la conductivité thermique, la chaleur spécifique et la densité en fonction de la température ; et d'observer sa dégradation thermique au cours de son exposition au feu. Dans ce travail, deux approches (expérimentale et numérique) différentes et complémentaires sont utilisées pour analyser le comportement au feu des panneaux de coffrage bois-ciment. Le test d'incendie est réalisé au laboratoire sur des petites éprouvettes exposées à un panneau rayonnant de puissance d'environ 1600W. Un modèle thermique, basée sur la méthode des éléments finis, incluant les trois modes de transfert de chaleur (rayonnement, convection et conduction) est utilisé pour simuler les tests d'incendie. Pour calibrer les constantes du modèle thermique, les résultats des simulations sont comparés à l'expérience.

4.2 Dégradation thermique du matériau composite bois-ciment

4.2.1 Pyrolyse du composite bois-ciment

A l'aide d'un calorimètre à cône, Yu et al. [3] ont évalué l'inflammabilité des panneaux de particule bois-ciment (CBPB : Cement Bonded Particle Board) selon les normes ASTM E1354-03 [4] et ISQ5660-1 [5]. La figure 4.2 illustre le taux de dégagement de chaleur des panneaux CBPB exposés au feu. Deux pics sont observés. Le premier pic s'effectue à une température d'environ 100°C, et il correspond à l'évaporation des molécules d'eau. Le second pic se produit à 800°C, et qui est probablement dû à la destruction des résidus de charbon après la combustion des fibres de bois. La figure 4.2 montre que l'absence de la proportion du bois permet de réduire le dégagement de chaleur et d'atténuer la combustion des panneaux composites.

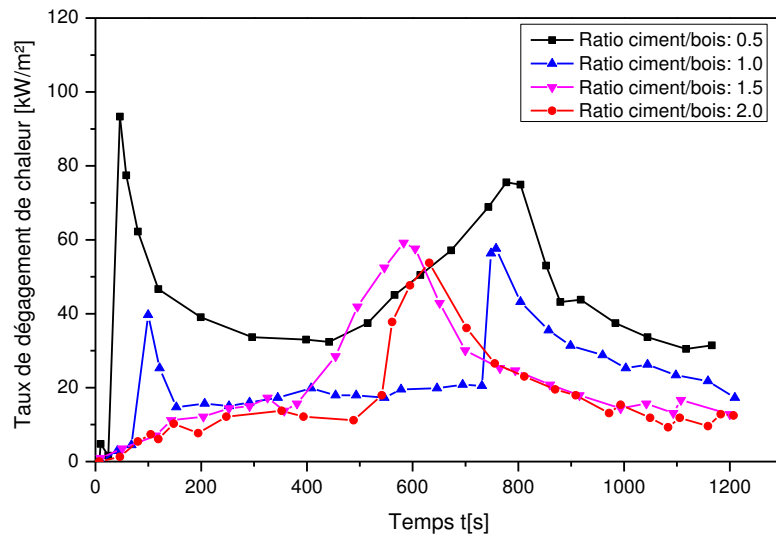


Figure 4.2. Taux de dégagement de chaleur des panneaux CBPB [3].

Les microstructures des panneaux CBPB, composés à différentes proportions du ciment, après l'exposition au feu sont représentées sur les figures 4.3. La couche d'hydrate du ciment empêche la combustion des particules de bois. La teneur en ciment plus élevée permet de mieux protéger les résidus intacts. Les particules carbonisées sont observées sur les figures 4.3c-d. La formation du charbon joue un rôle d'isolant ce qui contribue à l'amélioration de la résistance au feu du matériau composite bois-ciment [6].

Dans les sections qui suivent nous décrivons séparément les propriétés thermo-physiques sous hautes températures des matériaux ciment et bois ainsi que la pyrolyse du matériau bois. En dernier, un modèle cinétique décrivant la pyrolyse du bois humide, disponible dans la littérature, est présenté en détail. Dans cette étude, ce modèle thermique est modifié et appliqué à la simulation du comportement au feu des panneaux de coffrage bois-ciment.

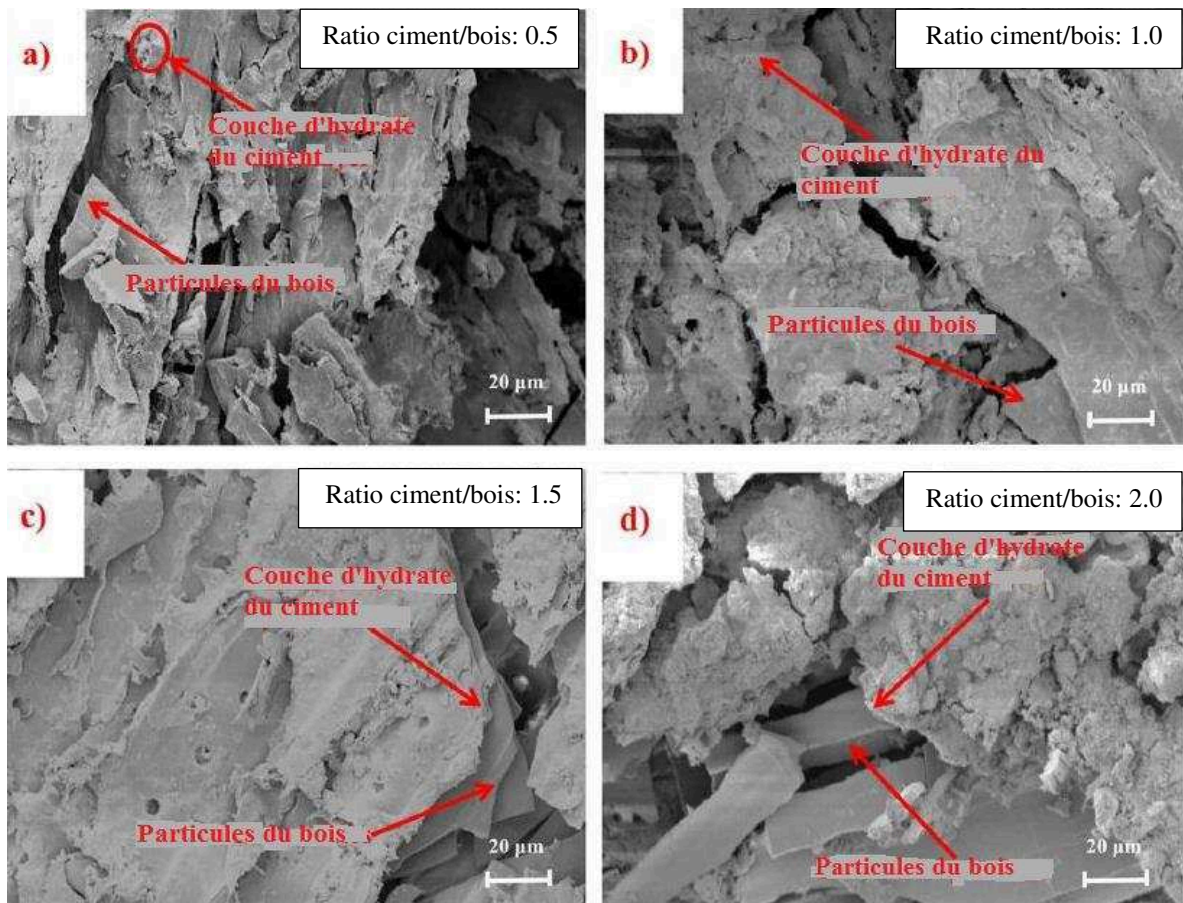


Figure 4.3. Microstructures des CBPB, à différents ratios ciment/bois, après la combustion [3].

4.2.2 Propriétés thermo-physiques du ciment

Les propriétés thermo-physiques (la densité relative ρ , la conductivité thermique λ et la chaleur spécifique c_p) du ciment exposé au feu ont fait l'objet de plusieurs recherches [7-10]. La variation de ces paramètres en fonction de la température s'effectue suite à des réactions chimiques. La dégradation de la masse du béton affecte et entraîne la dégradation de sa résistance mécanique.

(1). Densité relative ρ/ρ_0

La composition et le type d'agrégats n'ont pas d'impact significatif sur la perte de masse [11]. La figure 4.4 montre que la masse diminue avec l'augmentation de la température. La courbe se divise en trois parties. La première partie ($110 < T < 150^\circ\text{C}$) correspond à l'étape de la déshydratation où l'eau s'évapore du milieu. Au-delà de 150°C , la densité relative commence à diminuer progressivement. Au-dessus de 350°C , l'hydroxyde de calcium ($\text{Ca}(\text{OH})_2$) se décompose en chaux et en eau, ou il se transforme en silicate de calcium hydrate (C-S-H) [7]. Cette décomposition n'affecte pas la résistance mécanique du béton [7]. La perte de masse est environ 4% à cette température ($T=350^\circ\text{C}$). Une diminution rapide de la densité s'est observée à partir de 550°C jusqu'à 800°C due à la décarbonisation de CaCO_3 [8].

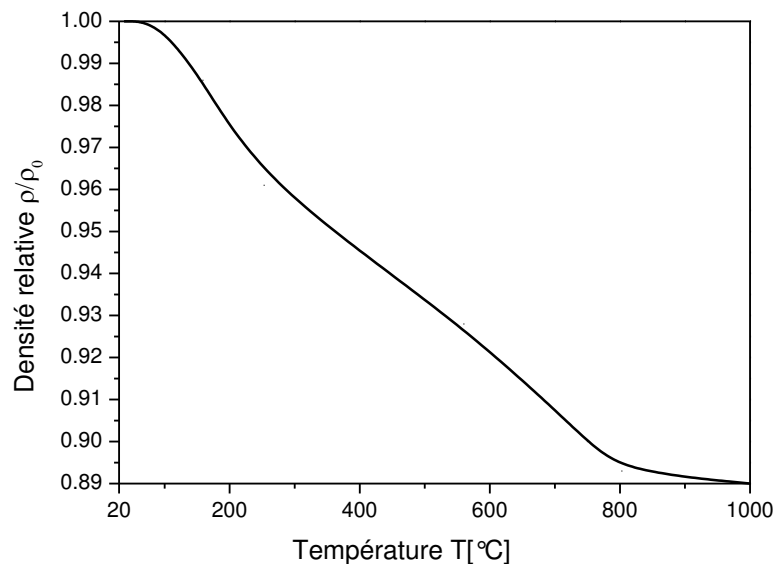


Figure 4.4. Evolution de la densité relative du béton en fonction de la température [8].

(2). Conductivité thermique λ

L'évolution de la conductivité thermique du béton en fonction de la température est montrée sur la figure 4.5. Selon Schneider [12], la conductivité thermique d'un béton ordinaire diminue avec l'augmentation de la température, ce qui n'est pas le cas d'un béton léger. Le λ de ce dernier reste quasiment constante au cours de l'évolution de la température. Ceci montre une bonne résistance au feu du béton léger.

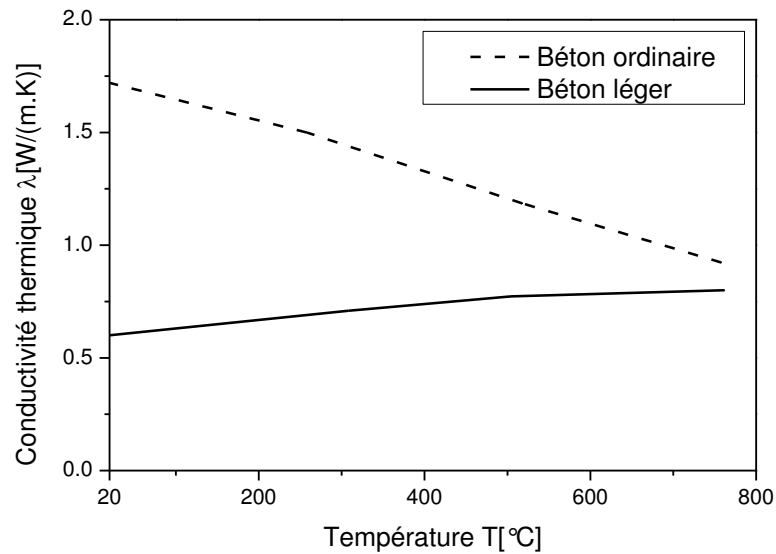


Figure 4.5. Evolution de la conductivité des bétons en fonction de la température [12].

(3). Chaleur spécifique c_p

La technique de la calorimétrie différentielle à balayage (DSC) est largement utilisée pour la mesure de la chaleur spécifique du ciment. Selon les auteurs [9,13], le paramètre c_p est fortement influencé par la teneur en eau, le type d'agrégat et la densité du ciment. Les valeurs de la chaleur spécifique c_p du béton mesuré à l'aide de la technique de la DSC est illustrée sur la figure 4.6. La déshydratation, correspondant à l'évaporation de l'eau, se manifeste à une température d'environ 110°C. Un saut de transition endothermique, correspondant à la température de la transition du quartz [12], se produit à $T= 575^\circ\text{C}$.

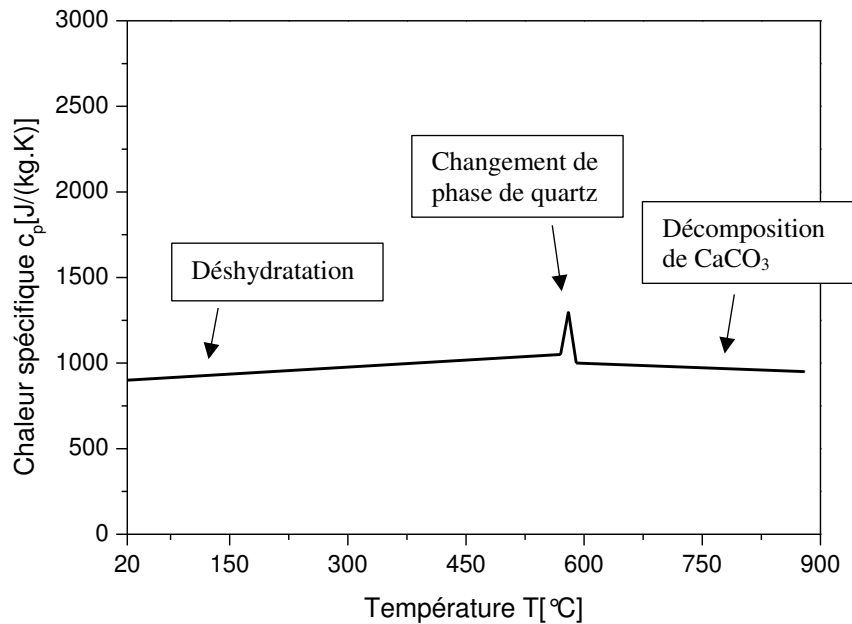


Figure 4.6. Evolution de la chaleur spécifique du béton en fonction de la température [8].

4.2.3 Propriétés thermo-physiques d'un bois résineux

(1). Densité relative ρ/ρ_0

Selon l'approche réglementaire EC5 [14], l'évolution de la densité relative d'un bois résineux ρ/ρ_0 en fonction de la température, illustrée sur la figure 4.7, se fait en trois phases :

- Pour des températures inférieures à 200°C, la variation de la densité relative est très faible ;
- Entre 200°C et 350°C, le bois se pyrolyse et par conséquent, la dégradation des constituants chimiques engendre une diminution d'environ 75% de la masse volumique initiale.
- Au-delà de 400°C, le charbon se forme et la diminution de la masse volumique se fait lentement. La densité relative varie très peu jusqu'au-delà de 800°C et elle s'annule à 1200°C.

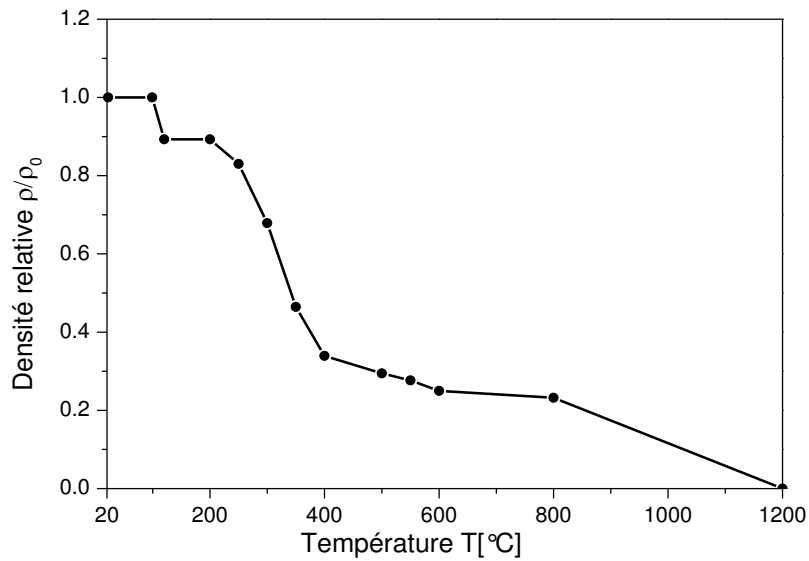


Figure 4.7. Evolution de la densité relative d'un résineux à différentes températures [14].

(2). Conductivité thermique λ

L'évolution de la conductivité thermique d'un résineux, selon l'approche EC5 [14], est représentée sur la figure 4.8. A des températures inférieures à 200 $^{\circ}\text{C}$, λ varie linéairement jusqu'à ce qu'elle atteigne la valeur $\lambda=0.15\text{W}/(\text{m.K})$. Au-delà de cette limite, λ décroît linéairement jusqu'à $T=351^{\circ}\text{C}$ ($\lambda=0.05\text{W}/(\text{m.K})$). A partir de ce seuil, λ commence à croître progressivement pour atteindre les valeurs : $\lambda=0.09\text{W}/(\text{m.K})$ à $T=510^{\circ}\text{C}$, $\lambda=0.34\text{W}/(\text{m.K})$ à $T=800^{\circ}\text{C}$ et $\lambda=1.51\text{W}/(\text{m.K})$ à $T=1200^{\circ}\text{C}$.

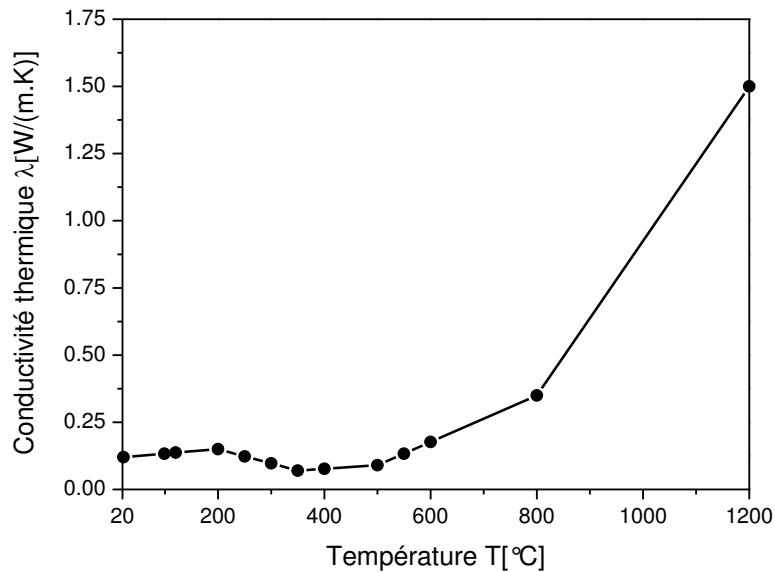


Figure 4.8. Evolution de la conductivité d'un résineux à différentes températures [14].

(3). Chaleur spécifique c_p

La figure 4.9 montre l'évolution de la chaleur spécifique c_p d'un bois résineux. Un pic important de la chaleur spécifique $c_p=13600$ J/(kg.K) est observé à une température d'environ $T=100^\circ\text{C}$. Ce pic marque la fin de l'étape de séchage du bois. L'évaporation de l'eau nécessite donc une chaleur spécifique plus importante. Au-delà de ce pic, c_p chute brutalement $c_p=2104$ J/(kg.K) à $T=126.72^\circ\text{C}$.

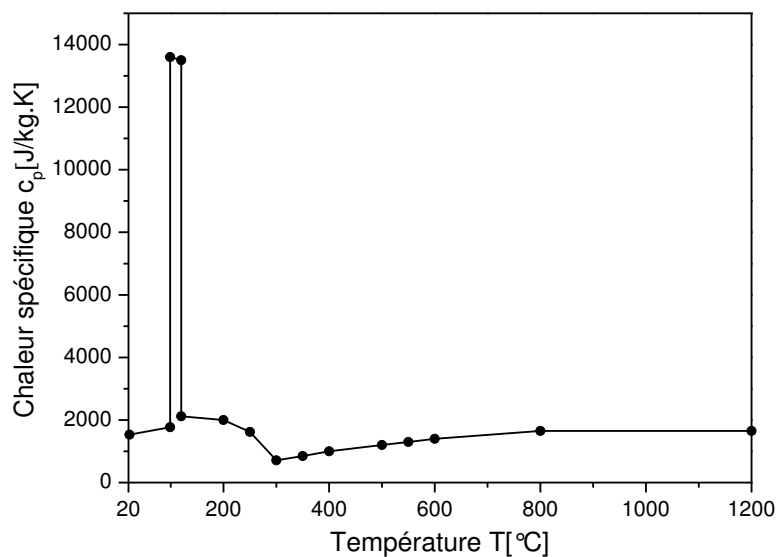


Figure 4.9. Evolution de la chaleur spécifique d'un résineux à différentes températures [14].

4.2.4 Etapes de la dégradation thermique du bois

La dégradation thermique du matériau bois est décrite par plusieurs auteurs [15-19]. Elle se déroule en trois étapes, soient : (1) le séchage ; (2) la pyrolyse et (3) la combustion.

1) Phase de séchage :

Le mécanisme de séchage du bois se déroule, à des températures allant de 80°C à 110°C, en deux étapes : il commence d'abord par la perte de l'eau libre présente dans les interstices des fibres puis de celle liée. Lorsque l'eau libre est retirée totalement et si l'équilibre hygroscopique n'est pas atteint, l'eau liée commence à s'évaporer. Le retrait de l'eau liée se traduit par un état anhydre du matériau bois. Lorsque le matériau devient localement anhydre, sa température s'accroît progressivement. L'étape de séchage correspond à une réaction endothermique, où la température est absorbée par la transformation de l'eau liquide en vapeur [20].

2) Phase de pyrolyse :

Le mécanisme de pyrolyse se traduit par la décomposition chimique du matériau, la libération de gaz et la formation de la couche du charbon [20]. A des températures variant de 150°C à 200°C, le gaz causé par la pyrolyse se compose d'environ 70% de dioxyde de carbone incombustible (CO₂) et monoxyde de carbone (CO) combustible et toxique. A T > 200°C, le gaz combustible se libère de plus en plus et la proportion de CO₂ décroît. Le bois se transforme en charbon à des températures d'environ 300°C. Durant cette phase, 20% des gaz émis par la dégradation du bois sont inflammables.

3) Phase de combustion :

La combustion correspond à l'inflammation des gaz émis à l'étape de la pyrolyse. A ce stade, la température à la surface exposée au feu augmente fortement. Au-delà de 500°C, la quantité du gaz diminue et celle de charbon augmente. Au-dessus de 900°C, les gaz émis sont principalement composés du CO et H₂ [20].

La figure 4.10 présente la section d'un bois exposé au feu. La coupe est composée de trois couches [20] :

- La couche carbonisée, correspond à la partie du bois directement exposée au feu ;
- La couche de pyrolyse d'une épaisseur très fine d'environ 5 mm, est la partie où le bois est altéré chimiquement sans qu'il soit complètement décomposé. Elle est située entre le charbon et le bois sain ;
- La couche du bois sain, est la partie non atteinte par le feu.

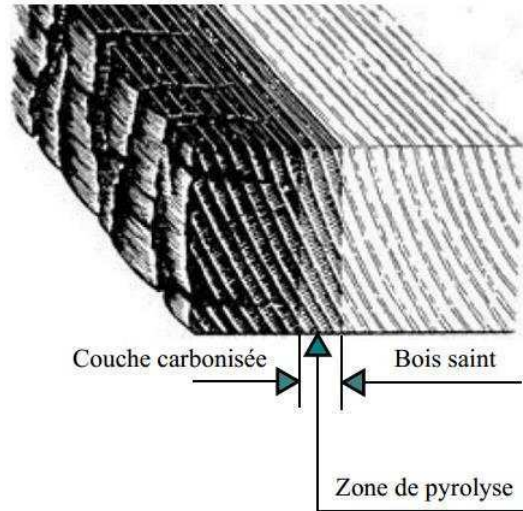


Figure 4.10. Front de pyrolyse dans un bois résineux [20].

4.2.5 Modèle cinétique de la dégradation thermique du bois

Le modèle thermique cinétique à une seule dimension (1D) développé initialement par Shen et al. dans [21] pour décrire la pyrolyse d'un bois humide est modifié dans ce travail pour être appliqué à la simulation des cas en (2D) et (3D).

L'équation différentielle d'un problème de diffusion de chaleur [20] s'écrit :

$$\frac{\partial}{\partial t} [T(\rho_b c_b + \rho_{ch} c_{ch} + \rho_l c_l)] = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_{sx} \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda_{sy} \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda_{sz} \frac{\partial T}{\partial z} \right) + Q_r'' \quad (4.1)$$

$$Q_r'' = k_{ch} \rho_b [\Delta h_{ch}^0 + (c_{p,ch} - c_{p,b})(T - T_0)] + k_g \rho_b [\Delta h_g^0 + (c_{p,g} - c_{p,b})(T - T_0)] + k_v \rho_l [\Delta h_v^0 + (c_{p,v} - c_{p,l})(T - T_0)] \quad (4.2)$$

T [K] étant la température actuelle ; T_0 [K] étant la température initiale ; t [s] représente le temps ; ρ_i [kg/m³] et $c_{p,i}$ [J/(kg.K)] sont la densité et la chaleur spécifique du composant (b : bois, ch : charbon, g : gaz, l : liquide et v : vapeur) ; λ_{si} [W/(m.K)] sont les conductivités thermiques du solide s selon la direction ($i=x, y, z$) ; Q_r'' [W/m³] étant une source d'énergie ; Δh_i^0 [J/kg] sont les chaleurs de réactions du composant i ; k_i [1/s] représente le taux de réaction et il s'exprime par la loi d'Arrhenius :

$$k_i(T) = A_i \times e^{-\frac{E_i}{RT}} \quad (4.3)$$

A_i [1/s] étant un facteur pré-exponentiel d'Arrhenius ; E_i [J/mol] est l'énergie d'activation de la réaction ; $R=8.314$ J/(mol.K) est la constante des gaz parfaits et T [K] est la température. Les paramètres cinétiques du modèle sont récapitulés dans le tableau 4.1.

Tableau 4.1. Paramètres cinétiques du modèle de Shen [21].

	Réactions de pyrolyse		Etape de séchage
	(k_{ch}) : bois→charbon	(k_g) : bois→gaz	(k_v) : liquide→vapeur
A_i [1/s]	7.38×10^5	1.44×10^4	5.13×10^{10}
E_i [kJ/mol]	106.5	88.6	88
Δh_i [kJ/kg]	-420	-420	-2440

La figure 4.11 montre que le bois humide se transforme en vapeur dans l'étape de séchage et en charbon et gaz dans l'étape de la pyrolyse [21].

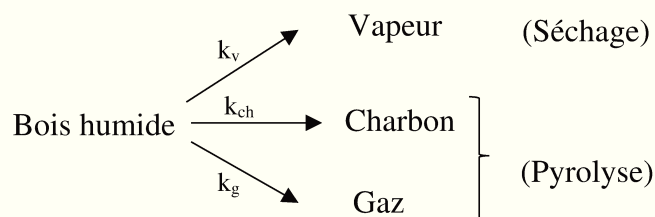


Figure 4.11. Modèle cinétique de Shen et al. [21].

Dans le modèle de pyrolyse de Shen et al. [21], les hypothèses suivantes sont adoptées :

- Seules les réactions endothermiques de séchage et de la pyrolyse sont considérées ;
- Les transferts de chaleur, de masse des gaz et des vapeurs à l'intérieur du bois sont ignorés ;
- Le gaz de la pyrolyse et la vapeur d'eau s'évaporent de la surface du solide dès qu'ils se forment. Le taux de perte de masse du solide est donc assumé comme un flux massique des volatiles.
- Le changement de volume du solide n'est pas pris en compte pendant l'exposition au feu.

(1). Masse volumique

Les équations de conservation de masse de pyrolyse pour le bois, le charbon, les gaz, le liquide et les vapeurs sont respectivement :

$$\frac{\partial \rho_b}{\partial t} = -(k_c + k_g) \rho_b \quad (\text{b : bois}) \quad (4.4)$$

$$\frac{\partial \rho_{ch}}{\partial t} = k_{ch} \rho_b \quad (\text{ch : charbon}) \quad (4.5)$$

$$\frac{\partial \rho_g}{\partial t} = k_g \rho_b \quad (\text{g : gaz}) \quad (4.6)$$

$$\frac{\partial \rho_l}{\partial t} = -k_v \rho_l \quad (\text{l : liquide}) \quad (4.7)$$

$$\frac{\partial \rho_v}{\partial t} = k_v \rho_l \quad (\text{v : vapeur}) \quad (4.8)$$

(2). Conductivité thermique

Les valeurs des conductivités thermiques du charbon λ_{ch} , du bois λ_b et du solide λ_s sont calculées par les expressions suivantes :

$$\lambda_{ch}=0.105 \quad (\text{ch : charbon}) \quad (4.9)$$

$$\lambda_b=0.166+0.369 \cdot \omega \quad (\text{b : fibres de bois ; } \omega : \text{taux d'humidité}) \quad (4.10)$$

$$\lambda_{s,i}=\eta\lambda_{ch,i}+(1-\eta)\lambda_{b,i} ; \quad \eta=\frac{\rho_{ch}}{\rho_b+\rho_{ch}} \quad (\text{s : solide ; i : direction}) \quad (4.11)$$

Le modèle de série est largement utilisé pour estimer la conductivité thermique effective d'un matériau composite à hautes températures [22-23]. On suppose que le matériau composite se décompose en deux phases comme le montre la figure 4.12. Le flux de chaleur Q s'applique sur une plaque de surface unitaire et de longueur D . Les fractions volumiques des deux phases sont v_1 et v_2 , respectivement.

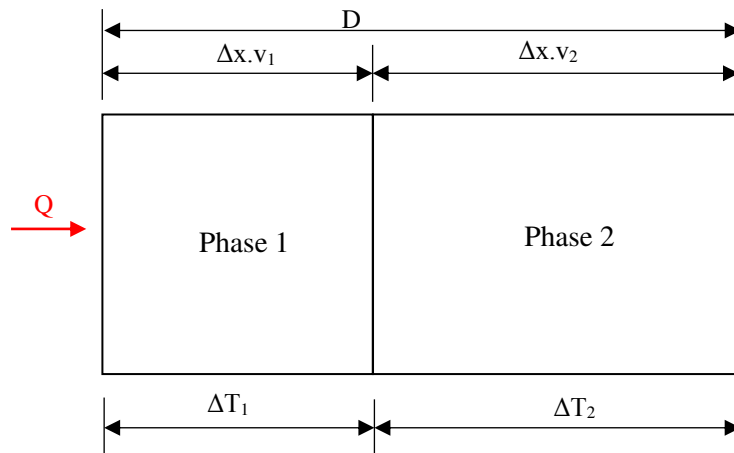


Figure 4.12. Modèle de décomposition d'un matériau composite.

La conductivité thermique de chaque phase se calcule par :

$$\lambda_1 = \frac{Q \times \Delta x \times v_1}{S \times \Delta T_1} \quad (4.12)$$

$$\lambda_2 = \frac{Q \times \Delta x \times v_2}{S \times \Delta T_2} \quad (4.13)$$

ΔT_1 et ΔT_2 sont les gradients de température.

La conductivité thermique équivalente λ_{eq} du matériau composite est :

$$\lambda_{eq} = \frac{Q \times \Delta x}{S \times (\Delta T_1 + \Delta T_2)} = \frac{1}{\frac{v_1}{\lambda_1} + \frac{v_2}{\lambda_2}} \Rightarrow \frac{1}{\lambda_{eq}} = \frac{v_1}{\lambda_1} + \frac{v_2}{\lambda_2} \quad (4.14)$$

Dans notre cas, les deux phases peuvent correspondre au ciment et au solide (fibres de bois). La conductivité thermique équivalente du composite bois-ciment λ_{eq} peut-être alors exprimée sous la forme :

$$\frac{1}{\lambda_{eq}} = \frac{v_c}{\lambda_c} + \frac{v_s}{\lambda_{s,i}} \quad (\text{c : ciment ; s : solide en fibres de bois}) \quad (4.15)$$

v_c et v_s sont respectivement les fractions volumiques du ciment et du solide.

(3). Chaleur spécifique

La chaleur spécifique du composite est calculée par la relation suivante [23] :

$$c_p = f_c c_{p,c} + f_b c_{p,b} + f_{ch} c_{p,ch} \quad (4.16)$$

f_i et $c_{p,i}$ sont respectivement les fractions massiques et les chaleurs spécifiques du composant i (c : ciment ; b : bois ; ch : charbon). Les valeurs f_i et $c_{p,i}$ de composite bois-ciment sont résumées dans le tableau 4.2.

Tableau 4.2. Composition du composite bois-ciment.

Composition : i	Fraction massique f_i [%]	Fraction volumique v_i [%]
Fibres de bois	44	75
Ciment	56	25

Les valeurs initiales des paramètres du modèle thermique utilisées dans les simulations sont répertoriées dans le tableau 4.3.

Tableau 4.3. Paramètres du modèle cinétique.

	Corrélation	Référence
λ [W/(m.K)]	$\lambda_b = 0.166 + 0.369 \cdot \omega$	[21]
	$\lambda_{ch} = 0.105$	
	$\lambda_c = 0.54$	[24]
c_p [J/(kg.K)]	$c_{p,b} = 1950$	
	$c_{p,ch} = 1390$	
	$c_{p,l} = 4180$	[21]
	$c_{p,v} = 1580$	
	$c_{p,g} = 2400$	
	$c_{p,c} = 788$	[24]
Emissivité ϵ_{emis}	$\epsilon_{emis} = 0.89$	
Constante de Stefan-Boltzmann σ_{boltz} [W/(m ² .K ⁴)]	$\sigma_{boltz} = 5.67 \cdot 10^{-8}$	
Coefficient de convection thermique h_c [W/(m ² .K)]	$h_c = 8.64$	[21]
Coefficient d'absorption	$\alpha = 0.95$	
Teneur en humidité (valeur initiale) ω [%]	7.9	

4.3 Test de carbonisation

4.3.1 Dispositif expérimental

Les essais de carbonisation des échantillons en bois-ciment ont été réalisés sur des éprouvettes de dimensions $35 \times 200 \times 75 \text{ mm}^3$ (figure 4.13). L'éprouvette est exposée à un panneau rayonnant infra-rouge en céramique composé de 4 émetteurs plats de $12 \times 12 \text{ cm}$. La puissance totale du panneau est d'environ 1600 W ($4 \times 400 \text{ W}$). L'éprouvette est placée verticalement à 5 cm de distance de la plaque chauffante. Le flux maximum imposé est de 6 kW/m^2 . Cinq thermocouples sont placés à différentes positions (5 mm , 10 mm , 15 mm , 20 mm et 25 mm) de la surface exposée. Un contour en panneau de particules est rajouté au dispositif expérimental pour éviter le montage des courants d'air qui pourraient perturber le flux rayonnant par un autre flux supplémentaire de type convectif.

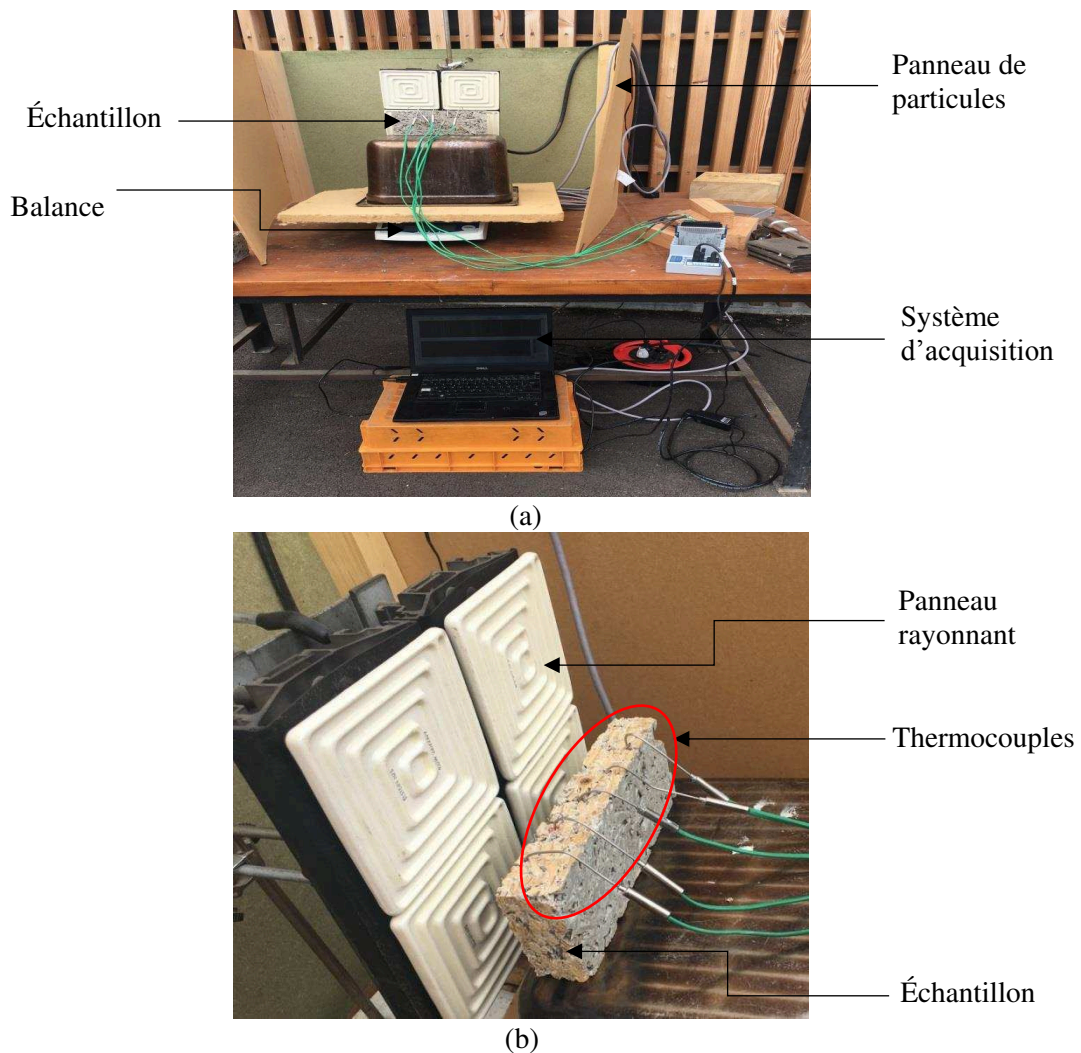


Figure 4.13. Essai de carbonisation : (a) dispositif expérimental et (b) positions des thermocouples.

Les valeurs mesurées de la masse et de la température au cours de l'exposition au flux de chaleur constant uniforme de 6kW/m^2 ont été enregistrées toutes les 30s, respectivement, par une balance placée sous l'échantillon (figure 4.13a) et par un module d'acquisition de données portatif lié à des thermocouples (figure 4.13b).

4.3.2 Résultats des tests

(1). Dégradation de masse

La figure 4.14 montre l'évolution de la masse totale de l'échantillon en fonction du temps d'exposition au flux de chaleur. Les résultats réalisés sur les trois tests sont pratiquement identiques. Le matériau perd environ 16% de sa masse initiale à une température $T=500^\circ\text{C}$ (correspondant à un temps d'exposition au flux de chaleur à $t=40\text{min}$, figure 4.14). L'incohérent de la perte de masse est du fait que la présence des câbles des thermocouples perturbe les mesures.

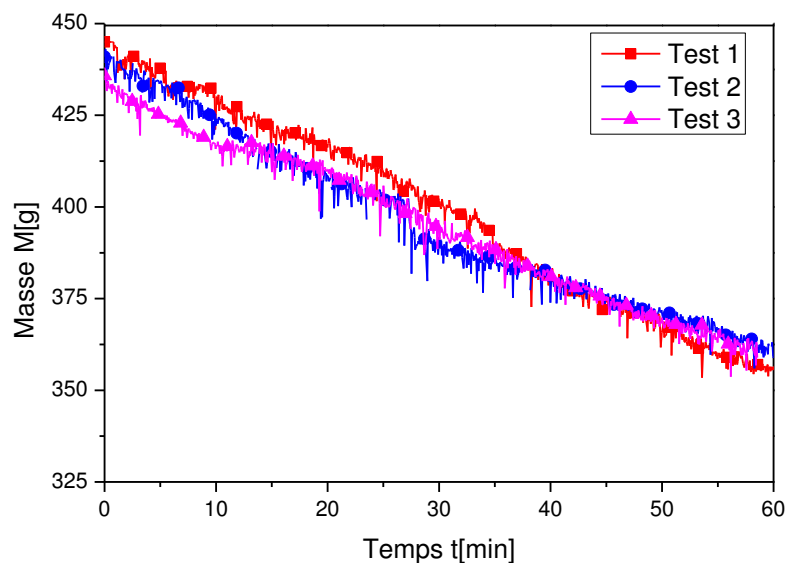
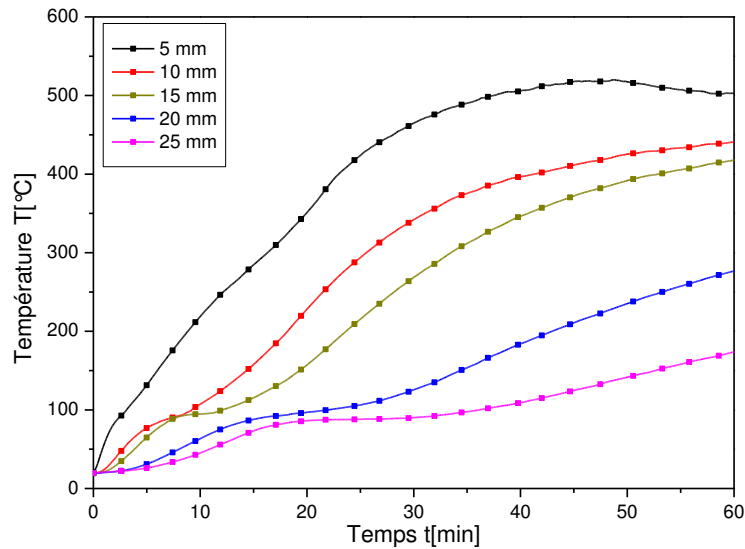


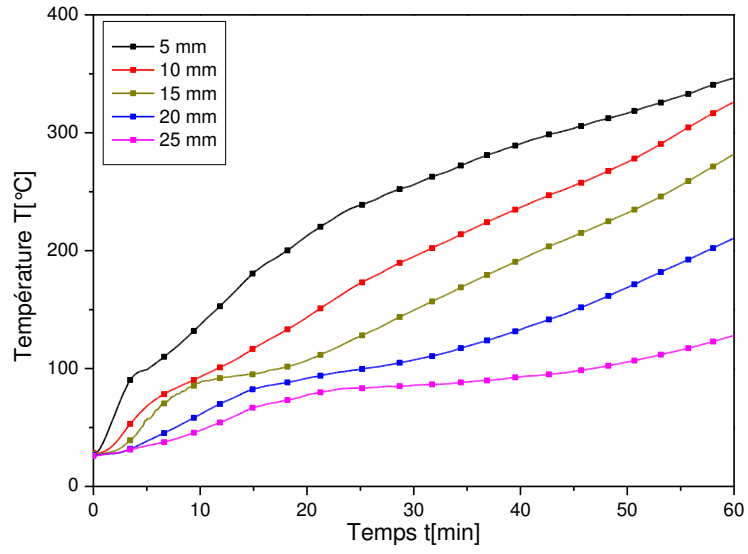
Figure 4.14. Evolution de masse en fonction du temps.

(2). Profils de températures

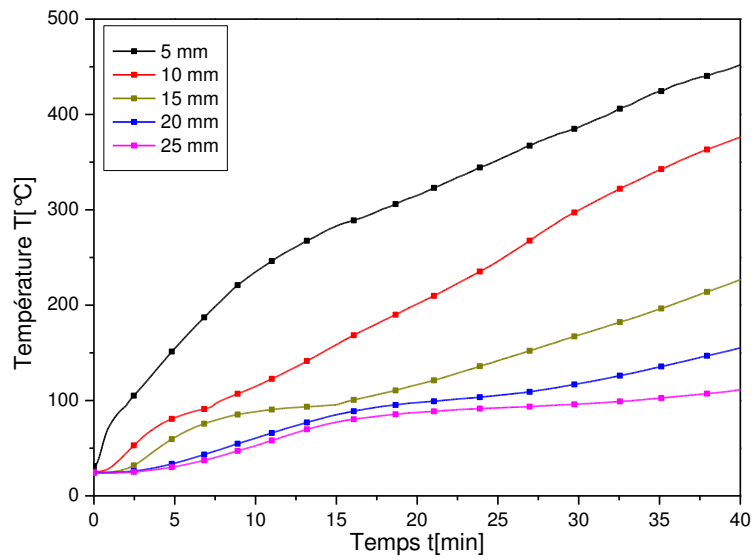
Les profils de températures mesurés à différentes positions des thermocouples sur les trois échantillons sont représentés sur les figures 4.15. Les résultats montrent que la température est plus élevée aux positions des thermocouples les plus proches de la surface exposée. Les températures relevées, aux thermocouples placés à une position de 5mm, évoluent non-linéairement et progressivement. Ce qui n'est pas le cas pour les thermocouples plus éloignés de la surface exposée. Les valeurs mesurées à 10, 15, 20 et 25mm présentent un petit plateau pour un temps d'exposition inférieur à $t=20$ min. Ce plateau est dû aux phénomènes de séchage et de conduction.



(a) Test 1



(b) Test 2



(c) Test 3

Figure 4.15. Evolution de la température à différentes positions des thermocouples.

4.4 Modélisation des tests de carbonisation

4.4.1 Décomposition thermique et conditions aux limites

Comme indiqué précédemment le modèle de pyrolyse de Shen et al. [21], développé en détail dans la section 4.2.5, a été modifié pour prendre en compte l'effet thermique du ciment dans le composite bois-ciment. La présence des fibres de bois a rendu le matériau composite sensible au phénomène de la pyrolyse. Le modèle cinétique proposé est représenté schématiquement sur la figure 4.16. Le mécanisme de la dégradation thermique se fait en deux étapes : (1) l'étape du séchage correspond à l'évaporation de l'eau présente dans les fibres de bois et à la déshydratation du ciment ; après le séchage (2) le mécanisme de la pyrolyse s'enclenche uniquement dans les fibres de bois. Dans cette étape les fibres se transforment en charbon et en gaz. Selon la littérature [8], le ciment commence à se décomposer à des températures supérieures à 600°C. Les températures des tests de carbonisation réalisés dans cette étude ne dépassent pas 550°C.

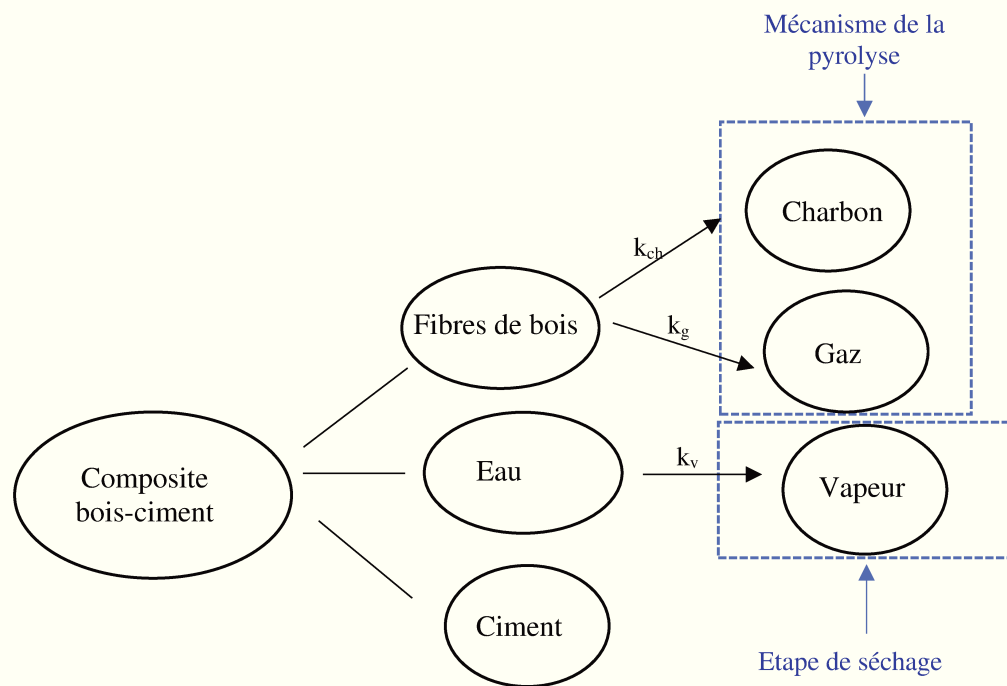


Figure 4.16. Mécanisme de la dégradation thermique du matériau composite bois-ciment à hautes températures.

La résolution de l'équation (4.1) de la diffusion de la chaleur nécessite la définition de la température initiale et des conditions aux limites du problème thermique. La distribution de température initiale dans l'échantillon à l'instant $t=0$ est décrite par :

$$T(x,y,t)|_{t=0} = T_0(x,y,t) \quad (4.17)$$

T_0 [°C] étant la température initiale.

L'échange thermique du milieu environnant avec les surfaces extérieures de l'échantillon exposé au feu s'effectue par convection et rayonnement, et qui peut être exprimé par les conditions aux limites suivantes :

$$-\lambda \cdot \frac{\partial T}{\partial \underline{n}} = h_c \cdot (T - T_0) + \sigma_{\text{boltz}} \cdot \varepsilon_{\text{emis}} \cdot (T^4 - T_0^4) \quad (4.18)$$

\underline{n} représente la normale à la surface de l'échantillon testé et elle est dirigée vers l'extérieur ; h_c est le coefficient de transfert de chaleur par convection ; σ_{boltz} étant la constante de Stefan-Boltzmann et $\varepsilon_{\text{emis}}$ désigne l'émissivité. Les valeurs des paramètres h_c , σ_{boltz} et $\varepsilon_{\text{emis}}$ prises dans les simulations sont données dans le tableau 4.3.

4.4.2 Stratégie d'implémentation

Le modèle thermique cinétique est intégré dans la plateforme d'Abaqus [25] via une routine Umatht. La programmation de la Umatht selon la syntaxe du logiciel Abaqus [25] nécessite la définition des informations suivantes :

- l'énergie interne thermique U ;
- la variation de U par rapport à la température $\frac{\partial U}{\partial T}$;
- la variation de U par rapport aux gradients de la température $\frac{\partial U}{\partial(\partial T / \partial x_i)}$ ($i=1,2,3$) ;
- le vecteur flux défini par $\bar{q} = q \cdot \underline{n}$;
- la variation de q par rapport à la température $\frac{\partial q}{\partial t}$;
- la variation de q par rapport aux gradients de la température $\frac{\partial q}{\partial(\partial T / \partial x_i)}$ ($i=1,2,3$).

L'algorithme de résolution est illustré dans la figure 4.17.

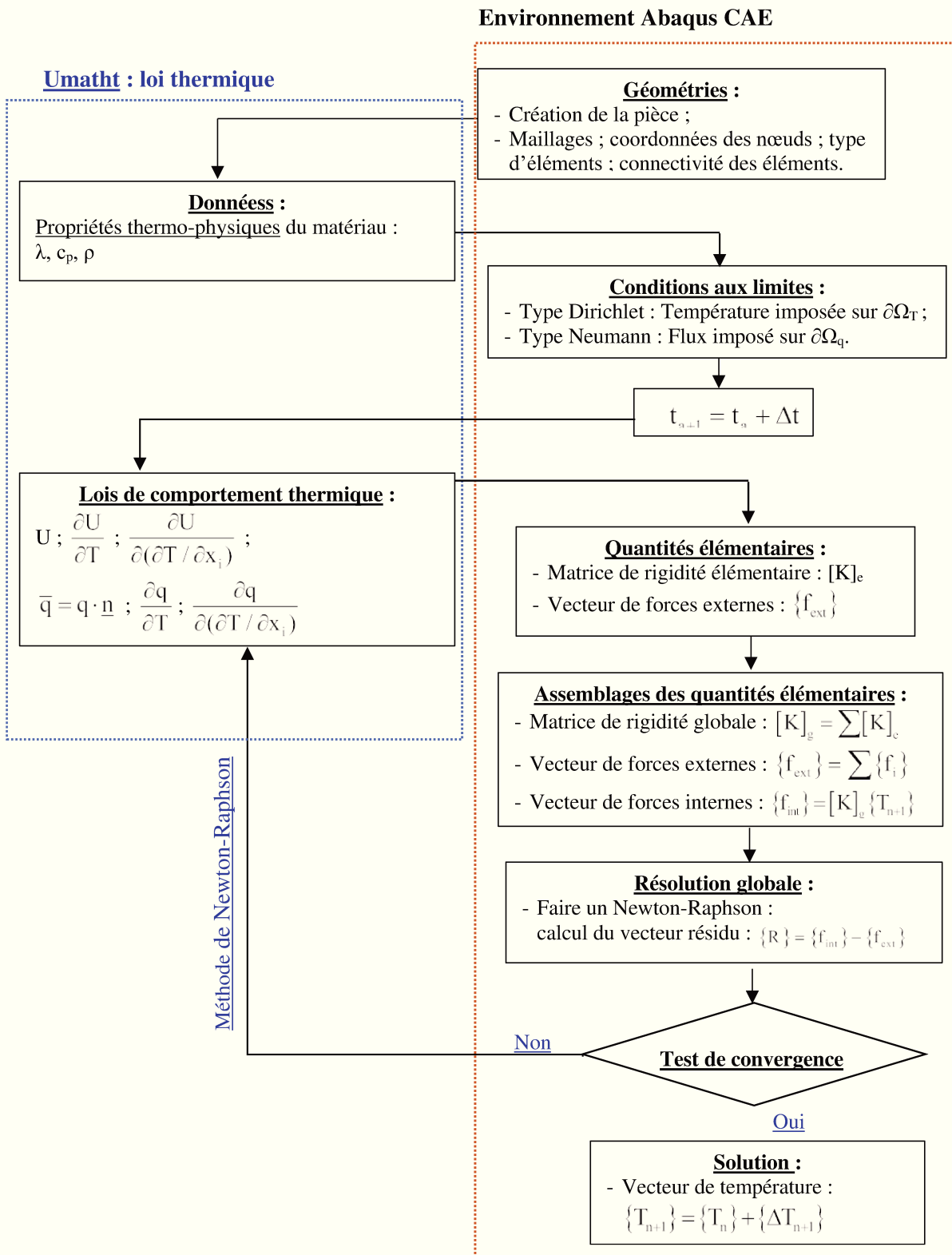


Figure 4.17. Algorithme de résolution globale utilisé dans le code Abaqus [20,25].

4.4.3 Modèle éléments finis d'un test de carbonisation

Le modèle numérique et les conditions aux limites correspondants au test de carbonisation sont illustrés sur la figure 4.18. Une éprouvette en bois-ciment de forme parallélépipédique $35 \times 200 \times 75 \text{ mm}^3$ a été exposée à un flux de chaleur de 6 kW/m^2 durant 40 min. Les positions des cinq thermocouples par rapport à la surface exposée au flux sont indiquées sur la figure 4.18. Le maillage est constitué de 7000 éléments DC2D4 (élément quadrilatéral à 4 nœuds, appliqué à l'analyse des transferts thermiques des problèmes en 2D).

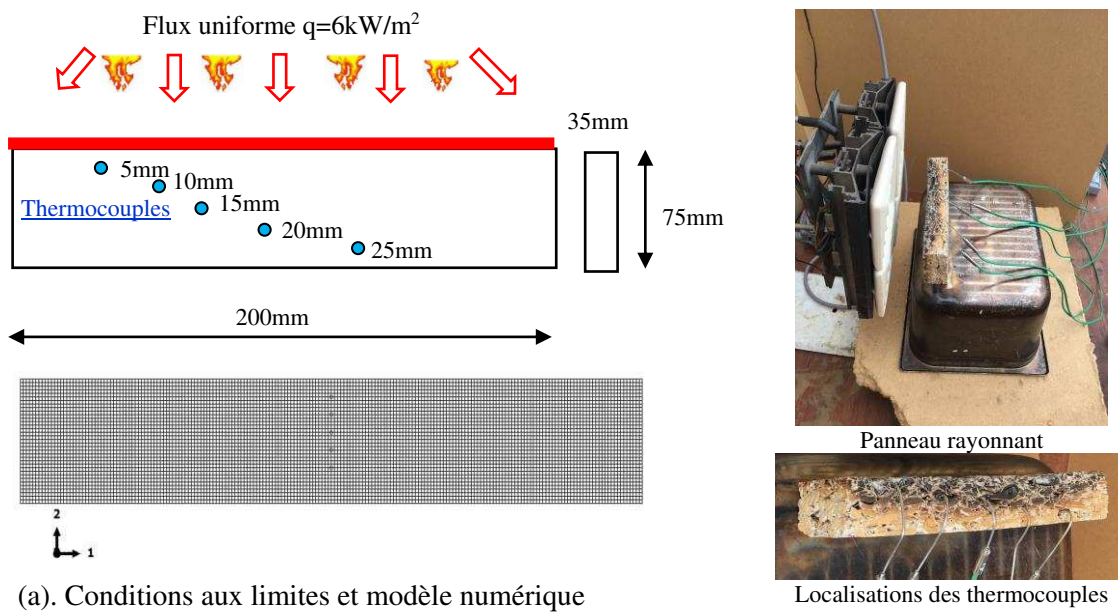


Figure 4.18. Test de carbonisation d'un échantillon bois-ciment.

4.4.4 Résultats des simulations

(1). Estimation des propriétés thermo-physiques

La figure 4.19 montre l'évolution de la densité relative du composite bois-ciment ρ/ρ_0 à différentes températures. De cette figure, il en ressort trois phases de perte de masse qui correspondent à 3 phénomènes particuliers :

- Etape de séchage ($80^\circ\text{C} < T < 150^\circ\text{C}$) : correspond à l'évaporation de l'eau présente dans le bois et le ciment où l'échantillon perd 8% de sa teneur en eau ;
- Etape de la pyrolyse ($150^\circ\text{C} < T < 300^\circ\text{C}$) : correspond à l'étape où les gaz de pyrolyse commencent à se libérer. La perte de masse continue à chuter linéairement jusqu'à ce que le matériau perde environ 2.5% de sa masse initiale ;
- Formation du charbon ($T > 300^\circ\text{C}$) : la chute de la masse se poursuit progressivement jusqu'à ce que l'échantillon perde 16.6% de sa masse initiale à une température d'environ 500°C . Le pourcentage d'erreur relatif à la perte de masse, estimé par les calculs, est très proche de celui des tests (voir la figure 4.14).

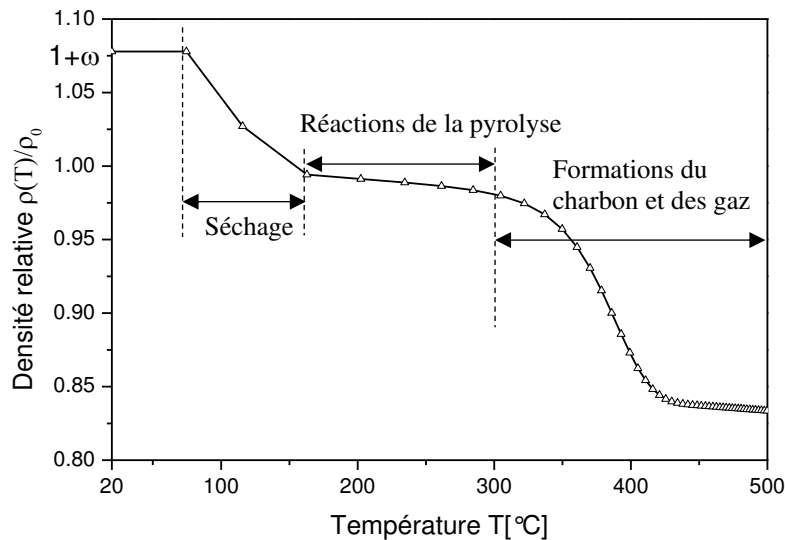


Figure 4.19. Evolution de la densité relative du matériau composite ($\omega = 7.9\%$).

Les courbes représentées sur la figure 4.20 illustrent l'évolution de la densité relative de chaque composant après les réactions chimiques dues aux mécanismes de séchage et de la pyrolyse. La densité relative du liquide s'annule à des températures $T=160^{\circ}\text{C}$ qui correspond au séchage du bois. A des températures $T > 300^{\circ}\text{C}$, la densité relative du bois commence à baisser progressivement et elle s'annule à des températures proches de 420°C où le bois est totalement carbonisé. En revanche, les quantités du charbon et de gaz se forment à des températures d'environ $T=300^{\circ}\text{C}$, elles augmentent séparément et progressivement, et elles se stabilisent à $T=420^{\circ}\text{C}$. La densité relative du ciment reste quasiment constante au cours de l'exposition au flux de chaleur.

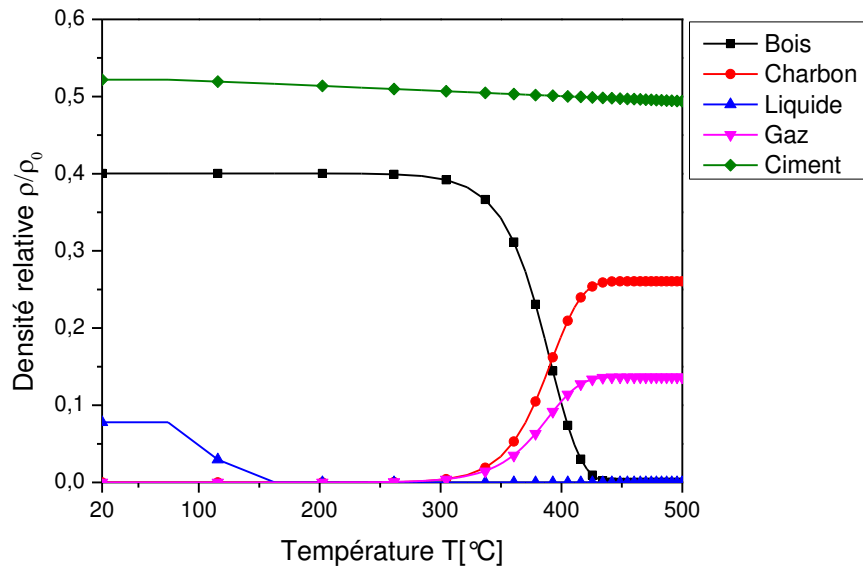


Figure 4.20. Evolution de la densité de chaque composant.

L'évolution de la conductivité thermique équivalente λ_{eq} en fonction de la température est illustrée sur la figure 4.21. La conductivité thermique, $\lambda=0.198\text{W}/(\text{m.K})$, estimée à une température ambiante ($T=23^\circ\text{C}$) par l'équation (4.15) est très proche de la valeur mesurée par le test "Hot Plate" décrit dans le chapitre précédent. La conductivité thermique du matériau composite bois-ciment est comparée à celle d'un bois sain (représenté en pointillés) sur la figure 4.21. Lors du début de la formation du charbon, un écart important est observé à un point de bifurcation autour d'une température $T=290^\circ\text{C}$. La chute de la conductivité est plus retardée dans le cas du composite. Ceci est dû à la présence du ciment qui protège les fibres de bois.

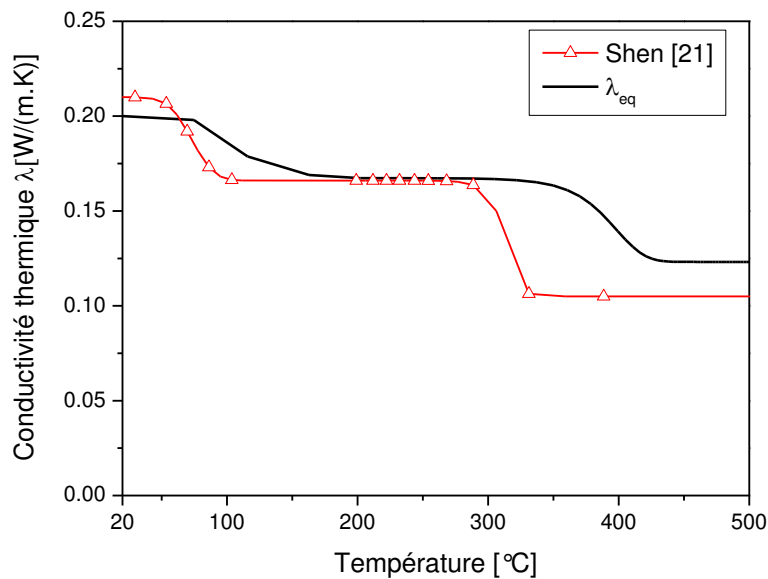
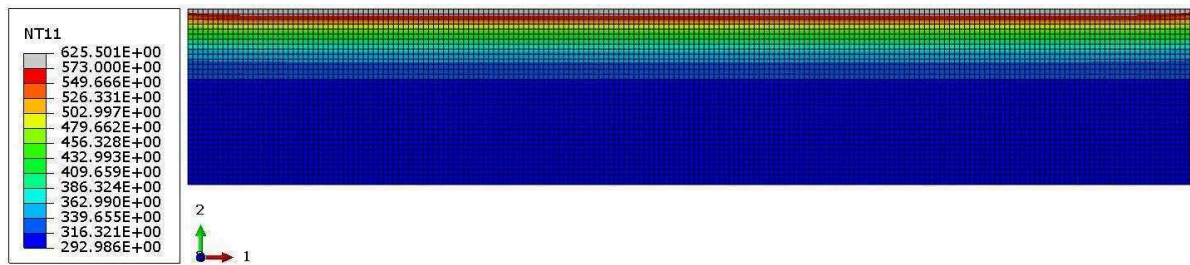


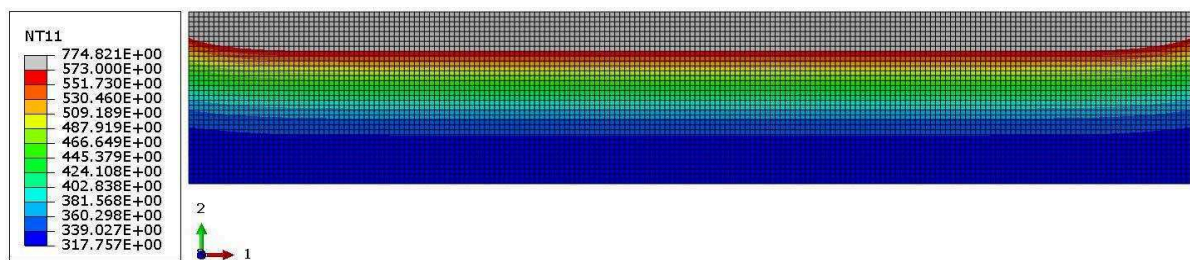
Figure 4.21. Evolution de la conductivité thermique en fonction de la température.

(2). Confrontation des résultats de la simulation à l'expérience

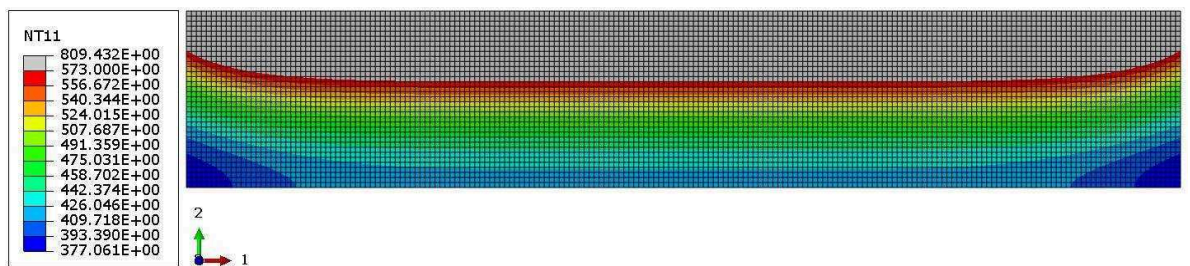
Les profils de températures obtenus par la simulation à différents temps d'exposition au flux (5, 20 et 40min) sont donnés sur les figures 4.22. La couche de charbon se forme au-delà de $T=300^\circ\text{C}$ et elle est représentée en gris. La zone du bois sain est présentée en bleu. Entre le charbon et le composite bois-ciment sain, on distingue les zones de pyrolyse (rouge, jaune et vert) et de séchage (turquoise). L'épaisseur du charbon s'accroît avec le temps d'exposition. La couche de charbon n'est pas rectangulaire. Des arrondis se forment aux angles du spécimen au cours de l'exposition au flux. Ceci peut être dû à l'effet d'un flux convectif correspondant à l'échange et au déplacement de l'air entre les surfaces de l'échantillon avec le milieu environnant pendant le déroulement de l'essai.



(a). t=5min



(b). t=20min



(c). t=40min

Figure 4.22. Formation de la couche du charbon à différents temps par simulation et expérimentation (la boîte de légende à gauche représente la température et en unité de [K]).

La figure 4.23 montre l'évolution de la température en fonction du temps à différentes positions des thermocouples (5, 10, 15, 20 et 25 mm) de la surface exposée au flux. Les courbes des simulations se composent souvent d'un petit plateau de séchage suivi d'une évolution progressive de la température. Certains paramètres du modèle thermique sont choisis dans des plages de températures très variées ; ce qui explique l'écart entre les valeurs calculées et mesurées à différentes positions des thermocouples. Qualitativement, les résultats des simulations sont en adéquation avec ceux des tests.

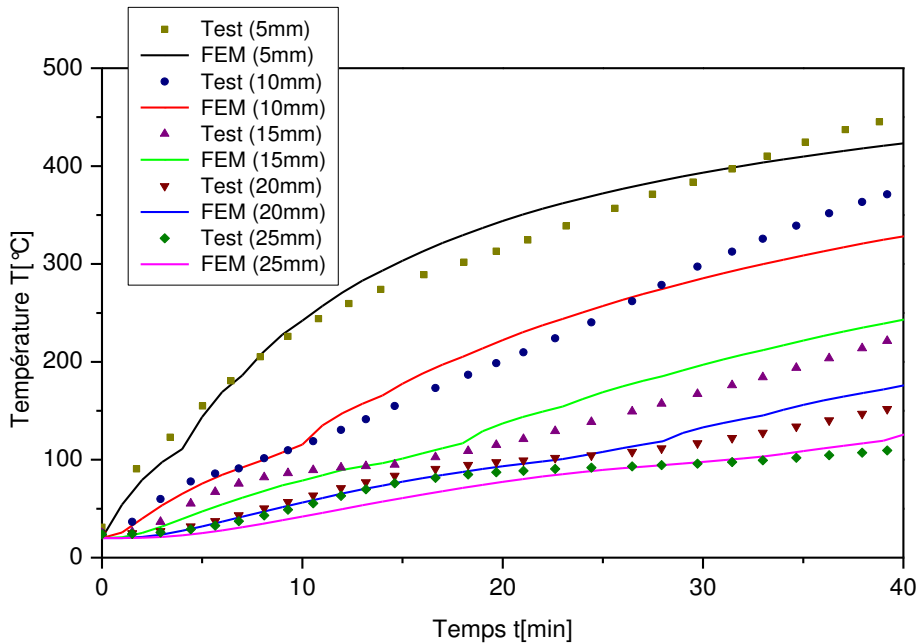


Figure 4.23. Evolution de la température à différentes positions des thermocouples.

L'évolution de la taille de la couche du charbon dans l'épaisseur de l'échantillon est représentée sur la figure 4.24. Les résultats montrent que l'évolution de la carbonisation est non-linéaire au cours de l'exposition à un flux de chaleur constant. L'erreur entre les valeurs mesurées et calculées à un temps d'exposition $t=40\text{min}$ est d'environ 4.3%.

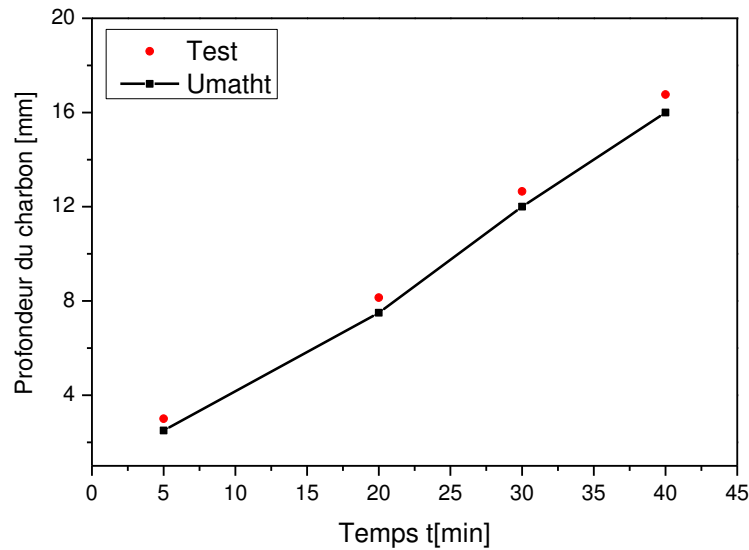


Figure 4.24. Evolution de l'épaisseur de la couche de charbon.

L'application de la procédure numérique à la simulation du test de carbonisation montre que le modèle éléments finis est capable de prédire l'évolution des profils de températures et l'épaisseur de la couche de charbon d'un panneau de coffrage en bois-ciment exposé à un flux de chaleur constant.

4.5 Conclusion

L'analyse thermique des panneaux de coffrage bois-ciment soumis à hautes températures nécessite la connaissance : de la variation de la conductivité thermique, de la chaleur spécifique et de la densité en fonction de la température ; de la dégradation thermique du bois au cours des phases de séchage et de pyrolyse. La loi thermique est décrite par un modèle cinétique de Shen et al. [21], et elle est intégrée dans le logiciel Abaqus [25] via la routine Umatht.

L'identification des paramètres du modèle cinétique est réalisée sur des données expérimentales obtenues sur des tests de carbonisation réalisés, en interne, sur des panneaux de coffrage bois-ciment exposés à un flux de chaleur uniforme $q=6\text{kW/m}^2$, produit par un panneau rayonnant. Qualitativement, les résultats des simulations sont en bon accord avec ceux des tests. Le modèle numérique est capable de reproduire avec précision la distribution des profils de températures et la formation du charbon dans l'épaisseur des panneaux composites au cours de l'exposition à un flux de chaleur uniforme.

Références bibliographiques du Chapitre 4

- [1] Fadai A., Kist M., Winter W., Radlherr C. Enhance fire behavior of wood-based buildings in social housing, WCTE 2016, Vienna, Austria, 2016.
- [2] Aggarwal L.K. Studies on cement-bonded coir fibre boards. *Cem Concr Compos* 1992;14:63–69.
- [3] Yu Y., Hou J., Dong Z., Wang C., Lu F., Song P. Evaluating the flammability performance of Portland cement-bonded particleboards with different cement–wood ratios using a cone calorimeter. *J Fire Sci* 2016;34:199–211.
- [4] ASTM E1354 – 11b Standard test method for heat and visible smoke release rates for materials and products using an oxygen consumption calorimeter, 2013
- [5] ISQ5660-1: Reaction to fire tests - Heat release, smoke production and mass loss rate - Part 1: Heat release rate (cone calorimeter method), 2002
- [6] Thi V.D., Khelifa M., Oudjene M., El Ganaoui M., Rogaume Y. Finite element analysis of heat transfer through timber elements exposed to fire. *Eng Struct* 2017;143:11–21.
- [7] Ma Q., Guo R., Zhao Z., Lin Z., He K. Mechanical properties of concrete at high temperature—A review. *Constr Build Mater* 2015;93:371–383.
- [8] Ghazi Wakili K., Hugi E., Karvonen L., Schneewlin P., Winnefeld F. Thermal behaviour of autoclaved aerated concrete exposed to fire. *Cem Concr Compos* 2015;62:52–8.
- [9] Kodur V. Properties of concrete at elevated temperatures. *ISRN Civ Eng*;2014.
- [10] Kizilkanat AB, Yüzer N, Kabay N. Thermo-physical properties of concrete exposed to high temperature. *Constr Build Mater* 2013;45:157–61.
- [11] Arioz O. Effects of elevated temperatures on properties of concrete. *Fire Saf J* 2007;42:516–522.
- [12] Schneider U. Concrete at high temperatures - A general review. *Fire Saf J* 1988;13:55–68.
- [13] Phan L.T. Fire performance of high-strength concrete: A report of the state-of-the-art. *Natl Bur Stand* 1996;NISTIR 5934.
- [14] Eurocode 5 - Design of timber structures. Part 1-2 : General - Structural fire design. CEN 2004 (European Committee for Standardization), EN 1995-1-2, Brussels, Belgium.
- [15] Fredlund B. Modelling of heat and mass transfer in wood structures during fire. *Fire Saf J* 1993;20:39–69.
- [16] Di Blasi C. Analysis of Convection and Secondary Reaction Effects Within Porous Solid Fuels Undergoing Pyrolysis. *Combust Sci Technol* 1993;90:315–340.
- [17] Alves S.S., Figueiredo J.L. A model for pyrolysis of wet wood.

- Chem Eng Sci 1989;44:2861–2869.
- [18] Ragland K.W., Aerts D.J., Baker A.J. Properties of wood for combustion analysis. *Bioresour Technol* 1991;37:161–168.
- [19] Chan W.C.R., Kelbon M., Krieger B.B. Modelling and experimental verification of physical and chemical processes during pyrolysis of a large biomass particle. *Fuel* 1985;64:1505–1513.
- [20] Thi V.D. Modélisation du comportement au feu des structures en bois. Ph.D thesis. Université de Lorraine, 2017.
- [21] Shen D.K., Fang M.X., Luo Z.Y., Cen K.F. Modeling pyrolysis of wet wood under external heat flux. *Fire Saf J* 2007;42:210–7.
- [22] Wang J., Carson J.K., North M.F., Cleland D.J. A new approach to modelling the effective thermal conductivity of heterogeneous materials. *Int J Heat Mass Transf* 2006;49:3075–83.
- [23] Bai Y., Vallée T., Keller T. Modeling of thermo-physical properties for FRP composites under elevated and high temperature. *Compos Sci Technol* 2007;67:3098–109.
- [24] Xu Y., Chung D.D.L. Effect of sand addition on the specific heat and thermal conductivity of cement. *Cem Concr Res* 2000;30:59–61.
- [25] Abaqus. Finite Element Modelling Programme and Standard User's Manual. V. 6.14. SIMULIA, 2016.

Conclusion générale et Perspectives

Ces dernières années, les bétons légers à base des fibres de bois sont de plus en plus utilisés dans la construction, grâce à leurs performances thermiques et acoustiques, mais leur développement est souvent freiné par des préoccupations liées à leur faible résistance mécanique et à leur combustibilité. La généralisation et l'application des panneaux en béton à base des fibres de bois dans la construction nécessitent la maîtrise et la connaissance de leurs propriétés thermo-hydro-mécaniques. Ce travail est dédié à cet aspect : il s'agit de caractériser leur comportement à travers l'expérience et la modélisation.

Pour atteindre cet objectif, cette étude a été scindée en trois parties distinctes et complémentaires : l'analyse de la résistance mécanique des éprouvettes en compression et en flexion ; l'étude du comportement hygrothermique des panneaux bois-ciment dans des conditions d'utilisation naturelle ; enfin l'étude se termine par l'analyse du comportement à hautes températures des panneaux composites bois-ciment.

L'analyse mécanique réalisée sur des éprouvettes en compression et en flexion à trois points a permis d'estimer le module d'Young MOE, la limite d'élasticité (RE) et la résistance à la rupture (MOR) du matériau composite bois-ciment. Les tests montrent que la résistance mécanique en compression est supérieure à celle de la flexion. Les valeurs moyennes de MOE, MOR et RE obtenues sont ensuite utilisées pour la validation des résultats numériques. La modélisation est réalisée avec le modèle CDPM (Concrete Damage Plasticity Model) disponible dans le logiciel des éléments finis Abaqus [1]. Les simulations montrent que le modèle CDPM est capable de décrire le comportement inélastique complet d'un matériau bois-ciment tant en traction qu'en compression, en tenant compte de l'effet de l'endommagement. Une brève description du modèle est présentée afin d'expliquer les paramètres matériels requis pour l'analyse mécanique. Le modèle numérique est validé sur la simulation des tests de flexion. Le CDPM est ensuite appliqué à la simulation des systèmes de coffrage permanent. Les simulations des différents exemples de coffrage montrent que : (i) l'instabilité du système de coffrage permanent et la rupture surviennent dans la majorité des cas par un déplacement latéral plus important exercé par le béton frais lors de l'opération de bétonnage ; et (ii) le critère basé sur la vérification de contrainte normale est tout le temps vérifié. Pour assurer la résistance et

la stabilité de ce type de système de coffrage permanent, lors de l'opération de coulage, il est conseillé de respecter ces hauteurs d'assemblage admissibles : $h=0.5\text{m}$ pour un panneau d'épaisseur $t=25\text{mm}$; $h=1.0\text{m}$ pour un panneau d'épaisseur $t=35\text{mm}$; et $h=1.5\text{m}$ pour un panneau d'épaisseur $t=50\text{mm}$.

L'analyse hygrothermique permet de caractériser les propriétés thermiques et hydriques du matériau bois-ciment sous des conditions d'utilisation naturelle. Les valeurs de ces propriétés sont ensuite utilisées comme les paramètres d'entrée pour la simulation numérique. Un modèle des transferts de chaleur et d'humidité a été implémenté dans le logiciel Comsol Multiphysics® [2]. Les essais hygrothermiques à l'échelle du laboratoire ont été réalisés à l'aide d'une sollicitation cyclique de courte durée, imposée selon le protocole NordTest [3]. La valeur MBV calculée à partir des essais permet de classer le matériau analysé dans cette étude en « bon », ce qui justifie son intervention sur la régularisation d'humidité. Ce matériau composite permet d'améliorer le confort intérieur et d'économiser la consommation d'énergie, offrant une alternative aux matériaux de construction traditionnels. En dernier, une étude de sensibilité est réalisée sur les effets de la température de l'air, de l'humidité relative et du coefficient de convection sur les réponses dynamiques des tests hygrothermiques.

En dernier, la carbonisation du matériau bois-ciment a été étudiée par deux méthodes, expérimentale et numérique, qui peuvent être utilisées dans les phases de développement des composants du bâtiment (panneaux de coffrage, poutres, poteaux, voiles, dalle...) pour optimiser leurs performances thermiques dans des conditions d'incendie réel. L'analyse thermique des panneaux de coffrage bois-ciment à hautes températures nécessite la connaissance : de la variation de la conductivité thermique, de la chaleur spécifique et de la densité en fonction de la température ; de la dégradation thermique du bois au cours des phases de séchage et de pyrolyse. La loi thermique est décrite par un modèle cinétique de Shen et al. [4], et elle est intégrée dans le logiciel Abaqus [1] via la routine Umatht. L'identification des paramètres du modèle cinétique est réalisée sur des données expérimentales obtenues sur des tests de carbonisation réalisés, en interne, sur des panneaux de coffrage bois-ciment exposés à un flux de chaleur uniforme $q=6\text{kW/m}^2$, produit par un panneau rayonnant. Qualitativement, les résultats des simulations sont en bon accord avec ceux des tests. Le modèle numérique est capable de reproduire avec précision la distribution des profils de températures et la formation du charbon dans l'épaisseur des panneaux composites au cours de l'exposition à un flux de chaleur uniforme. Les tests de carbonisation réalisés avec un flux de chaleur relativement faible

(6kW/m²) a permis de mettre en évidence le rôle important des changements de propriétés du matériau bois-ciment en fonction de la température, qui n'est que rarement pris en compte dans les calculs de la sécurité incendie des panneaux utilisés dans la construction. Cependant, ce flux reste faible pour simuler véritablement un cas d'incendie réel et ce travail devra être complété par des essais et par la validation du modèle pour des flux de chaleur plus importants, entre 50 à 150 kW/m², qui semblent plus proches d'un incendie réel. Les résultats d'analyse du comportement à hautes températures des panneaux de coffrage obtenus par les deux méthodes expérimentale et numérique ont conduit aux conclusions suivantes :

- La densité relative ρ/ρ_0 du matériau bois-ciment chute de 16% à une température $T=500^\circ\text{C}$;
- La valeur de la conductivité initiale λ mesurée par la technique "hot disk" est en adéquation avec la valeur calculée par le modèle de série qui confirme l'aptitude de notre approche ;
- Le modèle cinétique de pyrolyse inspiré des travaux de Shen et al. [4] est capable de prédire le comportement d'un matériau composite bois-ciment sous hautes températures ;
- Les tests montrent que les panneaux de coffrage se carbonisent sur la surface exposée mais ils ne s'enflamment pas comme le cas des panneaux en bois à des températures d'environ 500°C.

Cependant, plusieurs points sont perfectibles afin d'enrichir les deux techniques expérimentale et numérique développées dans le cadre de cette thèse dans l'objectif d'aider les ingénieurs à caractériser facilement les propriétés thermo-hydro-mécaniques des bétons légers à bases de fibre de bois : (1). Améliorer la résistance mécanique des bétons légers pour généraliser leur application dans le bâtiment. Il s'agit de reformuler un nouveau béton légers à base de l'existant en variant le proportion bois/ciment ou l'ajout des liants chimiques ; (2). Etudier le comportement hygrothermique à l'échelle de la paroi ou du bâtiment afin d'augmenter l'exactitude du modèle numérique développé. La courbe d'isotherme de sorption reste à compléter par la phase de désorption et à évaluer l'impact du phénomène d'hystérésis sur les résultats de simulation ; (3). Pour estimer la résistance au feu de ce type de panneaux de coffrage dans des conditions d'incendie réel, il faut réaliser des tests supplémentaires au laboratoire avec des flux de chaleur plus importants, entre 50 à 150 kW/m². Certains de ces aspects sont en cours de développement au LERMAB dans le cadre du projet éco-chalet (figure 5.1) initié en 2015 à l'IUT de Longwy.



Figure 5.1. Eco-chalet à l'IUT de Longwy.

Références bibliographiques

- [1] Abaqus. Finite Element Modelling Programme and Standard User's Manual. V. 6.14. Simulia, 2016.
- [2] Comsol Multiphysics®. V. 5.3, www.comsol.com, COMSOL AB, Stockholm, Sweden
- [3] Rode C. Report BYG DTU R-126: Moisture buffering of building materials. 2005.
- [4] Shen D.K., Fang M.X., Luo Z.Y., Cen K.F. Modeling pyrolysis of wet wood under external heat flux. *Fire Saf J* 2007;42:210–7.

ANNEXE A. Mesure de la conductivité thermique par la méthode plaque chaude

Une autre technique de mesure de la conductivité thermique appelée "Hot Plate" par la plaque chauffante a été réalisée. Le dispositif expérimental est représenté sur la figure A.1. La mesure a été effectuée dans une chambre climatique avec une température ambiante d'environ 23°C. Le spécimen de dimensions 10x10x1.5cm³ est scellé et placé entre deux blocs d'aluminium (figure A.1). Un élément chauffant, composé d'une résistance électrique R, est inséré à l'interface entre l'échantillon et l'isolant en polystyrène. La couche d'isolant assure la transmission totale du flux de chaleur, envoyé par l'élément chauffant, à travers l'échantillon. Trois thermocouples sont placés à différentes positions pour enregistrer respectivement les valeurs des températures T₁, T₂ et T₃ comme l'illustre la figure A.1. Le matériau est rendu étanche avant le test ce qui permet d'annuler l'effet dû aux transferts thermiques par déplacement d'air au travers les pores du matériau composite bois-ciment. Dans ce cas, le transfert thermique s'effectue totalement par conduction.

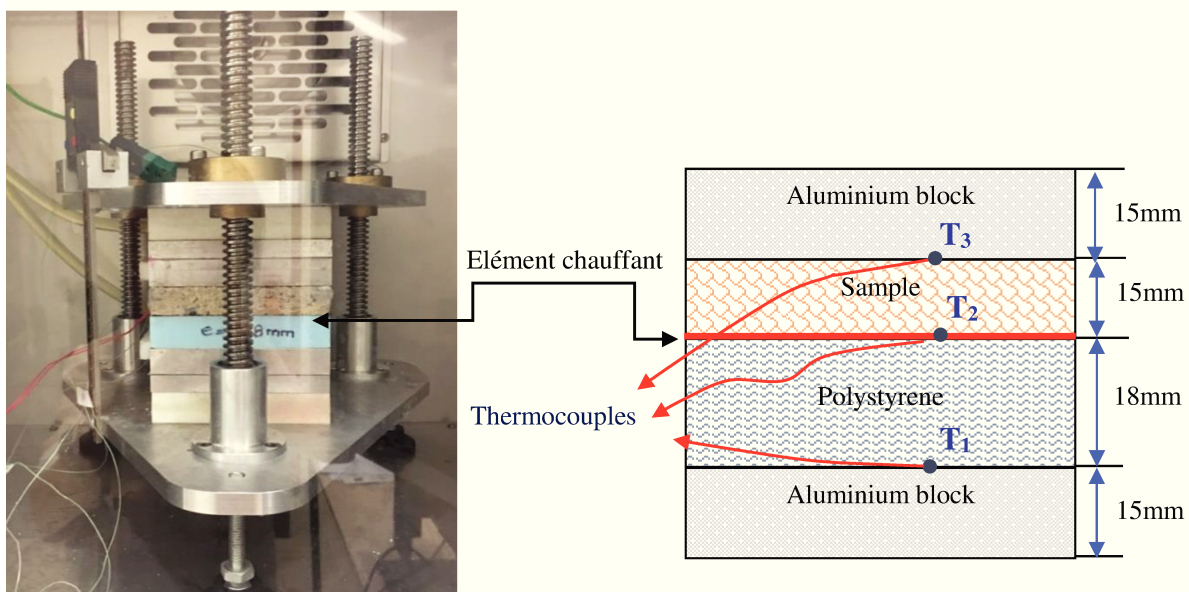


Figure A.1. Dispositif expérimental du "Hot Plate"

Le gradient thermique imposé par l'élément chauffant crée un flux de chaleur entre les deux faces de l'échantillon. La mesure est réalisée après un temps d'environ 20min de façon à laisser le système se stabiliser et ainsi établir un régime permanent. En régime permanent, le transfert de chaleur s'effectue suivant des lignes de flux perpendiculaires aux faces, c'est un écoulement de type monodimensionnel avec la température T variant linéairement en x (figure A.2).

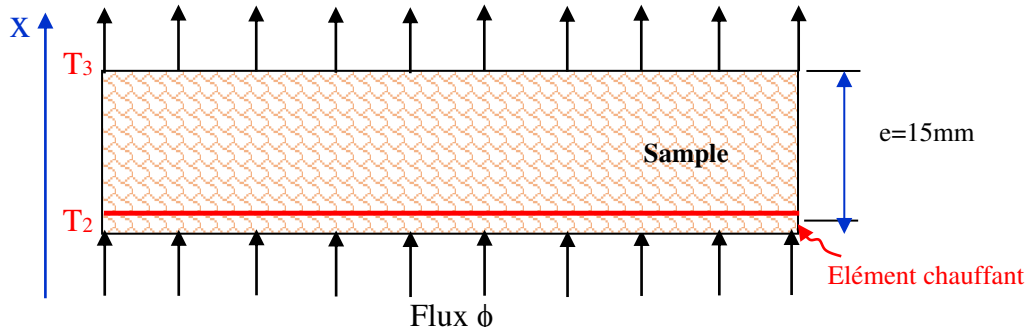


Figure A.2. Écoulement en régime permanent au travers une paroi d'épaisseur $e=5\text{mm}$.

En utilisant la loi de Fourier, le flux de chaleur ϕ par unité de temps est :

$$d\phi = -\lambda \frac{dT}{dx} S \quad (\text{A.1})$$

S étant la surface de l'échantillon exposée au flux de chaleur et $\frac{dT}{dx}$ représente le gradient de température.

En considérant qu'il n'y a pas de fuites par les parois latérales de l'échantillon, le flux de chaleur émis par la face inférieure se transmet totalement sur la face supérieure. Par intégration, en tenant compte des conditions aux limites, on obtient :

$$\phi = -\frac{\lambda \cdot S}{e} (T_3 - T_2) \quad (\text{A.2})$$

T_2 et T_3 sont les températures mesurées aux surfaces de l'échantillon (figure A.2) et $e=15\text{mm}$ étant son épaisseur.

La combinaison des deux flux de chaleur entre celui qui traverse l'échantillon et celui qui sera absorbé par la couche d'isolant en polystyrène s'exprime par :

$$\phi = -\frac{\lambda \cdot S}{e} (T_3 - T_2) + \frac{\lambda_0 \cdot S}{e_0} (T_2 - T_1) \quad (\text{A.3})$$

T_1 , T_2 et T_3 sont les températures mesurées aux thermocouples indiqués sur la figure A.1. $\lambda_0=0.038\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ et $e_0=18\text{mm}$ sont respectivement la conductivité et l'épaisseur de l'isolant.

L'élément chauffant joue le rôle d'une source de chaleur. On impose ainsi un flux de chaleur uniforme dans l'élément en modifiant la tension électrique $U[\text{V}]$ appliquée sur la surface de l'échantillon testé. Une console indique la valeur de cette tension $U[\text{V}]$ et un ohmmètre électronique permet de mesurer la résistance électrique $R[\Omega]$. On peut ainsi évaluer

la quantité de chaleur dégagée par effet de Joule dans le système. Le flux de chaleur électrique U^2/R est assumé équivalent à celui qui traverse l'échantillon et l'isolant. On obtient donc [19] :

$$\phi = \frac{U^2}{R} = -\frac{\lambda \cdot S}{e} (T_3 - T_2) + \frac{\lambda_0 \cdot S}{e_0} (T_2 - T_1) \quad (\text{A.4})$$

De l'Eq(A.4), on tire la valeur de la conductivité thermique de l'échantillon λ :

$$\lambda = \frac{e}{(T_2 - T_3)} \left[\frac{U^2}{R \cdot S} - \frac{\lambda_0}{t_0} (T_2 - T_1) \right]; \quad U = R \times I \quad (\text{A.5})$$

D'où :

$$\lambda = \frac{e}{(T_2 - T_3)} \left[\frac{R \cdot I^2}{S} - \frac{\lambda_0}{e_0} (T_2 - T_1) \right] \quad (\text{A.6})$$

$R = 39.8\Omega$ et $I = 0.1A$ étant le courant traversant.

Cinq mesures ont été réalisées et les résultats des tests sont représentés sur la figure A.3. La valeur moyenne de conductivité thermique $\lambda = 0.20 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$ à $T = 23^\circ\text{C}$ est illustrée par la ligne en pointillés. L'écart des valeurs mesurées est inférieur à 5%. La variabilité des masses volumiques est due à la porosité du matériau bois-ciment.

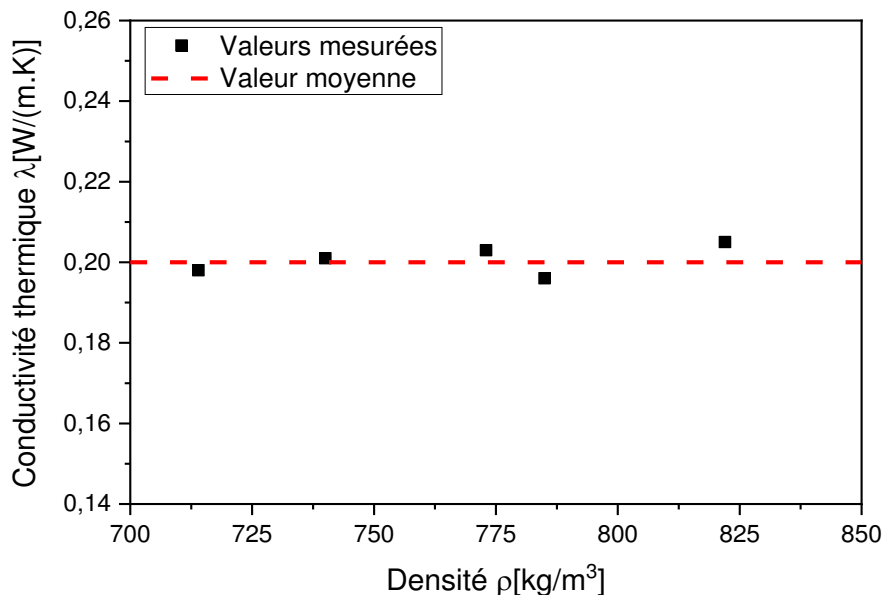


Figure A.3. Conductivité thermique λ du bois-ciment sec en fonction de la masse volumique ρ .

ANNEXE B. Propriétés des matériaux des cas de test

Tableau B.1. Propriétés du matériau du cas de test 1.

w^* [kg/m ³]	$\frac{116}{\left(1 - \frac{1}{0.118} \ln(\varphi)\right)^{0.869}}$
δ_p [kg/(m·s·Pa)]	$1 \cdot 10^{-15}$
D_w [m ² /s]	$6 \cdot 10^{-10}$
λ [W/(m·K)]	0.15
c_p [J/(kg·K)]	800
ρ_s [kg/m ³]	525

*w : teneur en eau volumique

Tableau B.2. Propriétés physiques des composants d'enveloppe du cas de test 2.

Matériaux	Plâtre	Béton	Isolant	Enduit
ρ [kg/m ³]	1200	2300	30	0.04
λ [W/(m·K)]	0.2	1.6	1800	0.7
c_p [J/(kg·K)]	1000	1000	1500	1000
ε [%]	10	12	95	10
w [kg/m ³]	$8.81 \times \left(1 - \frac{\ln(\varphi)}{0.105}\right)^{-1/1.06}$	$100.86 \times \left(1 - \frac{\ln(\varphi)}{0.117}\right)^{-1/1.51}$	$\frac{\varphi}{-0.5277\varphi^2 + 0.9647\varphi + 0.07086}$	$\frac{\varphi}{-0.052\varphi^2 + 0.052\varphi + 0.005}$
δ_p [kg/(m·s·Pa)]	$2.3 \cdot 10^{-11}$	$1.6 \cdot 10^{-12}$	$3.8 \cdot 10^{-12}$	$2.7 \cdot 10^{-11}$

ANNEXE C. Etude de sensibilité du modèle hygrothermique

- Les formes de maillage :

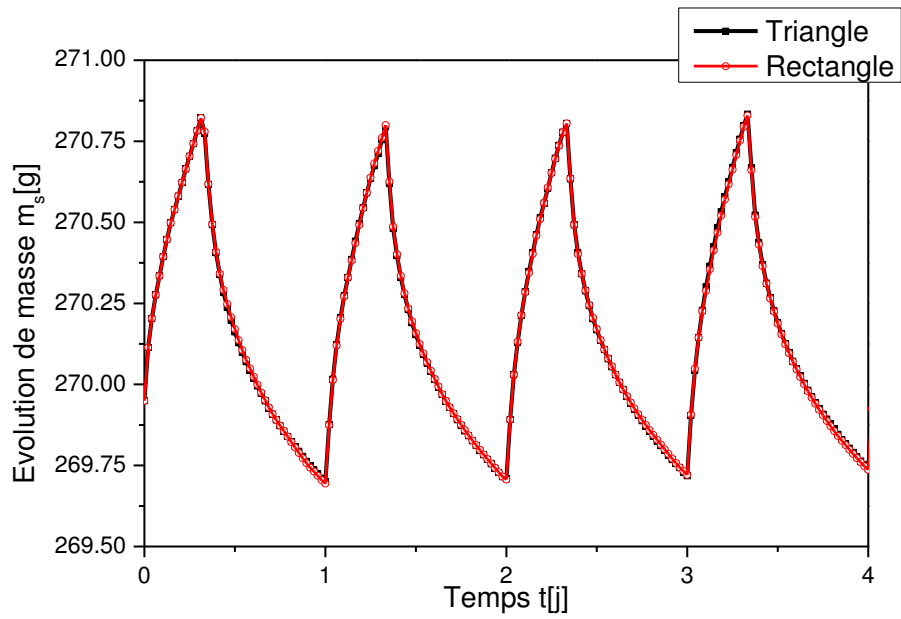


Figure C.1. Impact de la forme de maillage.

- Le nombre d'éléments de maillage :

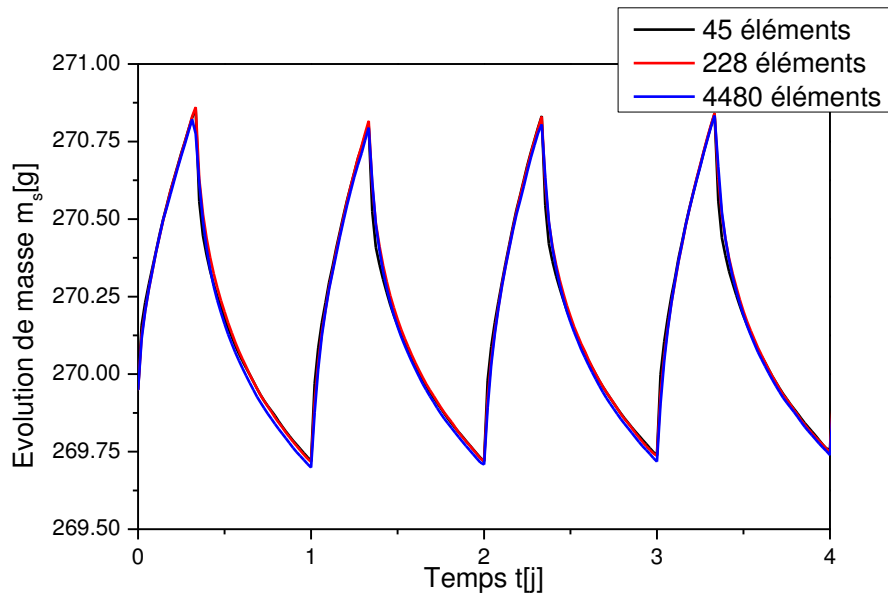


Figure C.2. Impact du nombre d'éléments.

- La tolérance de calcul :

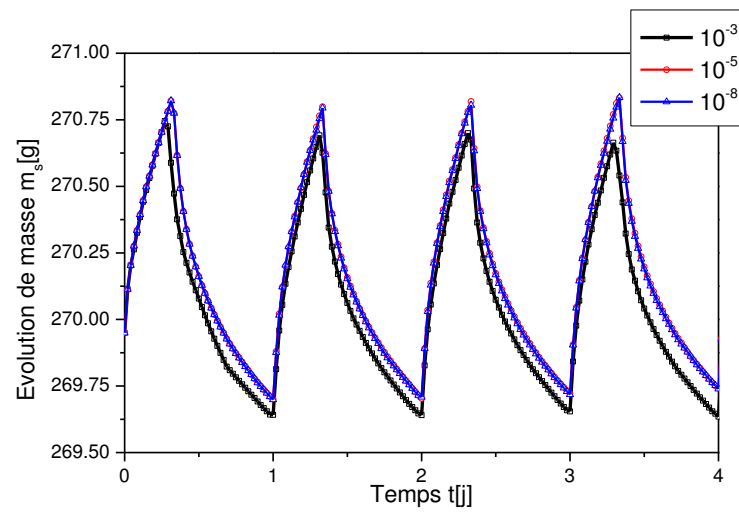
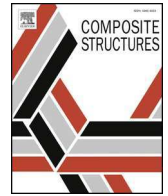
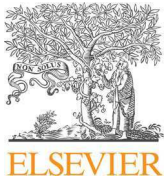


Figure C.3. Impact de la tolérance de calcul.

ANNEXE D. Publications éditées en rapport avec la thèse.



Structural response of cement-bonded wood composite panels as permanent formwork

M. Li^{a,c}, M. Khelifa^{a,*}, A. Khennane^d, M. El Ganaoui^b

^a University of Lorraine, LERMAB, EA 4370, 27 rue Philippe Séguin, 88026 Epinal, France

^b University of Lorraine, LERMAB, EA 4370, 186 Rue de Lorraine, 54400 Cosnes-et-Romain, France

^c University of Cergy-Pontoise, L2MGC, EA 4114, 5 Mail Gay-Lussac, 95031 Neuville-sur-Oise, France

^d SEIT, UNSW Canberra, Northcott Drive, ACT 2600, Australia

ARTICLE INFO

Keywords:

Wood-cement composite
Permanent formwork
Three point bending tests
Concrete Damage Plasticity Model
Finite element modelling
Mechanical behaviour
Green building

ABSTRACT

Bio-sourced materials combined with a cementitious matrix offer an interesting alternative to traditional construction materials. To contribute to their wider acceptance by the sustainable construction market, an investigation into the use of wood-cement composite panels as stay-in-place or permanent formwork is presented. As individual panels, the mechanical performance was evaluated through three point bending tests. But, as part of the formwork system, their overall structural performance was evaluated through finite element simulation under the action of lateral pressure exerted by the concrete in a liquid state. The Concrete Damage Plasticity Model (CPDM) available in the Abaqus code is adapted and used to model the mechanical behaviour of the wood-cement composite. The obtained results show wood-cement composite panels offer a promising alternative for the development of a lightweight permanent formwork system, that can contribute to the thermal and acoustic comfort of green buildings.

1. Introduction

Energy and environmental issues are major concerns in the global perspective of sustainable development. The housing sector is particularly energy-intensive. It is a major greenhouse gas emitter and consumer of natural resources. This context has led the scientific community to reassess the performance of building materials on the basis of embodied energy and environmental impact. According to Constatinos et al. (2007) [1], during the decade, 1990–2000, a better design of new buildings in Europe has reduced building energy consumption by 0.4% while the population grew by 0.9%. This improvement is for the most part due to the use of more energy efficient materials and equipment as well as the evolution of design codes.

Bio-sourced materials combined with a cementitious matrix offer an interesting alternative to traditional construction materials. They constitute an interesting economic and ecological solution. Biomaterials such as wood fibres can be sourced from recycled timber or from sustainably managed forests. They are inexpensive to produce, and environmentally friendly. They can sequester carbon in the construction. They are generally highly porous with a low apparent density and a complex architecture marked by a multi-scale porosity. These geometrical characteristics result in a high capacity to absorb sounds and have

hygro-thermal transfer ability [2,3]. Their thermal conductivity is close to that of expanded polystyrene and glass wool. The use of natural resources offers therefore real possibilities of improving the thermal and acoustic comfort of the built environment as well as developing new construction techniques. In addition, they lend themselves to modular construction. They are well suited in warm and humid environments where termites and decay pose a serious problem.

The compelling environmental issues, the increasing global awareness of the depletion of natural resources have therefore generated a particular interest in bio-composite materials and the need to explore their use in structural applications. Reis [4] investigated the mechanical properties of natural fibres reinforced epoxy polymer concrete. Coconut, sugar cane bagasse, and banana fibres were used as they come without any kind of preparation. Of the three types of fibres, chopped coconut fibres were found to be an excellent reinforcement for polymer concrete increasing the fracture and flexural properties. Corinaldesi et al. [5] have replaced natural sand with by-products from the timber and wood processing industries to produce light mortars, which were characterised by means of compression and bending tests, drying shrinkage, resistance to water vapour permeability, water capillary absorption, and thermal conductivity measurements. To avoid excessive loss of mechanical strength and a reduction in thermal

* Corresponding author.

E-mail address: mourad.khelifa@univ-lorraine.fr (M. Khelifa).



Fig. 1. Wood cement panels as permanent formwork.

conductivity, the authors suggest using a maximum of 5% of wood by-products. Morales-Conde et al. [6] present the results of an experimental characterisation of the physical and mechanical properties of wood-gypsum composites. The additives used included wood chips and sawdust from mixed wood waste in various proportions. The results of this study showed that increasing the amount of wood waste reduces density and slightly decreases thermal conductivity. In addition to wood products, the possibility of using recycled plastic waste in construction for the manufacture of lightweight concrete has been the subject of several studies in recent years [7–9].

The aim of this study, therefore, is to investigate the mechanical performance of a wood-cement panel as stay-in-place or permanent formwork, Fig. 1. Additionally, these panels will serve two purposes. First, by their mechanical strength, they provide the formwork before concreting. Second, by remaining in place to form the inner walls and outer façade of the building, they provide thermal and acoustic comfort through their hygro-thermal transfer and sound absorbing properties, and they can be easily rendered. To the authors' knowledge, formwork made out of wood cement panels has never been presented in the technical literature.

Despite the important role formwork plays in the building industry, it has not benefited from the computational progress achieved in structural engineering as evidenced by the few studies available in the literature [10–17]. In addition, most of the research is empirical and carried out on conventional forms using timber and/or steel.

A feasibility analysis of using commercially available wood-cement panels as permanent formwork in order to contribute to their certification in view of their wide acceptance by the construction industry is carried out. Because the setting-up of experimental tests involving full-size formwork is very expensive and time consuming, the present study will consist mainly of numerical simulations of the mechanical behaviour of these panels when subject to lateral concrete pressure. The appropriate choice of the value of the lateral concrete pressure will be discussed, but the focus will be on the optimum design of the panel in accordance with the recommendations of the relevant design codes for strength and stability for walls up to 2 m in height. A parametric study, taking into account the variation of the thickness of the panels, will be carried out.

2. State of the art of permanent formwork

Traditional formwork used in the construction of reinforced concrete structures is designed to withstand dead, imposed, and environmental loads up until the concrete develops sufficient strength so the structure can take the loads by itself. This formwork system is often responsible for a large part of the overall cost of the structure; it

amounts to 50% of the overall budget [12,18]. However, choosing a formwork system during the pre-construction phase can significantly reduce the cost of reinforced concrete construction projects.

As a remedy to this, some researchers have proposed to use stay-in-place or permanent formwork systems that remain in place for the entire service life of the concrete structure [19–24]. Recently, Goyal et al. [22] studied the connection between FRP (Fibre Reinforced Polymers) permanent formwork and concrete. They performed shear tests to study two types of connection mechanisms: aggregate and adhesive bonding. To gain a better understanding of the mechanisms, the results of a finite element analysis were also presented. They recommend using the wet-bond technique with special adhesives. Kim et al. [19] used Glass Fibre Reinforced Concrete (GFRC) for stay-in-place formwork for a bridge deck. Leung and Cao [20] proposed a new technique to enhance the durability of concrete structures by using Pseudo-Ductile Cementitious Composites (PDCC) as permanent formwork. The proposed formwork system acts as an effective surface coating to prevent corrosion of steel reinforcement, which increases the durability of the concrete structures. Yu [21] showed that the connection between the formwork and the concrete was significantly improved by incorporating transverse and longitudinal stiffeners on the formwork surface. According to the author, there is a lack of published work on permanent formwork for vertical elements such as columns. Huang et al. [23] developed a reinforced permanent formwork using Ultra-High Toughness Cementitious Composite (UHTCC) that is not only capable of withstanding the applied loads before casting, but also contributing to the load carrying capacity of the structure for its remaining life.

It appears that some studies have been carried out on the analysis of permanent formwork, however, and according to the authors knowledge, none has dealt so far with permanent formwork using wood cement composite panels, which is the aim of this study.

Design of stay-in-place wood-cement formwork

Fig. 2 illustrates the proposed stay-in-place formwork, which is in the experimental stage in view of its standardisation. The tie rods are made of mild steel and have a diameter of 3 mm. They contribute to the stability of the panels during concrete pouring. They must be spaced at

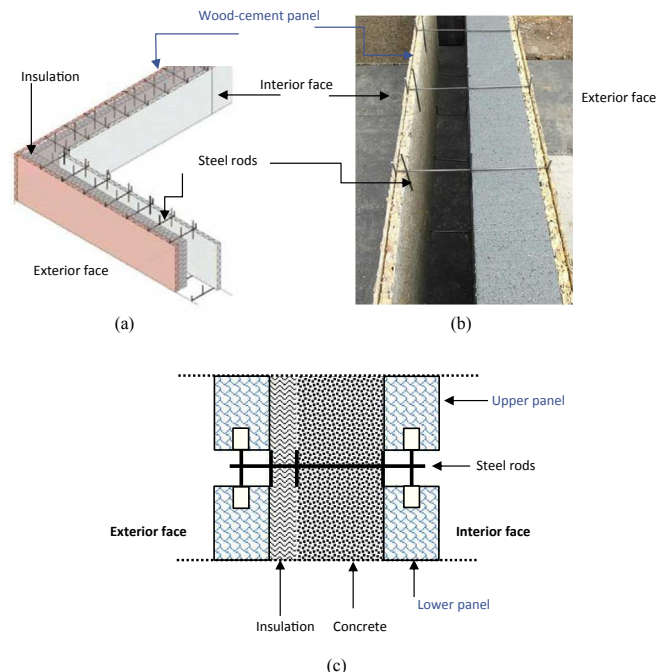


Fig. 2. Schematic of the formwork: (a) wall; (b) panel, and (c) stack of panels.

least 300 mm apart according to the manufacturer's recommendations. The formwork panels are 500 mm high, 2 m long and come in three different thicknesses 25, 35 and 50 mm. The dimensions of the panels are designed such that they can be easily carried and handled by a construction worker. The major issue encountered by the company responsible for assembling these forms was their failure during casting under lateral pressure from the fresh concrete at different heights. Of practical importance, therefore, is the determination of the optimum height of the formwork before it fails through bursting. This knowledge will help avoid possible disorders that can affect the stability of the structure before the setting of the concrete, and that can significantly increase the overall cost of the construction. In the following, this issue is investigated through numerical simulation to provide information on the bearing capacity of the panels during the casting phase. In particular, the focus will be on the maximum height, the thickness of the panels of formwork, and the sequence of casting. The user guide suggests stacking the panels in successive rows after a casting time of about 24 h. The stack of panels is illustrated in Fig. 2c.

3. Shape of the lateral pressure exerted by fresh concrete

The design of formwork is covered by codes of practice. The provisions are developed for normal concrete, and are not necessarily justified for the case of a concrete in a fluid state. An excellent review of the codes' provisions is given in Ref. [17]. During its application, formwork must withstand various loads such as self-weight, the concrete weight including reinforcement, as well as live load allowance such as wind, ice and the weight of the workers. By far, the most prominent of these actions is the lateral pressure of the concrete. However, according to Zhang et al. [16], its components and mechanics are still not thoroughly understood. It is influenced by a number of parameters including, but not limited to, formwork stiffness, formwork material, consistency of concrete, coarse aggregate concentration, aggregate nominal size, setting time of the cement, casting rate, height, and vibration. As depth and time increase, concrete, through the hydration of the cement, develops shear strength causing the pressure to drop below the hydrostatic line. Most codes of practice, therefore, propose a bilinear curve for the lateral pressure such as the one shown in Fig. 3. From the upper free surface to a limiting depth, the distribution follows the hydrostatic pressure. Below the limiting depth, the value of the pressure remains constant until the bottom of the form work.

The limiting depth and maximum pressure are, however, governed by many parameters such as the rate of placement, the consistency, the temperature of the concrete and the type of the cement.

The hydrostatic pressure P_{hyd} [Pa] is given by Eq. (1).

$$P_{\text{hyd}} = \rho \cdot g \cdot H \quad (1)$$

where ρ [kg/m³] is the density of concrete; $g = 9.81$ m/s² is the gravitational acceleration; and H [m] is the depth of fluid or plastic concrete from top of placement to point of consideration in formwork.

According to Arslan et al. [12], empirical equations have been

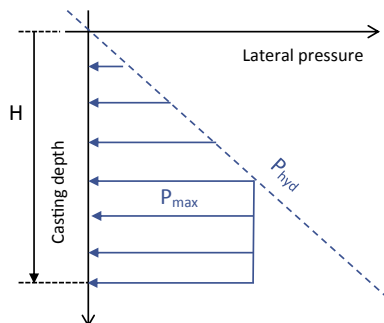


Fig. 3. Lateral pressure diagram for concrete.

proposed for calculating the maximum lateral pressure P_{max} (Fig. 3) exerted by fresh concrete on the formwork surfaces. The most commonly used equations for the maximum lateral pressure P_{max} [kPa] are those suggested by the following four standards:

1. ACI 347-04 [25]

For walls $H < 4.2$ m and $R < 2.1$ m/h:

$$P_{\text{max}} = C_w C_c \left[7.2 + \frac{785R}{T + 17.8} \right] \quad (2)$$

$C_w = 1$ is the unit weight coefficient which depends on the concrete density; $C_c = 1.2$ is the chemistry coefficient; R [m/h] is the rate of placement; H [m] is the height of wall, and T [°C] is the temperature of the concrete during placement.

2. CIRIA [26]

For $C_1 \sqrt{R} > H$: $P_{\text{max}} = D \times H$ (3)

$$\text{For } C_1 \sqrt{R} \leq H: P_{\text{max}} = D [C_1 \sqrt{R} + C_2 K \sqrt{H - C_1 \sqrt{R}}]; K = \left[\frac{36}{T + 16} \right]^2 \quad (4)$$

$C_1 = 1$ (for walls) and $C_2 = 0.3$ are coefficients that account for the formwork shape and the composition of the mix; R [m/h] is the rate of placement; H [m] is the height of wall, and T [°C] is the temperature of the concrete during placement; $D = 24$ kN/m³ is the weight density of concrete.

3. DIN 18218 [27]

$$\text{For fluid mix: } P_{\text{max}} = [(14 \times R + 18) \times K_1 > 25] \times K_2; K_1 = 1 + 0.077 \times (t_E - 5); K_2 = \frac{\gamma}{25} \quad (5)$$

K_1 is stiffening and setting parameter which depends on the initial setting time t_E [h]; $K_2 = 0.96$ kN/m³ is the factor of specific weight of concrete ($\gamma = 24$ kN/m³); R [m/h] is the rate of placement.

4. CSA S269.3 [28]

For walls $H \leq 1.3$ m: $P_{\text{max}} = P_{\text{hyd}}$ (6)

$$\text{For walls } H > 1.3 \text{ m and } R \leq 3 \text{ m/h: } P_{\text{max}} = 7.2 + \frac{1156}{T + 17.8} + \frac{244R}{T + 17.8} \quad (7)$$

where P_{hyd} is the hydrostatic pressure; R [m/h] is the rate of placement; H [m] is the height of wall, and T [°C] is the temperature of the concrete during placement.

The required load combinations and the partial safety factors are defined in the European standards EN 12812 [29]. For calculating the design values, the partial safety factor, γ_F , for permanent and live loads is respectively taken equal to 1.35 and 1.5. The maximum values of the lateral pressures, exerted at different heights and obtained from the different expressions, (Eqs. (1)–(7)), are summarized in Table 1 and Fig. 4 for a fresh concrete pour with a temperature $T = 15$ °C and a rate of placement $R = 1$ m/h.

Fig. 4 shows that Eqs. (2)–(7), from the different standards give the same value of the hydrostatic pressure, Eq. (1), at a height $H = 1.3$ m. The maximum pressure given in CSA S269.3 [28] is also identical to the hydrostatic pressure (Eq. (1)). It is, therefore, deemed the safest compared to all the other standards. For this reason, as well as safety reasons, the authors suggest designing the panels using the lateral hydrostatic pressure given by (Eq. (1)) weighted by a safety factor ($\gamma_F = 1.5$). This same approach is also recommended by Proske et al. [17].

Eqs. (2)–(7) include the effect of temperature T [°C] and the rate of placement R [m/h]. They can be used to study the evolution of the

Table 1
Recommended design pressures for formwork.

H [m]	Hydrostatic pressure P_{hyd} [kPa]		Equations from current standards P_{max} [kPa] (Eqs. (2)–(7))			
	P_{hyd}	$\gamma_F \times P_{hyd}$	ACI 347-04 [25]	CIRIA [26]	DIN 18218 [27]	CSA S269.3 [28]
0.5	11.77	17.66 [*]	11.77	11.77	11.77 ^{**}	11.77
1.0	23.54	35.31 [*]	23.54	23.54	23.54 ^{**}	23.54
1.5	35.32	52.98 [*]	35.32	33.07	30.72 ^{**}	35.32
2.0	47.09	70.64 [*]	37.36	33.07	30.72 ^{**}	47.09

* Partial safety factor on the load $\gamma_F = 1.5$.

** Initial setting time $t_E = 5$ h.

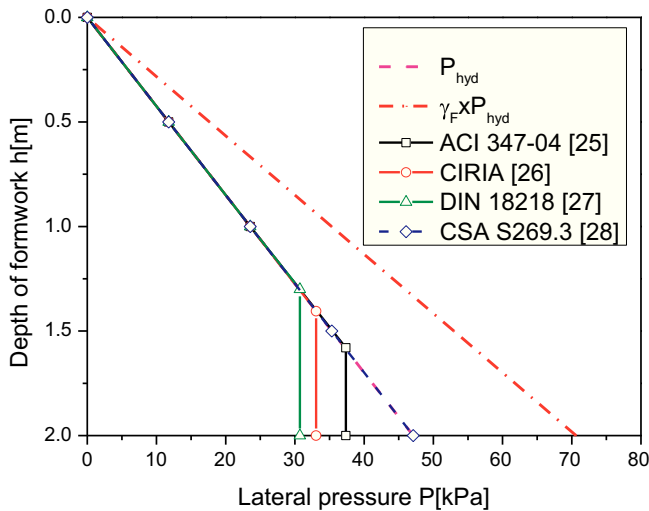


Fig. 4. Maximum lateral pressure on formwork at different heights.

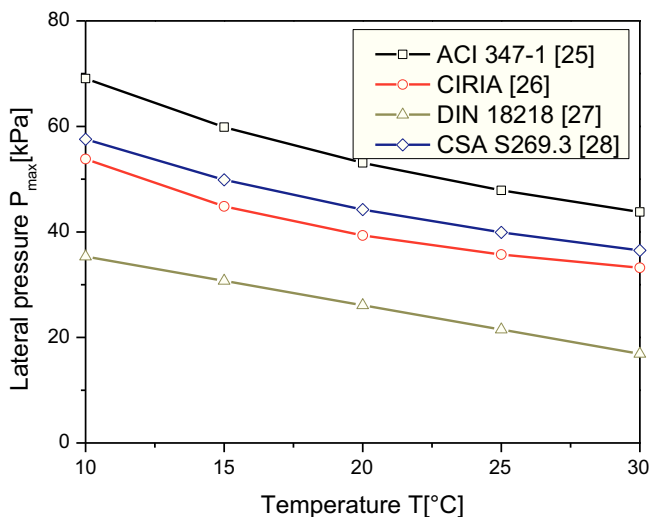


Fig. 5. Variation of the lateral pressure as a function of temperature ($R = 1$ m/h).

lateral pressure as a function of T and R . Fig. 5 shows the evolution of the lateral pressure P_{max} [kPa] exerted by fresh concrete on the formwork up to a height of $H = 6$ m as a function of these quantities. It can be seen that it decreases with temperature, which is believed to be due to the loss of water through evaporation. The variation is observed for a rate of fixed placement $R = 1$ m/h. Note also that the calculation made using DIN 18218 [27] is carried out at an initial setting time $t_E = 5$ h.

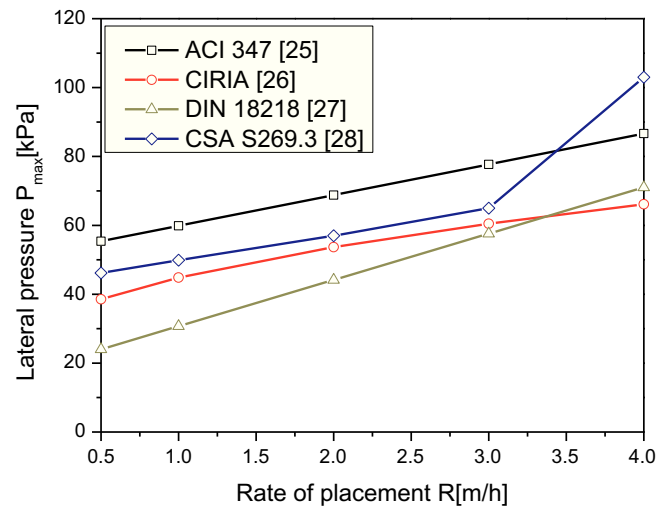


Fig. 6. Variation of the lateral pressure as a function of the rate of placement ($T = 15$ °C).

Fig. 6 shows the evolution of the lateral pressure P_{max} [kPa] as a function of the rate of placement R [m/h] at a temperature $T = 15$ °C. The lateral pressure increases with the rate of placement R . At a rate of placement $R < 3$ m/h, the values given by the different standards vary linearly with more or less constant slopes. Beyond this limit, the slope of P_{max} given by CSA S269.3 [28] increases sharply.

4. Mechanical characterisation of the wood-cement composite

4.1. Three point bending tests

The three-point bending tests were performed according to ASTM D3043 [30] and D1037 [31] on an INSTRON machine equipped with a 50 kN load cell and an LVDT for recording the displacements as shown in Fig. 7. Fig. 8 shows the test results in terms of force-displacement at mid-span of the three tested specimens. It can be seen that the response is characterised by three stages. Initially, the response is linear and elastic. The second stage is characterized by a progressive decrease in the stiffness of the sample due to micro-cracks, but no damage is noticeable to the naked eye. The last part of the curve starts from the peak. Beyond this peak, a first brittle-type crack appears; it accelerates and leads to complete failure of the specimen.

The average values of the Young's modulus E , the ultimate stress failure stress σ_R and the density ρ that will serve as input data for the subsequent numerical simulations are summarized in Table 2. The identification procedure is presented in detail in Ref. [32].

A total of 14 wood-concrete beams with a cross-section of 76×35 mm² have been tested under three-point bending, but only the results of three tests are reported in Table 2. The reported values corroborate those obtained by Menezzi et al. [33] on a similar material having a density of 850 kg/m³ and presenting an elastic modulus varying between 2600 à 3800 MPa and a modulus of rupture varying between 2.1 à 2.8 MPa (for more details see Ref. [34]).

4.2. Analytical model

Based on the above observation, it can be seen that the behavior is typical of a concrete material. As such, it can be easily modelled using the Concrete Damage Plasticity Model (CDPM) available in Abaqus [35]. The CDPM has the potential to represent the complete inelastic behaviour of the wood-concrete material in both tension and compression, including damage effects. A detailed description of the model is given in Refs. [36–38].

The input parameters of the model consist of the compressive stress-

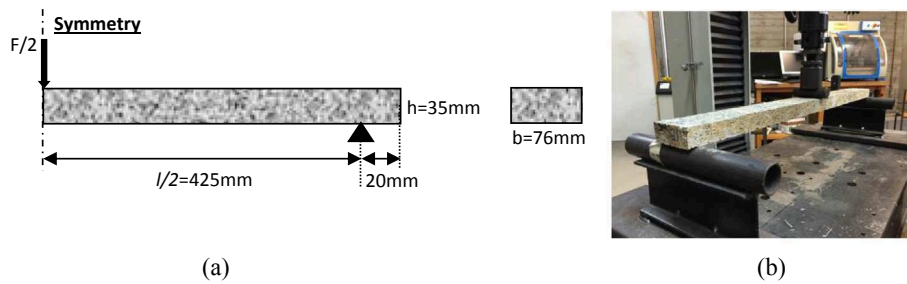


Fig. 7. Three-point bending test: (a) dimensions, and (b) Experimental set-up.

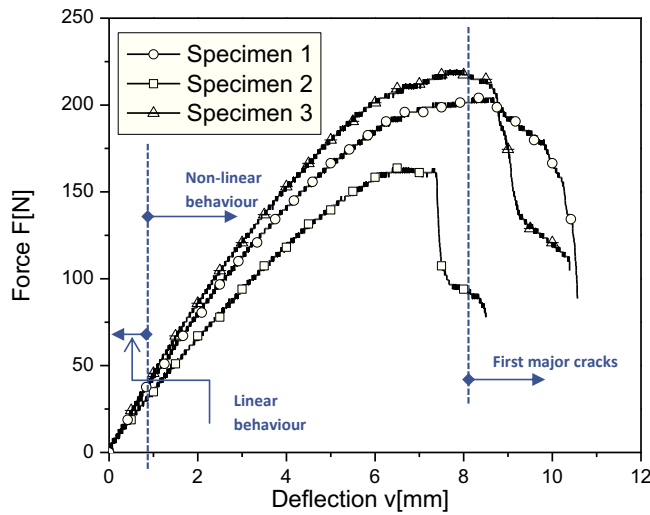


Fig. 8. Force–deflection diagram for bending.

Table 2
Mechanical properties of wood cement material [32].

Sample	E [MPa]	σ_R [MPa]	Density ρ [kg/m ³]
Specimen 1	1879	2.16	768.18
Specimen 2	1563	2.39	788.39
Specimen 3	2018	2.98	737.32
Mean Value MV	1820	2.51	764.63

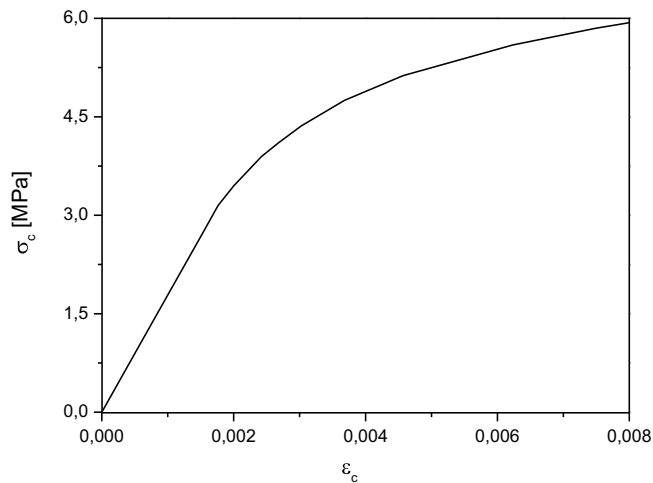


Fig. 9. Stress-strain relationship in compressive.

strain data, Fig. 9, which is then converted to compressive stress-inelastic strain (crushing strain) data for use in the modelling. Tension stiffening can be specified by either stress-strain relation or by applying

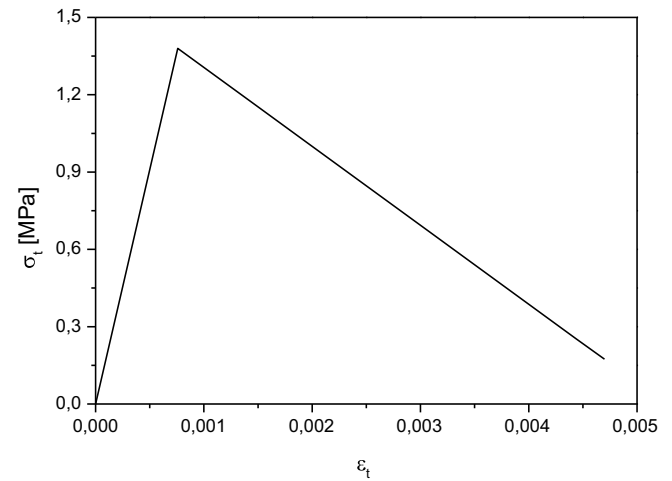


Fig. 10. Stress-strain relationships in tension.

a fracture energy cracking criterion. In the tensile stress-strain relation, Fig. 10, the post-failure behaviour of the composite material is given as a function of the cracking strain, which is defined as total strain minus the elastic strain. Abaqus [35] will convert the cracking strain values to plastic strain values.

In addition to uniaxial test results, the CDPM requires the value of the dilation angle to control the plastic flow. Like all materials exhibiting strain softening and stiffness degradation, convergence is sometimes difficult to achieve. These convergence difficulties can be avoided by using a visco-plastic regularisation of the constitutive equations. Abaqus [35] recommends small value of viscosity parameter compared to the characteristic time increment. Values of the various parameters used for the CDP model are summarised in Table 3.

4.3. Validation of the model with the flexion test

The results of the three-point bending tests presented previously, in Fig. 8, are simulated using the CPDM described above. The finite element mesh is composed of 1704 four-node elements with reduced integration of CPS4R type available in the Abaqus library [35]. The results of the simulation obtained in terms of the force versus displacements compared with the experiment (Fig. 11). The results of the simulations are very close to the experiments (specimen 1). At a displacement $v = 8.34$ mm, the numerical model approaches the maximum load ($F = 203.86$ N) with an error of less than 1%.

Fig. 12 shows the effect of the dilation angle on the overall effort-displacement response. In the elastoplastic part, the simulations obtained by the three angles of (10°, 20° and 30°) are identical. Beyond peak, there is a slight bifurcation. The rupture of the specimen occurs early for a larger dilatation angle. It can be seen that the plastic deformation decreases with an increasing dilatation angle. The same observation was made by Gholampour and Ozbakkaloglu [39] in their modelling of FRP confined concrete columns. Hence, for the remaining

Table 3
Summary of parameters of CDPM for the wood-cement composite.

Elasticity		Plasticity	
E [MPa]	1820	Eccentricity (ϵ)	0.1
Poisson's ratio	0.2	σ_{b0}/σ_{c0}	1.16
		Dilation angle (ψ)	20°
		K_c	0.667
Concrete compression hardening		Concrete compression damage	
Stress [MPa]	Crushing strain	Damage (d_c)	Crushing strain
3.1500	0.0000	0.0000	0.0000
3.8943	0.0003	0.1911	0.0003
4.7514	0.0011	0.3370	0.0011
5.5947	0.0032	0.4370	0.0032
6.0592	0.0059	0.4801	0.0059
Concrete tension stiffening		Concrete tension damage	
Stress [MPa]	Cracking strain	Damage (d_t)	Cracking strain
1.3800	0.0000	0.0000	0.0000
1.2751	0.0004	0.0076	0.0004
1.0129	0.0014	0.2660	0.0014
0.6721	0.0027	0.5130	0.0027
0.2525	0.0043	0.8170	0.0043

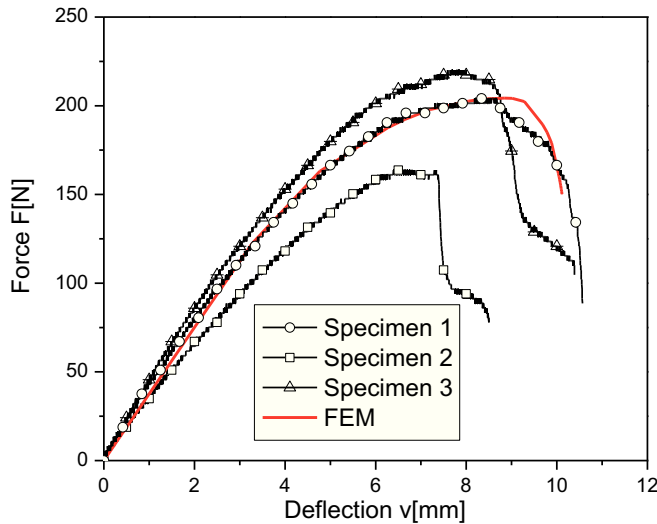


Fig. 11. Force-deflection diagram for bending.

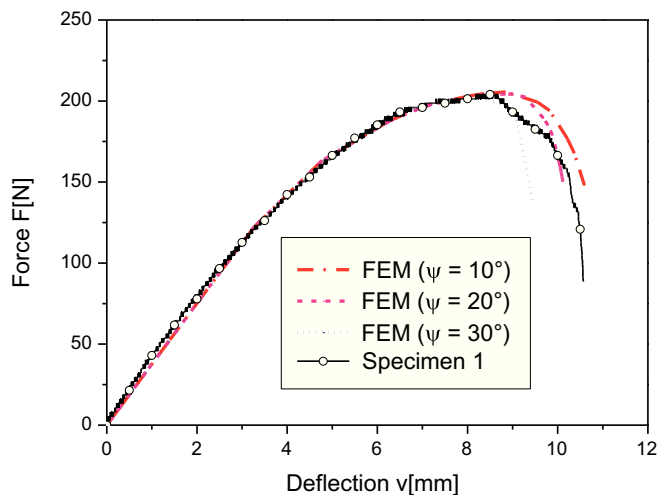


Fig. 12. Effect of the angle of dilation ψ .

of the simulations, the value of the angle of dilation is taken as equal to 20°.

Fig. 13 compares the simulated crack with that of the experience. The finite element model predicts the location and the appearance of the crack. The first cracks start in the tensile zone, and then propagate upwards toward the compression zone.

The simulation results show that the finite element model is capable of predicting the flexural response of the wood-concrete panels. Being, thus, validated, it will be used in the subsequent section to simulate the structural response of the formwork made out of an assembly of these panels.

5. Simulation of the structural response of wood cement panels as permanent formwork

5.1. Simplified model

In the absence of experimental tests, it is proposed to benchmark the finite element solution with a simple linear model using the theory of structural mechanics. This involves extracting a representative beam element from a real formwork panel as shown in Fig. 14. The tie rods have a modulus of elasticity $E_s = 210$ GPa and they are spaced with a distance $a = 300$ mm. The thickness of the building wall is 200 mm. The representative beam element has a width of 300 mm and a maximum trapezoidal load = 5.3 kN/m as shown.

The elastic linear response is given by RDM6 software [40], and is shown in Fig. 15. The maximum longitudinal stress, $\sigma_L = 1.45$ MPa, is located at the foot of the formwork, and the corresponding maximum lateral displacement, $v = 0.412$ mm, at a height of 278 mm from the base of the formwork. The design of panel requires the satisfaction of both criteria given in Eqs. (8) and (9); they are:

$$\text{strength criterion: } \sigma_{Ed} \leq \sigma_{Rd} \tag{8}$$

$$\text{displacement criterion: } v \leq \frac{H}{150} \tag{9}$$

where σ_{Ed} is the calculated stress; σ_{Rd} is the strength, and H is the height of the panel. For the present example, it follows: $\sigma_{Ed} = 1.45$ MPa $\leq \sigma_{Rd} = 2.51$ MPa and $v = 0.412$ mm $\leq \frac{H}{150} = \frac{500}{150} = 3.3$ mm

To benchmark the finite element model using the CPDM, the same simple example is analysed to compare the values of the calculated lateral displacement with the previously obtained with structural mechanics. The panel is meshed with C3D8R elements (8-node solid element with reduced integration), and the steel rods with T3D2 bar elements (2-node space element). To examine the effect of mesh density, a parametric study is performed.

The results of the simulations are shown in Fig. 16. The finer the mesh, the closer is the finite element solution to the analytical one. A mesh consisting of 6612 elements type C3D8R, with two layers through the thickness, leads to a displacement closer to that obtained analytically ($v = 0.412$ mm). The results of the simulations in terms of longitudinal stress σ_L and the lateral displacement v obtained with the converged mesh are shown in Fig. 17.

Fig. 17a shows that the longitudinal stress at the foot of the formwork σ_L is equal to 0.96 MPa. It is less than the analytical one by about 33%. However, the lateral displacement shown in Fig. 17b, $v = 0.42$ mm, is very close to the analytical displacement, which is equal to 0.412 mm. The discrepancy in the stresses is inherent to the finite element, which is displacement based. It approaches the displacements better than the stresses, because the latter derive from the strains, which in turn are derivative of the displacements. This aside, the finite element model is adopted to analyse the full formwork in the subsequent section.

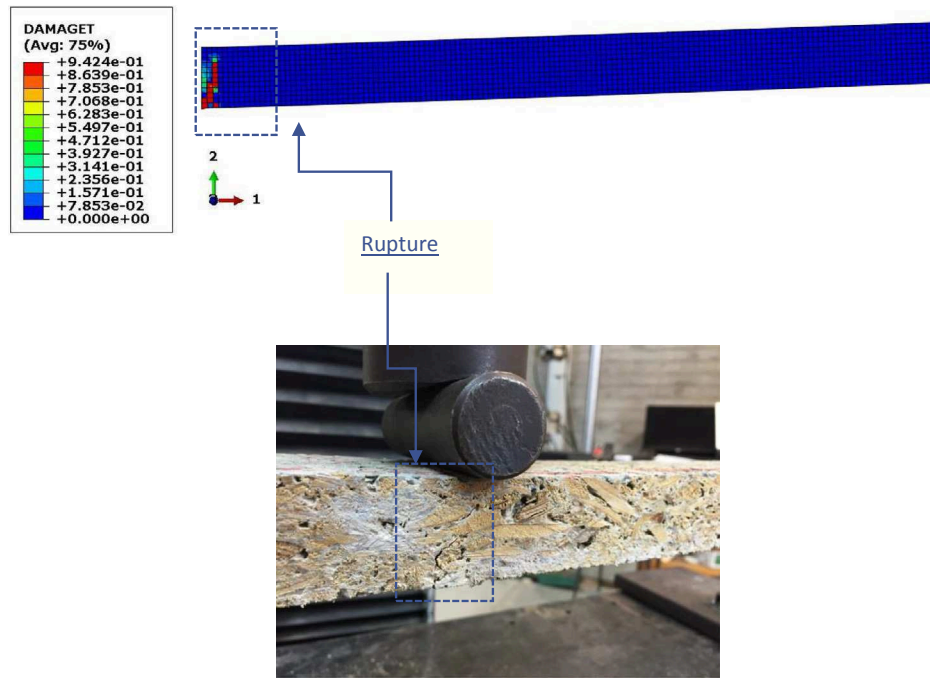


Fig. 13. Predicted crack pattern versus experiment.

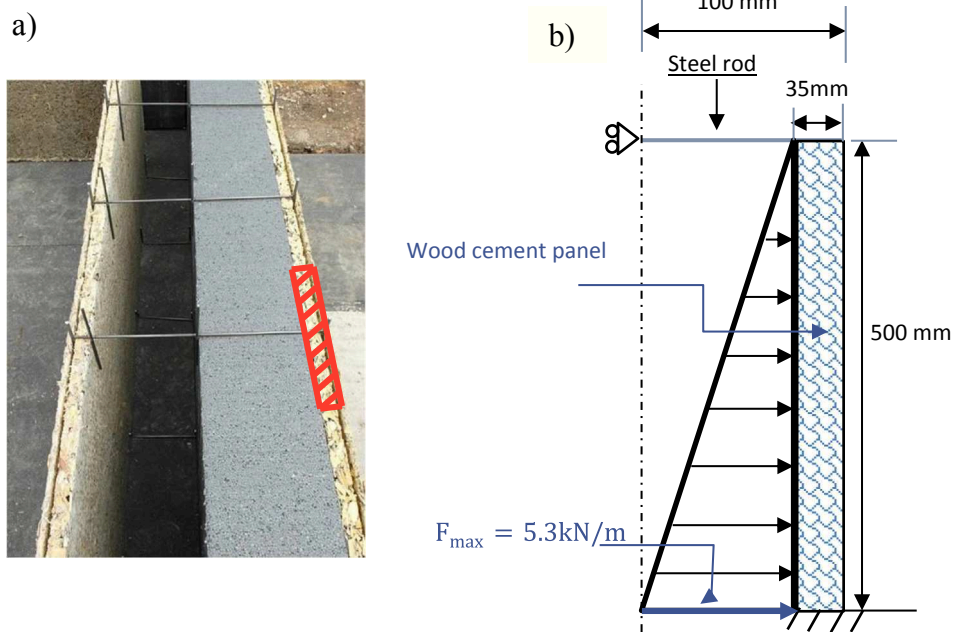


Fig. 14. Simplified model of the formwork: (a) Real panel; (b) Beam model.

5.2. Structural response of the full size sit-in-place formwork

For obvious safety reasons, formwork is designed to work in the elastic domain, although it may in some cases exhibit inelastic behaviour during its service life in seismic or wind prone areas.

A total of nine cases were analysed as shown in Table 4. Four different heights of stacked panels, namely 0.5 m, 1 m, 1.5 m and 2 m, and three different thicknesses 25, 35 and 50 mm are considered.

The results of the simulations in terms of the longitudinal stress, σ_L , and the lateral displacement, v , are shown in Fig. 18. Only the results that satisfy the two criteria, Eqs. (8) and (9), are shown. For all the cases, the maximum value of the stress σ_L occurs at the foot of the

formwork, which is not the case for the lateral displacement v . For a formwork consisting only of one row of panels, the value of the maximum displacement occurs roughly at mid-height as shown in Fig. 18a. However, for formwork consisting of a stack of two or more panels, the position of the maximum displacement moves upwards as shown in Fig. 18b and c. The lateral displacement is an indicator of the formwork's ability to retain during pouring the shape and dimensions specified in the design. In addition, the distribution of lateral expansion allows monitoring, control and quality assurance of the construction. Lateral displacement greater than the allowable displacement, Eq. (9), may indicate damage, dislocation of the wood-concrete composite material or instability of the formwork system.

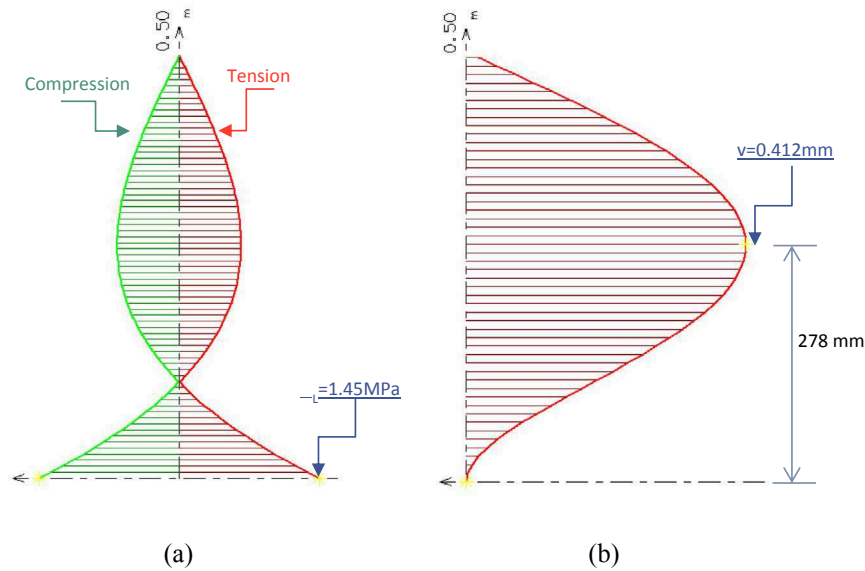


Fig. 15. Distributions of: (a) the longitudinal stress, and (b) the lateral displacement.

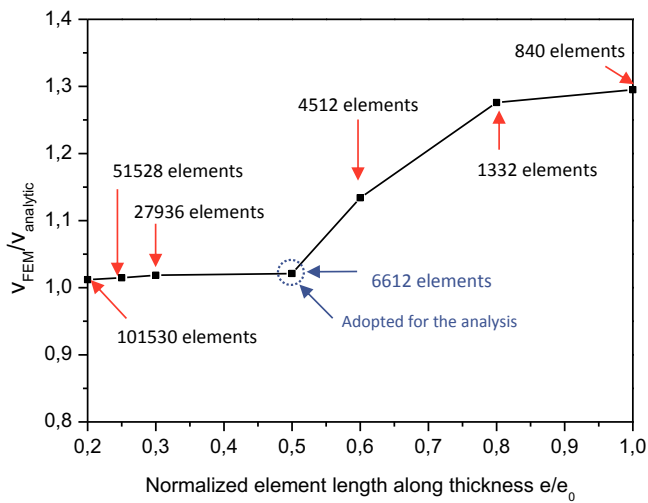


Fig. 16. Results of mesh convergence study.

The predicted results show that the instability of the formwork system and the rupture occur in most cases by a greater lateral displacement. In all the simulated cases, the criterion based on strength check, Eq. (8), is always satisfied.

For a practical use of this formwork system, the following

Table 4

Investigated cases.

Case	Formwork height H [m]	Number of assembled panels	Wall thickness t [mm]
1–3	0.5	1	25, 35, 50
4–6	1.0	2	25, 35, 50
7–8	1.5	3	35, 50
9	2.0	4	50

recommendations should be adhered to. The stacking height must not exceed:

- 0.5 m for a panel of thickness $t = 25$ mm;
- 1 m for a panel of thickness $t = 35$ mm;
- 1.5 m for a panel of thickness $t = 50$ mm.

6. Conclusion

To keep up with the changing environmental policies and energy saving requirements of new buildings, there is a renewed interest in wood-cement composites. With advantages such as low weight, excellent thermal and acoustic properties, and ease of transformation, which does not require a lot of energy, they offer endless possibilities for innovation in the built environment. An innovative use of this material as stay-in-place formwork is investigated in this study.

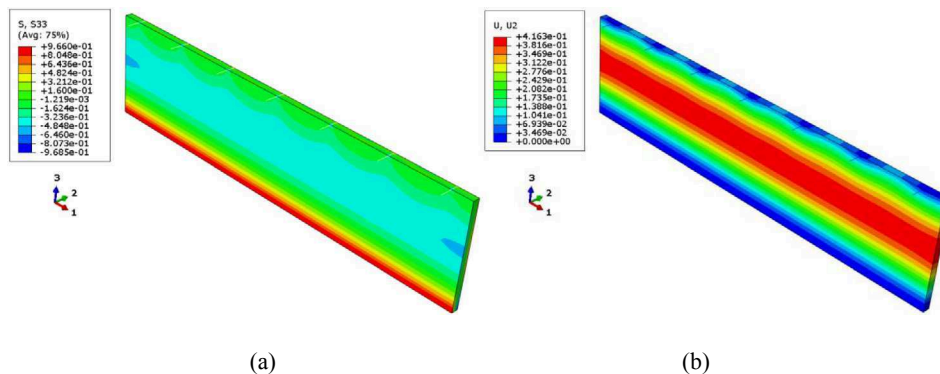


Fig. 17. Contour plots of: (a) the stress σ_x , and (b) the lateral displacement v for a panel with a thickness of 35 mm.

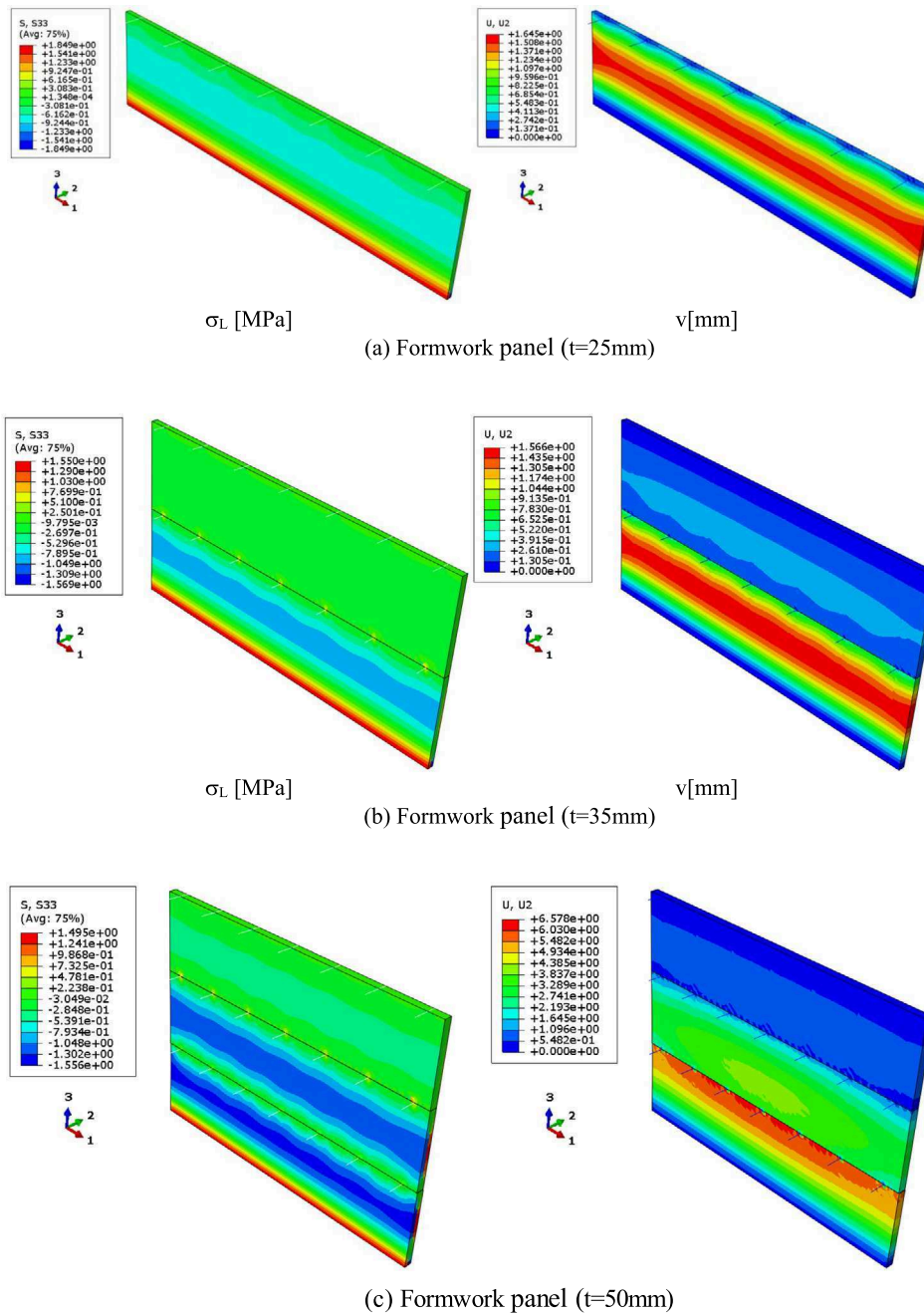


Fig. 18. Contour plots for different stacking heights of: (a) the stress σ_L , and (b) the lateral displacement.

The development, however, of a permanent formwork system made of wood-concrete panels raises some legitimate issues about its safety. This problem is largely related to the lack of control of its mechanical strength under the lateral pressure of the liquid concrete. Despite the availability of some works in the literature, concerning traditional formwork, there are virtually none dealing with wood-cement composite panels as permanent formwork. The aim of the present work is to fill this gap. To achieve this goal, special attention is paid to:

- the choice of the design value of the lateral pressure exerted by the fresh concrete;
- the identification of the parameters of the wood-cement composite material constituting the panels;
- the benchmarking of the finite element model to simulate the structural response of the permanent formwork because of lack of experimental data.

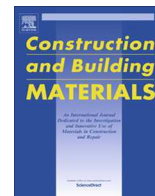
For obvious safety reasons, the value of the lateral pressure exerted by a liquid concrete is taken equal to the hydrostatic pressure weighted by a factor of safety ($\gamma_F = 1.5$). The identification of the material parameters was done with the help of three-pint bending tests. The numerical simulations have allowed the formulation of some recommendations for a practical use of this formwork system. In particular, the stacking height must not exceed:

- 0.5 m for a panel of thickness $t = 25$ mm;
- 1 m for a panel of thickness $t = 35$ mm;
- 1.5 m for a panel of thickness $t = 50$ mm.

References

[1] Constatinos AB, Athina GG, Elena G, Sevastianos M, Yiannis M, Dimitris PL. European residential buildings stock, energy consumption, emissions and potential

- energy savings. *Build Environ* 2007;42:1298–314.
- [2] Amziane S, Sonebi M. Overview on bio-based building material made with plant aggregate. *RILEM Tech Lett* 2016;1:31–8.
- [3] Wolfe RW, Gjinolli A. Cement-bonded wood composites as an engineering material. *Proc For Prod Soc* 1997;84–91.
- [4] Reis JML. Fracture and flexural characterization of natural fiber-reinforced polymer concrete. *Constr Build Mater* 2006;20:673–8.
- [5] Corinaldesi V, Mazzoli A, Siddique R. Characterization of lightweight mortars containing wood processing by-products waste. *Constr Build Mater* 2016;123:281–9.
- [6] Morales-Conde MJ, Rodríguez-Liñán C, Pedreño-Rojas MA. Physical and mechanical properties of wood-gypsum composites from demolition material in rehabilitation works. *Constr Build Mater* 2016;114:6–14.
- [7] Turku I, Keskiisaari A, Kärki T, Puurtinen A, Mairtila P. Characterization of wood plastic composites manufactured from recycled plastic blends. *Compos Struct* 2017;161:469–76.
- [8] Väntsi O, Kärki T. Utilization of recycled mineral wood as filler in wood-polypropylene composites. *Constr Build Mater* 2014;55:220–6.
- [9] Keskiisaari A, Butylina S, Kärki T. Use of construction and demolition wastes as mineral fillers in hybrid wood-polymer composites. *J Appl Polym Sci* 2016;133(19):1–7.
- [10] Gardner NJ. Pressure of concrete on formwork – a review. *ACI J* 1985;82(5):744–53.
- [11] Arslan M. Effects of drainer formworks on concrete lateral pressure. *Constr Build Mater* 2002;16:253–9.
- [12] Arslan M, Şimşek O, Subaşı S. Effects of formwork surface materials on concrete lateral pressure. *Constr Build Mater* 2005;19:319–25.
- [13] Puente I, Santilli A, Lopez A. Lateral pressure over formwork on large dimension concrete blocks. *Eng Struct* 2010;32:195–206.
- [14] Santilli A, Puente I, Lopez A. Rate of placement discussion for the validation of experimental models of fresh concrete lateral pressure in columns. *Constr Build Mater* 2010;24:934–45.
- [15] Santilli A, Puente I, Lopez A. Rates of placement discussion for the validation of experimental models of fresh concrete lateral pressure in walls. *Constr Build Mater* 2011;25:227–38.
- [16] Zhang W, Huang J, Li Z, Chun H. An experimental study on the lateral pressure of fresh concrete in formwork. *Constr Build Mater* 2016;111:450–60.
- [17] Proske T, Khayat KH, Omran A, Leitzbach O. Form pressure generated by fresh concrete: a review about practice in formwork design. *Mater Struct* 2014;47:1099–113.
- [18] Anthony WR, Stainer PJ. Concrete high rises offer many cost advantages. *Concr Constr* 1988;33:452–6.
- [19] Kim GB, Pilakoutas K, Waldron P. Development of thin FRP reinforced GFRC permanent formwork systems. *Constr Build Mater* 2008;22(11):2250–9.
- [20] Leung KY, Cao Q. Development of pseudo-ductile permanent formwork for durable concrete structures. *Mater Struct* 2010;43:993–1007.
- [21] Yu C. The study of reinforced pseudo-ductile cementitious composite permanent formwork [Ph.D. Thesis]. Hong Kong University of Science and Technology; 2014.
- [22] Goyal R, Mukherjee A, Goyal S. An investigation on bond between FRP stay-in-place formwork and concrete. *Constr Build Mater* 2016;113:741–51.
- [23] Huang B-T, Li Q-H, Xu S-L, Li C-F. Development of reinforced ultra-high toughness cementitious composite permanent formwork: experimental study and Digital Image Correlation analysis. *Compos Struct* 2017;180:892–903.
- [24] Li M, Khennane A, Brandelet B, El Ganaoui M, Khelifa M, Rogaume Y. Modelling of heat transfer through permanent formwork panels exposed to high temperatures. *Constr Build Mater* 2018;185:166–74.
- [25] ACI 347-04. Guide to formwork for concrete. Farmington Hills: American Concrete Institute; 2004.
- [26] CIRIA. Concrete pressure on formwork, Report 108. London: Construction Industry Research and Information Association; 1985.
- [27] DIN 18218. Pressure of fresh concrete on vertical formwork. Berlin: Deutsches Institut für Normung; 1980.
- [28] CAN/CSA S269.3: concrete formwork. CSA Group; 1992.
- [29] EN 12812. Falsework – performance requirements and general design. 2008.
- [30] D3043-00. Standard test methods for structural panels in flexure. ASTM Committee; 2002.
- [31] D1037-99. Standard test methods for evaluation properties of wood-base fiber and particle panel materials. ASTM Committee; 1999.
- [32] Li M, Khelifa M, El Ganaoui M. Mechanical characterization of concrete containing wood shavings as aggregates. *Int J Sustainable Built Environ* 2017;6:587–96.
- [33] Menezzi SD, Henrique C, Gomes de Castro V, Rabelo de Souza M. Production and properties of a medium density wood-cement boards produced with oriented strands and silica fume. *Maderas Ciencia y Tecnologia* 2007;9:105–15.
- [34] Papadopoulos AN, Ntalos GA, Kakaras I. Mechanical and physical properties of cement-bonded OSB. *Holz Roh Werkst* 2006;64(6):517–8.
- [35] Abaqus. User manuals v. 6.14, Dassault systems. Simulia Corp.; 2016.
- [36] Lubliner J, Oliver J, Oller S, Onate E. A plastic-damage model for concrete. *Int J Solids Struct* 1989;25:299–326.
- [37] Lee J, Fenves GL. Plastic-damage model for cyclic loading of concrete structures. *J Eng Mech* 1998;124(8):882–900.
- [38] Drucker, Prager. Soil mechanics and plastic analysis or limit design. *Q Appl Math* 1952;10:157–65.
- [39] Gholampour A, Ozbakkaloglu T. Behavior of steel fiber-reinforced concrete-filled FRP tube columns: experimental results and a finite element model. *Compos Struct* 2018;194:252–62.
- [40] Debarb Y. RDM6. Logiciel de calcul des structures en appliquant la résistance des matériaux. Institut Universitaire de Technologie du Mans; 2011.



Modelling of heat transfer through permanent formwork panels exposed to high temperatures

M. Li^a, A. Khennane^b, B. Brandelet^a, M. El Ganaoui^a, M. Khelifa^{a,*}, Y. Rogaume^a

^a Université de Lorraine, INRA, LERMAB, F-88, France

^b SEIT, UNSW Canberra, Northcott Drive, ACT 2600, Australia

HIGHLIGHTS

- Modelling of heat transfer through permanent formwork panels exposed to high temperatures.
- The model can be easily implemented as external subroutine in Abaqus FE software.
- Comparison between the experimental and numerical results.

ARTICLE INFO

Article history:

Received 14 May 2018

Received in revised form 2 July 2018

Accepted 9 July 2018

Keywords:

Fire test
Heat transfer
Thermal properties
Formwork panel
Abaqus
Finite element model

ABSTRACT

A small-scale fire test was performed on a wood-cement panel intended as a permanent formwork. The tested panel was subjected on one side to a uniform heat flux of about 6 kW/m². Measurements of the temperature profiles were recorded with thermocouples embedded in the sample. The density and its variation with temperature were obtained by taking weight measurements. The thermal conductivity of the wood-cement composite at room temperature was determined using the hot plate method. Its variation with temperature and that of the specific heat were determined using analytical and numerical approaches. Using the obtained data, a pyrolysis model, implemented in Abaqus, was developed to simulate the effect of heat in the panel. The validation of the model is carried out by simulating charring tests. The model provided reasonable predictions for the thickness of the charred layer and the temperatures profiles across the depth of the panel. The model can supplement the testing of small laboratory samples to characterise the fire performance of these panels, and hence help establish their certification for use in sustainable construction.

© 2018 Elsevier Ltd. All rights reserved.

1. Introduction

The building industry is particularly energy-intensive. It is a major greenhouse gas emitter and consumer of natural resources. Buildings consume large amounts of energy and account for a quarter of carbon dioxide emissions [1–4]. It is clear that the declared environmental targets cannot be met without dramatically reducing the environmental impact of buildings and infrastructure construction [2]. It is not surprising therefore that the construction and infrastructure industry has been identified as one of the priority targets to fulfil the objectives of sustainable development.

To ensure user comfort, and reduce the environmental impact, the construction sector must innovate; hence the interest of developing eco-building [5–9]. This new design paradigm aims to build

comfortable buildings with low environmental costs. Sustainable buildings are designed to meet the four criteria: (1) an ecological criterion to minimise greenhouse gas emissions throughout the life of the building, and reducing the use of non-renewable resources; (2) a health criterion aimed at improving the well-being of the occupants; (3) a user comfort criterion; and (4) an economic criterion to ensure the optimisation of the cost of the building over its service life.

To achieve sustainability in the building industry, the materials used must therefore become more efficient and meet the specific criteria. In this aspect, bio-sourced materials combined with a cementitious matrix offer an interesting alternative to traditional construction materials. They are inexpensive to produce, and environmentally friendly. Their multiscale porosity results in a low hygro-thermal transfer ability as well as an excellent capacity to absorb sounds [10–15]. The wood-cement panels used as permanent formwork elements, as illustrated in Fig. 1, are a perfect example. These panels serve two purposes: (1) through mechanical

* Corresponding author.

E-mail address: mourad.khelifa@univ-lorraine.fr (M. Khelifa).



Fig. 1. Wood cement panels as permanent formwork.

strength, they ensure the function of the formwork; and (2) by remaining in place to form the inner and outer façades of the building, they provide thermal and acoustic comfort through their hydro-thermal transfer and sound absorbing properties, and the can be easily rendered.

A major hurdle to the development of the use of wood-concrete panels in construction is their perceived combustibility, which raises questions about their fire safety. Indeed, the flammability of cladding panels, particularly in high-rise buildings, poses a serious safety issue. Fig. 2 shows a facade panel of the Grenfell tower in London exposed to a real fire on the 14th June 2017, which, unfortunately, left more than 80 dead. The use of wood cement panels could constitute a solution because the cementitious matrix provides a protection to the wood particles. However, their use in construction will remain marginal until the fire safety issue is resolved.

To ensure the safety of occupants and maintain the structural integrity of a building in the presence of a real fire, fire protection is a major requirement in the design of buildings [16–18]. The fire resistance of a building is a measure of its ability to withstand the effects of fire in one or more ways: resistance to collapse, limiting the spreading of fire, and so on... The longer the fire resistance time, the better its performance. In recent years, the construction sector has become increasingly interested in the use of waste from the timber industry because of the contribution of organic materials to the regulation of indoor climate [19–33]. In addition, the use of these materials promotes the recovery of waste and industrial co-products, which improves the environmental balance. However, a major hurdle to the generalisation of their use is their perceived combustibility, which raises questions about their fire safety. The



Fig. 2. Facade of the Grenfell tower in the aftermath of the fire.

aim of this study is the characterisation of the behaviour of these materials under fire for use as permanent formwork. This study develops for important points: (1) Experimental work: The values of the density at high temperature and the thermal conductivity at room temperature are measured; (2) Analytical work: Generalisation to 2D (and 3D) of a one dimensional pyrolysis model originally developed in literature. Moreover, the thermal properties at high temperatures are estimated using a mixture approach; (3) Finite Element (FE) modelling: Implementation of the thermal law as a user subroutine Umatht in Abaqus software; and (4) Validation step: Predictions of the FE model are compared to the experiment results.

Indeed, there is very little data available the fire behaviour of these composite panels, and most of it is empirical. Because they are often used as lining materials and have no structural role, there are virtually no design methods available, which limit their commercial use. The methodology presented is inspired from the EC5 [34] regulation for timber structures. To improve the fire resistance of the wood-cement composite material, it is necessary to study the variation of its thermo-physical properties such as thermal conductivity, specific heat and density with temperature, and observe its thermal degradation during exposure to fire. In this work, different and complementary approaches (experimental, analytical and numerical) are used to analyse the fire performance of wood-cement panels. The fire test is performed in the laboratory on small specimens exposed to a radiating heat of about 1600 W. A heat transfer analysis is carried out using a finite element model including the three modes of heat transfer (radiation, convection and conduction) to simulate the fire tests. To calibrate the constants of the thermal model, the results of the simulations are compared with the experiment.

2. Experimental characterization of the thermal properties of the wood-cement material

The thermal behaviour of the wood-cement composite material depends on the constituents, the morphology, and to the interactions between the different types of transfers existing in the material. The wood chips came from the waste generated by the timber industry. They are from the spruce species, which belongs to the category of softwood. Portland cement type CEM II/A-L 42.5 R was used. The cement's Blaine fineness was about $0.41 \text{ m}^2/\text{g}$, and its relative specific gravity was around 3.07; more details are given in Ref. [1].

Like all lightweight concretes, the material developed here contains a large proportion of air voids. The still air trapped in the voids is a very poor conductor of heat, thus conferring to the material excellent insulation properties. The dry conductivity of the final material is less than $0.54 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$, which represents the conductivity of the binder (cement) alone. The presence of moisture in the material influences the value of the thermal conductivity. This point, however, is beyond the scope of this study. Hence, only the thermal behaviour of the dry material will be described in this section using experimental data obtained on the variations of the density, thermal conductivity and specific heat at elevated temperatures.

2.1. Mass degradation

Charring tests were carried out on specimens measuring $35 \times 200 \times 75 \text{ mm}$. The test sample is exposed to a ceramic radiating panel consisting of 4 flat emitters of $12 \times 12 \text{ cm}$. The total power of the panel is approximately 1600 W ($4 \times 400 \text{ W}$). The specimen is placed vertically 5 cm away from the heating plate. The maximum flow imposed is $6 \text{ kW}/\text{m}^2$. Five thermocouples are placed at

different positions (5 mm, 10 mm, 15 mm, 20 mm and 25 mm) of the exposed surface. The experimental set-up is shown in Fig. 3. The sample is shielded from the rise of convective air currents that could disturb the radiating flux.

The measured values of mass and temperature during exposure to the uniform constant heat flux of 6 kW/m² were recorded every 30 s by a scale placed under the sample and by a portable data acquisition system linked to thermocouples. The average values of the relative density ρ/ρ_0 (ρ being the actual density and ρ_0 the initial density at an ambient temperature $T = 22\text{ }^\circ\text{C}$) obtained at different temperatures T are shown in Fig. 4, which reveals the existence of three phases of loss of mass corresponding to three particular phenomena.

- The first phase ($20\text{ }^\circ\text{C} < T < 160\text{ }^\circ\text{C}$) corresponds to the evaporation of the bound water present in the wood particles and in the cement paste. The sample loses 9% of its initial mass. According to Ghazi et al. [35], the dehydration of the cement paste takes place in this phase.
- The second phase ($160\text{ }^\circ\text{C} < T < 340\text{ }^\circ\text{C}$) corresponds to the pyrolysis stage where the pyrolysis gases start to be released. Mass loss continues to drop linearly until the material loses about 15% of its initial mass.
- The third phase ($340\text{ }^\circ\text{C} < T < 500\text{ }^\circ\text{C}$) corresponds to the domain where the sample loses approximately 17% of its initial mass. For more information see the Ref. [36].

The charring tests confirm that: (1) the reduction in density does not exceed 16% of its initial value; and, (2) the wood cement sample does not ignite at high temperatures of the order of 500 °C.

2.2. Thermal conductivity λ at room temperature

The insulating properties of building materials are often quantified through thermal conductivity λ . The latter depends on the intrinsic characteristics of the constituents, the morphology, and the microstructure of the material. In the present study, the kinet-

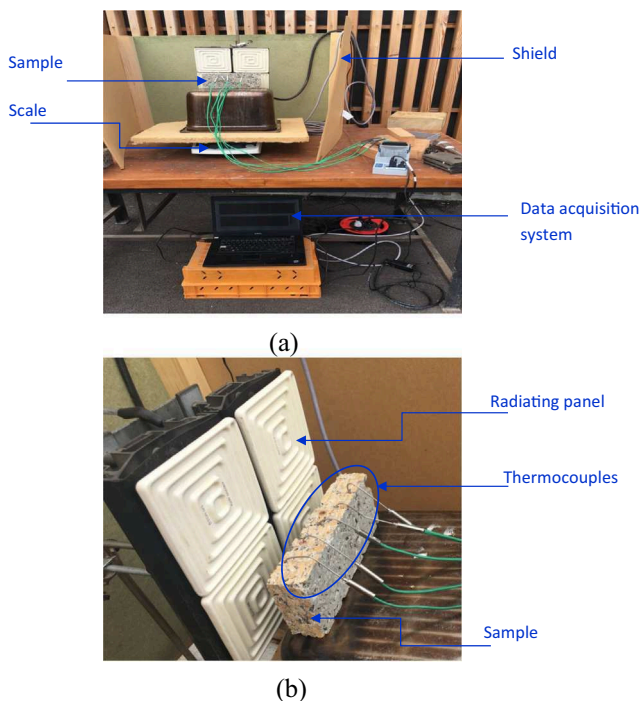


Fig. 3. Charring tests: (a) Experimental set-up, and (b) location of thermocouples.

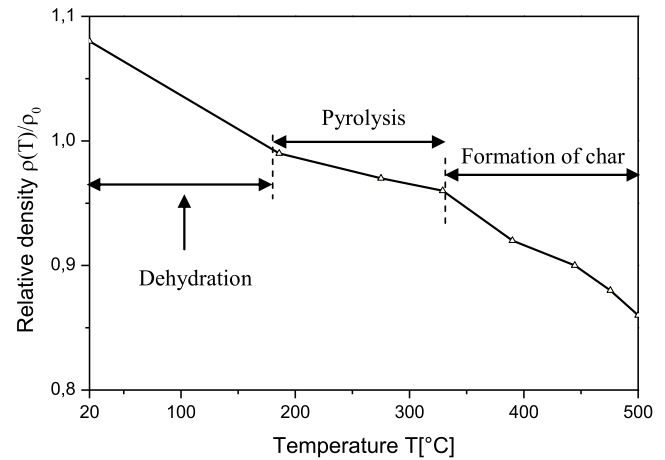


Fig. 4. Evolution of relative density as a function of temperature (moisture content $\omega = 8\%$).

ics of the drying phenomenon is of little importance since the measurement relates to the final value of the thermal conductivity λ (i.e. after the setting of the binder and drying of the sample).

The thermal conductivity was measured using the hot plate method [37,38]. A schematic of the experimental set-up is shown in Fig. 5e. The measurements were made in an environmental chamber with an ambient temperature of about 23 °C. The specimen measuring $10 \times 10 \times 1.5\text{ cm}^3$ (Fig. 5d) is sealed, which makes it possible to cancel the effect due to thermal transfers by displacement of air through the pores of the wood-cement composite material, and placed between two aluminium blocks. A heating element, consisting of an electrical resistance R , is inserted at the interface between the sample and the polystyrene insulation. The insulating layer ensures the total transmission of the heat flux through the sample. Three thermocouples are placed at different positions to respectively record the temperature values T_1 , T_2 and T_3 . In this case, the heat transfer is carried out completely by conduction.

The thermal gradient imposed by the heating element creates a heat flux between the two faces of the sample. The temperatures are recorded after a time of about 20 min as to allow the system to stabilize and the establishment of steady state conditions. In steady state, the heat transfer is carried out according to flow lines perpendicular to the faces; it is a one-dimensional type flow with the temperature T varying linearly in the x -direction as shown in Fig. 6.

The combination of the heat flux passing through the sample and the one absorbed by the polystyrene insulation layer is written as [37,38]:

$$\varnothing = -\frac{\lambda A}{x}(T_3 - T_2) + \frac{\lambda_0 A}{x_0}(T_2 - T_1) \quad (1)$$

where A represents the area of the sample exposed to the flux; λ and $x = 15\text{ mm}$ are the thermal conductivity and the thickness of the sample; T_1 , T_2 and T_3 are the temperatures recorded by the thermocouples as shown on Fig. 5e. The thermal conductivity and the thickness of the polystyrene layer are known and respectively equal to $\lambda_0 = 0.038\text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ and $x_0 = 18\text{ mm}$.

The heating element acts as a source of heat. A uniform heat flux can be imposed by modifying the electrical voltage U [V] applied to the surface of the sample tested. A console indicates the value of this voltage U [V], and an electronic ohmmeter makes it possible to measure the electrical resistance R [Ω]. It is thus possible to evaluate the amount of heat (Joule effect) in the system.



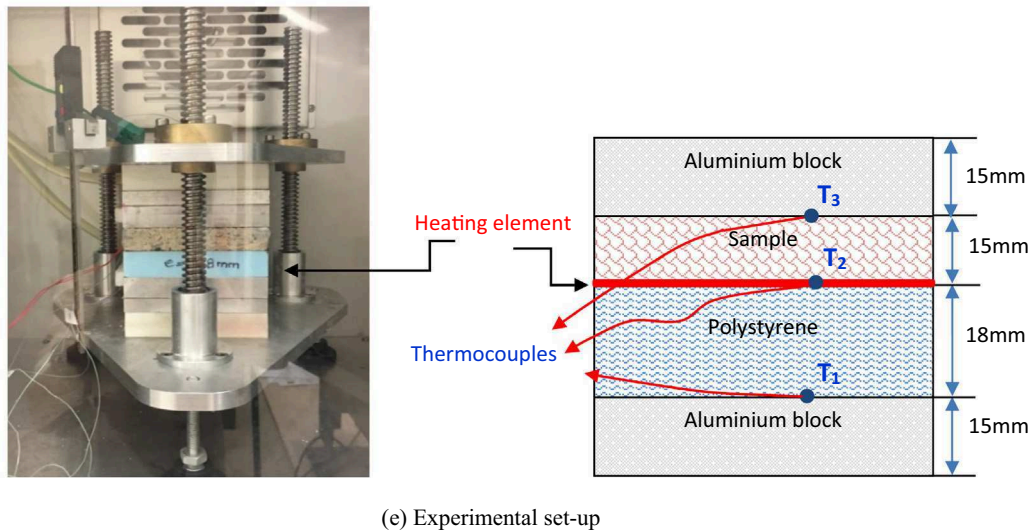
(a) Wood chips

(b) Wood chips and cement

(c) Wood cement composite



(d) Sealed sample



(e) Experimental set-up

Fig. 5. Photograph and schematic of the hot plate method.

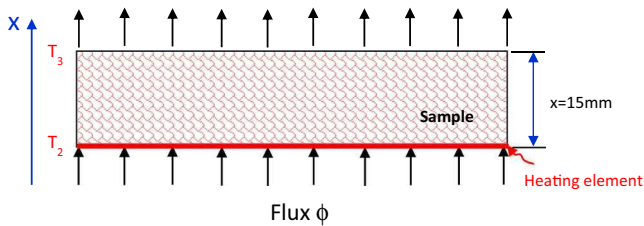


Fig. 6. Steady state conditions through the sample.

The electrical heat flux, $\frac{U^2}{R}$, is assumed equivalent to that passing through the sample and insulation; that is [37]:

$$\phi = \frac{U^2}{R} = -\frac{\lambda A}{x}(T_3 - T_2) + \frac{\lambda_0 A}{x_0}(T_2 - T_1); U = R \times I \quad (2)$$

$$\lambda = \frac{x}{(T_2 - T_3)} \left[\frac{R \times I^2}{A} - \frac{\lambda_0}{x_0}(T_2 - T_1) \right] \quad (3)$$

with $R = 39.8 \Omega$ and $I = 0.1 A$ being the intensity of the current in Amperes.

Five measurements were recorded and the results are shown in Fig. 7. The average conductivity value $\lambda = 0.2 W(m.K)$ is shown by the dashed line. The difference in the measured values is less than 5%. The variability of densities is due to the porosity of the wood-cement composite.

With a density of about $770 kg/m^3$ and a thermal conductivity of $0.2 W(m.K)$, the obtained results confirm the excellent thermal performance of the wood cement composite. The same observation was noted by Amziane and Sonebi [3] in their work on the thermal behaviour of bio-sourced materials used in construction.

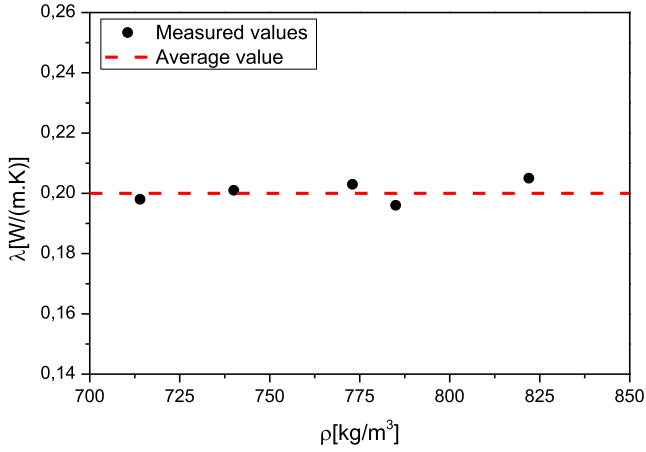


Fig. 7. Thermal conductivity λ as a function of the density ρ .

3. Simulation of the charring rates and temperature profiles

3.1. Heat transfer model

To simulate heat transfer through the thickness of a wood-cement composite exposed to fire, three modes of heat transfer must be considered: conduction, convection and radiation. In a fire test, the exchange of heat between the outer surfaces of the sample and the environment is through convection and radiation, while inside the sample, heat transfer occurs through conduction.

The evolution of the temperature gradient in an isotropic continuum is described by the heat equation [39]:

$$\frac{\partial}{\partial t} [\rho_w c_w + \rho_{ch} c_{ch} + \rho_l c_l + \rho_c c_c] = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_{eq} \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda_{eq} \frac{\partial T}{\partial y} \right) + Q_r \quad (4)$$

where:

$$Q_r = k_{ch} \rho_w [\Delta h_{ch}^0 + (c_{ch} - c_w)(T - T_0)] + k_g \rho_w [\Delta h_g^0 + (c_g - c_w)(T - T_0)] + k_v \rho_l [\Delta h_v^0 + (c_v - c_l)(T - T_0)] \quad (5)$$

where T [°C] represents temperature; ρ_w [kg/m³], ρ_{ch} , ρ_l , ρ_c , c_w [J/(kg.K)], c_{ch} , c_l , c_c , c_g are respectively the density and the specific heat for wood, char, liquid, cement and gas; k_{ch} [1/s], k_g , k_v , Δh_{ch}^0 [J/kg], Δh_g^0 and Δh_v^0 are respectively the reaction rate and reaction heat for char, gas and vapour; x and y the coordinate system; λ_{eq} [W/(m.K)] the equivalent thermal conductivity; t [s] the time of exposure; and $[W/(m^2.K)]$ the energy source.

The thermal conductivity λ_{eq} and the specific heat c_p of the composite material were estimated using the mixture approach detailed in Bai et al. [40] as follows:

$$\frac{1}{\lambda_{eq}} = \frac{\varphi_c}{\lambda_c} + \frac{\varphi_s}{\lambda_s}; \quad \lambda_s = (1 - \eta) \cdot \lambda_w + \eta \cdot \lambda_{ch} \quad \text{and} \quad \eta = \frac{\rho_{ch}}{\rho_w + \rho_{ch}} \quad (6)$$

$$c_p = f_c c_c + f_w c_w + f_{ch} c_{ch} \quad (7)$$

with η represents the conversion degree of char; f_i and φ_i are respectively the mass and volume fractions, and the initial values are given in Table 1. The index i takes on the values for wood (w), cement (c), and char (ch).

Table 1

Composition of the wood-cement composite.

Composition	Mass fraction f [%]	Volume Fraction φ [%]
Wood chips	44	75
Cement	56	25

As the surface of the wood-cement panel is heated, the wood-cement composite material is first dried, and after that pyrolyzed by heat transfer as shown in Fig. 8. The used assumptions for the proposed pyrolysis model are as follows:

- The composite panel is assumed to be two-dimensional and thermally isotropic.
- Only the pyrolysis of wood fibres is considered. The pyrolysis of wood fibres to char and gas forms a one-step (Fig. 8).
- The heat and mass transfer of the gas and vapour inside the composite material is neglected.
- All pyrolysis reactions of composite material are described by the first-order Arrhenius Law.
- During the process of pyrolysis, the shrinkage of the composite material is ignored.

The mass conservation equations for wood, char, gas, liquid and vapour are given as follows [39]:

$$\frac{\partial \rho_w}{\partial t} = -(k_{ch} + k_g) \rho_w \quad (8)$$

$$\frac{\partial \rho_{ch}}{\partial t} = k_{ch} \rho_w \quad (9)$$

$$\frac{\partial \rho_g}{\partial t} = k_g \rho_w \quad (10)$$

$$\frac{\partial \rho_l}{\partial t} = -k_v \rho_l \quad (11)$$

$$\frac{\partial \rho_v}{\partial t} = k_v \rho_l \quad (12)$$

According to the assumption (iv), the kinetic parameters are calculated by using the Arrhenius Law:

$$k = A e^{-\frac{E}{RT}} \quad (13)$$

A [s⁻¹] is the pre-exponential factor; E [J/mol] is the reaction active energy; $R = 8.314$ J/(mol.K) is the universal gas constant and T [K] is the temperature.

The kinetic and physical parameters for pyrolysis reactions and drying process, used in simulations, are recapitulated in Tables 2 and 3.

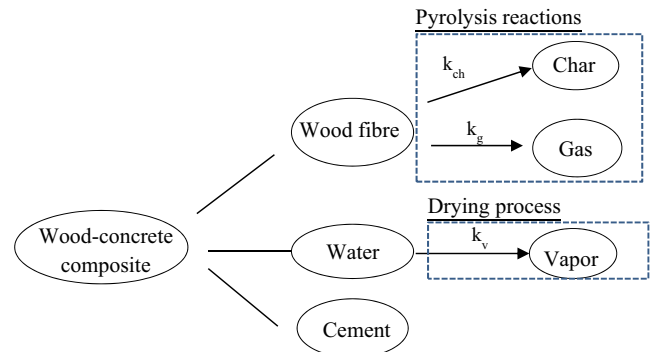


Fig. 8. The drying and pyrolysis processes of wood-cement composite material.

Table 2
Kinetic parameters for pyrolysis reactions and drying process [39].

	Pyrolysis reactions		Drying process
	Wood → Char (k _{ch})	Wood → Gas (k _g)	Liquid → vapour (k _v)
A _i [1/s]	7.38 × 10 ⁵	1.44 × 10 ⁴	5.13 × 10 ¹⁰
E [kJ/mol]	106.5	88.6	88
Δh _i [kJ/kg]	−420	−420	−2440

Table 3
Thermo-physical parameters.

	Correlation/value	Refs.
λ [W/(m.K)]	λ _w = 0.166 + 0.369·ω λ _{ch} = 0.105 λ _c = 0.54	[39] [41]
c _p [J/(kg.K)]	c _w = 1950 c _{ch} = 1390 c _l = 4180 c _v = 1580 c _g = 2400 c _c = 788	[39] [41]
Emissivity ε	ε = 0.89	[39]
Stefan-Boltzmann constant σ [W/(m ² .K ⁴)]	σ = 5.67 · 10 ^{−8}	
Convective coefficient h _c [W/(m ² .K)]	h _c = 8.64	
Absorptivity α	α = 0.95	

Fig. 9a presents the relative density of the composite calculated using Eqs. (8)–(12). When the temperature increases the relative density decreases (Fig. 9a). At T = 300 °C, the composite sample loses 2% of its initial mass. Mass loss continues to drop until the material loses around 16.6% of its initial mass at a temperature of about 420 °C. The evolution of the density of liquid (Fig. 9b) shows that the composite sample began to lose its water of constitution as the temperature exceeded 80 °C. Beyond temperature T = 300 °C, density of the wood fibres decreases rapidly to reach the value of zero at temperature T = 420 °C. In contrast the densities of the char and gas increase.

Fig. 10 presents the equivalent thermal conductivities of composite and wood using the relationships defined by Eq. (6) and Table 3, respectively. At temperature lower than T < 100 °C, the thermal conductivity of the wood and solid decrease progressively to reach the value of λ = 0.16 W/(m.K) at temperature T = 160 °C. Between 160 and 300 °C, the thermal conductivity of the solid and wood is almost constant. Beyond this temperature T > 300 °C, the values of the conductivities decrease rapidly.

The resolution of the previous differential equation requires the definition of the initial temperature and the boundary conditions of the problem. The initial temperature distribution in the sample at time t = 0 is given as:

$$T(x, y, t)|_{t=0} = T_0(x, y, t) \tag{14}$$

where T₀ [°C] is the initial temperature of the sample.

The thermal exchange with the surrounding environment takes place through convection and radiation, and may be expressed with the following boundary conditions:

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial n} = h_c(T - T_0) + \sigma \varepsilon (T^4 - T_0^4) \tag{15}$$

where n represents the normal to the surface.

3.2. Numerical simulation and results

The finite element model, the dimensions, the thermal loading and the boundary conditions are shown on Fig. 11a. The

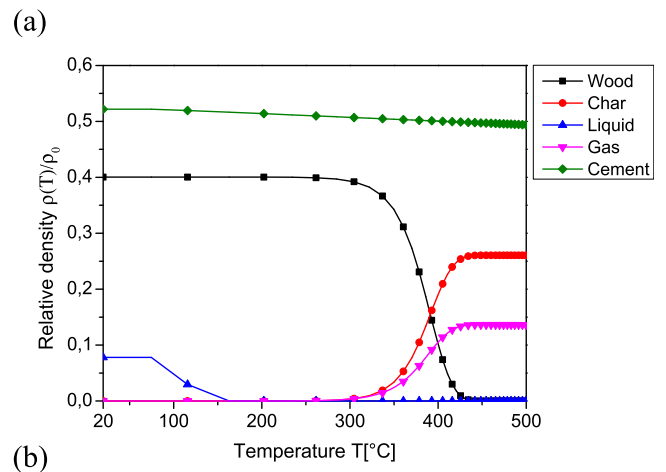
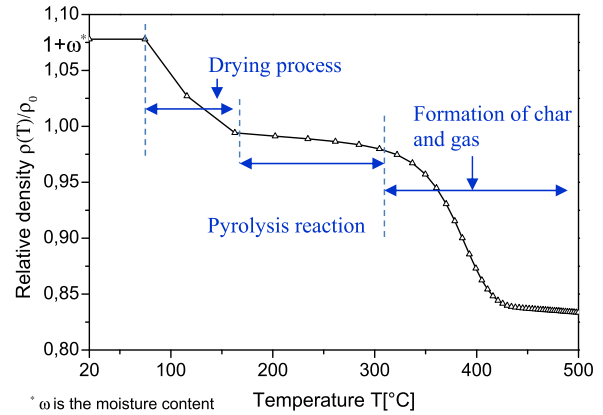


Fig. 9. Evolution of relative density of (a) a composite and (b) components.

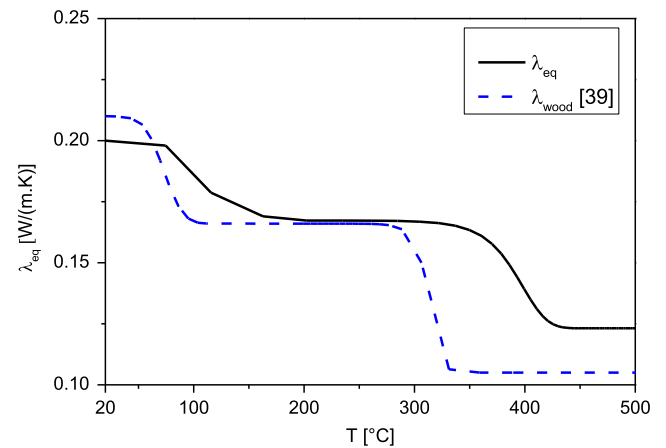
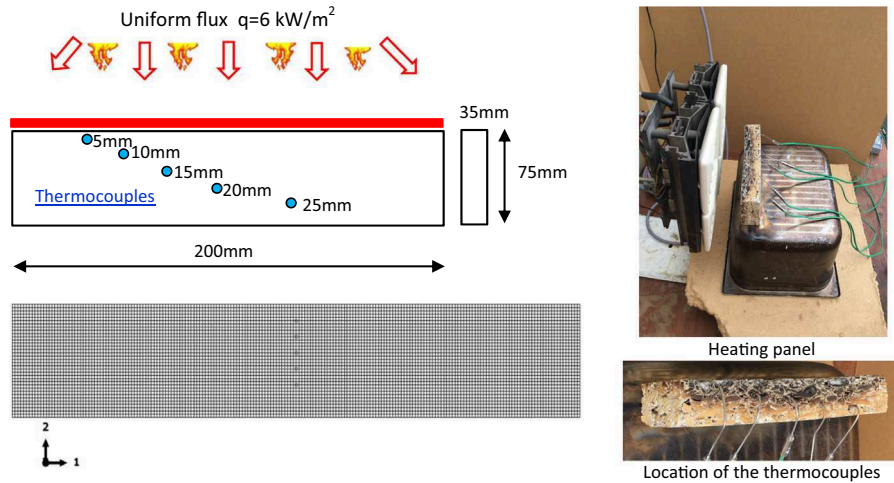


Fig. 10. Evolution of the conductivity λ as a function of temperature.

thermocouples are placed at depths of 5, 10, 15, 20 and 25 mm from the surface exposed to the constant heat flow, q = 6 kW/m². The mesh consists of 7000 elements DC2D4 (4-node linear heat transfer quadrilateral) [42].

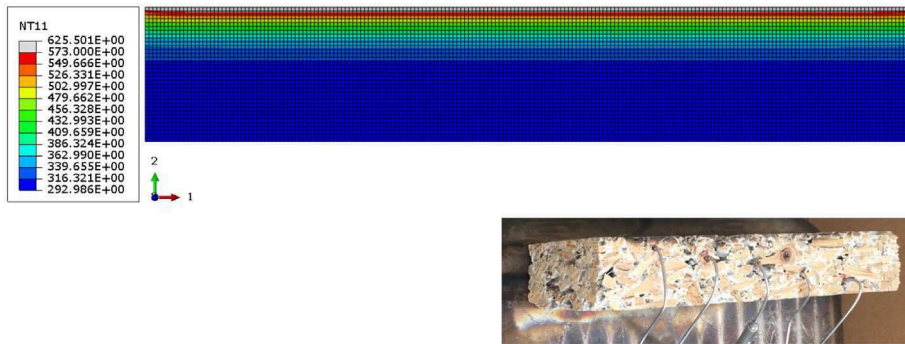
The simulated temperature profiles at different fire exposure times 5, 20 and 40 min are shown in Fig. 12. The charred layer forms at temperatures above T = 300 °C and is represented in grey. The area of intact wood is presented in blue. Between the coal and the intact wood-cement composite, one distinguishes the zones of pyrolysis (red, yellow and green) and drying (turquoise). The thickness of the charred layer increases with the exposure time. The



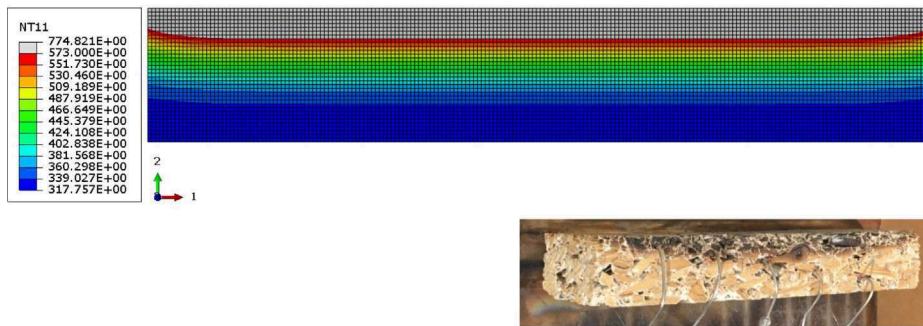
(a). Boundary conditions and finite element mesh

(b) Experiment

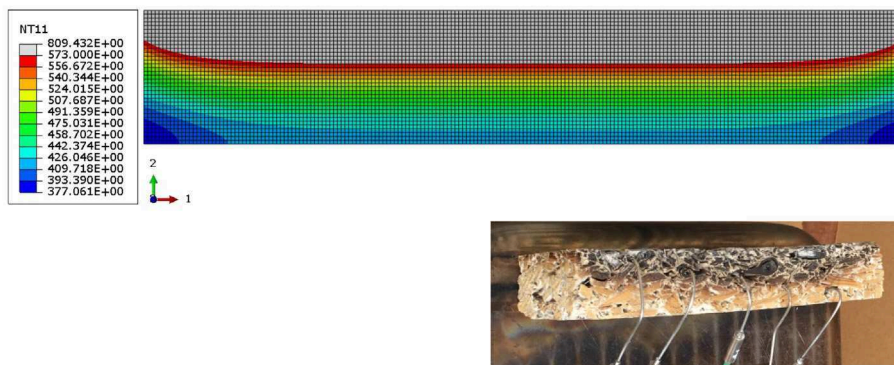
Fig. 11. FE Model and the charring test.



(a). t=5min



(b). t=20min



(c). t=40min

Fig. 12. Formation of the charred layer at different times.

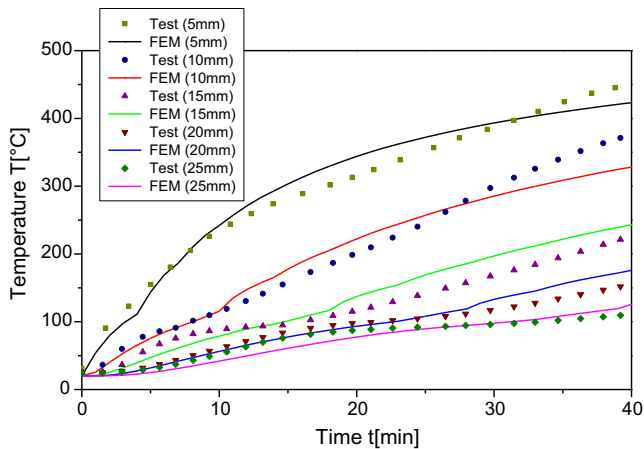


Fig. 13. Temperature versus time at the location of the thermocouples.

charred layer is not rectangular, its corners are rounded. This may be due to the effect of a convective flow corresponding to the exchange and displacement of air between the sample surfaces and the surrounding environment during the course of the test.

Fig. 13. show the evolution of the temperature as a function of time at the positions of the thermocouples (5, 10, 15, 20 and 25 mm). It can be observed that all the temperature-time curves computed using the different material data show the same trend as the measured values. The first stage corresponds to the initial drying process. The thermocouples located at depth of 15 mm, 20 mm and 25 mm record almost a constant temperature for a duration of 3 min. After this stage, a linear rise of temperatures can be seen up to about 40 min of fire-exposure. Nearly all the curves consist of a small drying stage followed by a gradual change in temperature. The predicted temperatures agree well with the measured ones. It was also noticed that after a duration of 40 min, all panels remained intact and did not fail in their structural integrity. Ahmad et al [16] made a similar observation in their study of the fire performance of reinforced concrete column with embedded permanent formwork made of woodwool board.

Fig. 14 on the other hand shows the evolution of the thickness of the charred layer with time of exposure. The latter is not linear. The charring rate slightly increases with time. The error between the measured and calculated values at an exposure time of 40

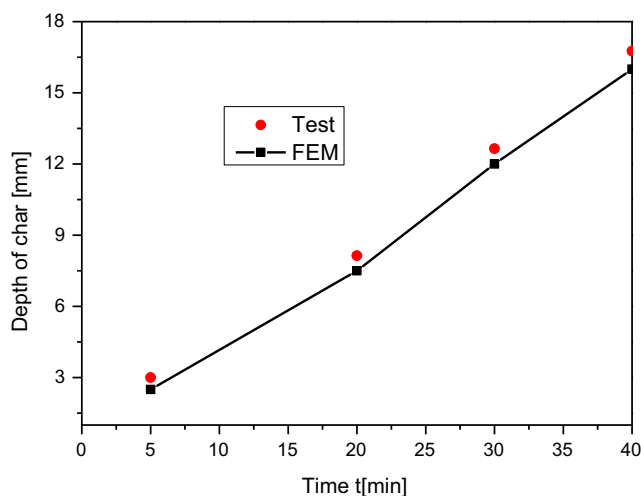


Fig. 14. Evolution of the thickness of the charred layer with time.

min is about 4.3%. Overall, the numerical procedure is capable of simulating the temperature profiles and the thickness of the charred layer of a wood cement composite.

4. Conclusion

A combination of experimental and numerical work has been used to characterise the fire performance of wood-cement particleboards. The developed procedure can be used in the development phases of building components (formwork panels, beams, columns, slabs...) to optimise their thermal performance in real fire conditions. The thermal analysis of wood-cement formwork panels requires the knowledge of the variation of the thermal properties with temperature as well as the thermal degradation of the wood particles during the drying and pyrolysis phases. The thermal law is described by a kinetic model of Shen et al. [39], and it is integrated into the Abaqus software [42] via the Umatht routine.

The parameters of the model are identified using experimental data obtained on charring tests carried out on wood-cement particleboards exposed to a uniform heat flow $q = 6 \text{ kW/m}^2$, produced by a radiating panel. Qualitatively, the results of the simulations are in good agreement with those of the tests. The numerical model is able to accurately reproduce the distribution of temperature profiles and char formation through the thickness of the panel.

The obtained results with the experimental and numerical methods led to the following conclusions:

- The relative density ρ/ρ_0 of the wood-cement composite drops by 17% at a temperature of 500 °C;
- The value of the initial conductivity λ measured by the hot plate technique agrees with the value calculated by the “mixture rule”, which confirms the validity of the present approach;
- The pyrolysis model inspired from the work of Shen et al. [39] is capable of predicting the behaviour of a under high temperatures;
- The tests show that a charred layer forms on the exposed surface but, unlike timber panels, the wood-cement particleboards do not ignite at temperatures of about 500 °C.
- However, it must be noted that a test of this nature, carried out in a laboratory environment, does not reproduce the real conditions of a fire. Thus, in the opinion of the authors, this numerical methodology is a first step towards simulating the fire behaviour of wood-cement panels that could be used as permanent formwork in buildings, and hence help establish their certification for use in sustainable construction.

Conflict of interest

None declared.

References

- [1] M. Li, M. Khelifa, M. El Ganaoui, Mechanical characterization of concrete containing wood shavings as aggregates, *Int. J. Sustainable Built Environ.* 6 (2017) 587–596.
- [2] A.B. Constatinos, G.G. Athina, G. Elena, M. Sevastianos, M. Yiannis, P.L. Dimitris, European residential buildings stock, energy consumption, emissions and potential energy savings, *Build. Environ.* 42 (2007) 1298–1314.
- [3] S. Amziane, M. Sonebi, Overview on bio-based building material made with plant aggregate, *RILEM Tech. Lett.* 1 (2016) 31–38.
- [4] R.W. Wolfe, A. Gjinolli, Cement-bonded wood composites as an engineering material, *Proc. For. Prod. Soc.* (1997) 84–91.
- [5] F. Pacheco-Torgal, S. Jalali, Cementitious building materials reinforced with vegetable fibres. A review, *Constr. Build. Mater.* 25 (2) (2011) 575–581.
- [6] R. Siddique, Utilization of wood ash in concrete manufacturing, *Resour. Conserv. Recycl.* 67 (2012) 27–33.
- [7] A.U. Elinwa, Y.A. Mahmood, Ash from timber waste as cement replacement material, *Cem. Concr. Compos.* 24 (2) (2002) 219–222.
- [8] F.F. Udoeyo, P.U. Dashibil, Sawdust ash as concrete material, *J. Mater. Civ. Eng.* 14 (2) (2002) 173–176. ASCE 0899-1561.

- [9] P. Turgut, Cement composites with limestone dust and different grades of wood sawdust, *Build. Environ.* 42 (11) (2007) 3801–3807.
- [10] A. Akkaoui, S. Caré, M. Vandamme, Experimental and micromechanical analysis of the elastic properties of wood-aggregate concrete, *Constr. Build. Mater.* 134 (2017) 346–357.
- [11] K.A. Rim, A. Ledhem, O. Douzane, R. Dheilily, M. Queneudec, Influence of the proportion of wood on the thermal and mechanical performances of clay cement-wood composites, *Cem. Concr. Compos.* 21 (4) (1999) 269–276.
- [12] V. Corinaldesi, A. Mazzoli, R. Siddique, Characterization of lightweight mortars containing wood processing by-products waste, *Constr. Build. Mater.* 123 (2016) 281–289.
- [13] A. Bouguerra, O. Amiri, A. Ait-Mokhtar, M.B. Diop, Water sorptivity and pore structure of wood cementitious composites, *Mag. Concr. Res.* 54 (2) (2002) 103–112.
- [14] P. Coatanlem, R. Jauberthie, F. Rendell, Lightweight wood chipping concrete durability, *Constr. Build. Mater.* 20 (9) (2006) 776–781.
- [15] M. Bederina, B. Laidoudi, A. Goullieux, M.M. Khenfer, A. Bali, M. Quéneudec, Effect of the treatment of wood shavings on the physico-mechanical characteristics of wood sand concretes, *Constr. Build. Mater.* 23 (3) (2009) 1311–1315.
- [16] Z. Ahmad, N. Ahmad, Rahman A. Ali, Hamid H. Abdul, M.S. Md Noh, Fire resistance performance of reinforced concrete column with embedded permanent formwork using wood wool panel, *Appl. Mech. Mater.* 661 (2014) 111–117.
- [17] A. Sadaoui, A. Khennane, Effect of transient creep on the behaviour of reinforced concrete columns in fire, *Eng. Struct.* 31 (9) (2009) 2203–2208.
- [18] V.K.R. Kodur, Fire resistance requirements for FRP structural members, in: *Proceedings of the Annual Conference of the Canadian Society for Civil Engineering*, Regina, Saskatchewan, 2001, pp. 83–95.
- [19] M. Qin, R. Belarbi, A. Ait-Mokhtar, L.O. Nilsson, Coupled heat and moisture transfer in multi-layer building materials, *Constr. Build. Mater.* 23 (2) (2009) 967–975.
- [20] A.V. Luikov, *Heat and Mass Transfer in Capillary-porous Bodies*, Pergamon, 1966, pp. 233–303.
- [21] H.M. Kunzel, *Simultaneous Heat and Moisture Transport in Building Components: One and Two-dimensional Calculation Using Simple Parameters*, Fraunhofer IRB Verl, Stuttgart, 1995. ISBN 3-8167-4103-7.
- [22] A. Evrard, A. deHerd, Hygrothermal performance of lime-hemp wall assemblies, *Build. Phys.* 34 (1) (2010) 5–25.
- [23] A.D. Tran Le, C. Maalouf, T.H. Mai, E. Wurtz, F. Collet, Transient hygrothermal behavior of a hemp concrete building envelope, *Energy Build.* 42 (10) (2010) 1797–1806.
- [24] M. Fan, M.K. Ndikontar, X. Zhou, J.N. Ngamveng, Cement-bonded composites made from tropical woods: compatibility of wood and cement, *Constr. Build. Mater.* 36 (2012) 135–140.
- [25] Z. Ahmad, L.S. Wee, M.A. Fauzi, Mechanical properties of wood-wool cement composite board manufactured using selected malaysian fast grown timber species, *ASM Sci. J.* 5 (2011) 27–35.
- [26] A. Quiroga, I. Rintoul, Mechanical properties of hierarchically structured wood–cement composites, *Constr. Build. Mater.* 84 (2015) 253–260.
- [27] D. Taoukil, A. El bouardi, F. Sick, A. Mimet, H. Ezbakhe, T. Ajzoul, Moisture content influence on the thermal conductivity and diffusivity of wood–concrete composite, *Constr. Build. Mater.* 48 (2013) 104–115.
- [28] E. Gourlay, P. Glé, S. Marceau, C. Foy, S. Moscardelli, Effect of water content on the acoustical and thermal properties of hemp concretes, *Constr. Build. Mater.* 139 (2017) 513–523.
- [29] L. Wang, S.S. Chen, D.C.W. Tsang, C.S. Poon, K. Shih, Value-added recycling of construction waste wood into noise and thermal insulating cement-bonded particleboards, *Constr. Build. Mater.* 125 (2016) 316–325.
- [30] L. Wang, S.S. Chen, D.C.W. Tsang, C.S. Poon, K. Shih, Recycling contaminated wood into eco-friendly particleboard using green cement and carbon dioxide curing, *J. Clean. Prod.* 137 (2016) 861–870.
- [31] A. Evrard, A. Deherd, Hygrothermal performance of lime-hemp wall assemblies, *J. Build. Phys.* 34 (2010) 5–25.
- [32] E. Sassoni, S. Manzi, A. Motori, M. Montecchi, M. Canti, Novel sustainable hemp-based composites for application in the building industry: physical, thermal and mechanical characterization, *Energy Build.* 77 (2014) 219–226.
- [33] S.B. Park, M. Lee, D.W. Son, S.M. Lee, J.I. Kim, Fire performance of carbonized medium density fiberboard manufactured at different temperatures, *J. Wood Sci.* 60 (2014) 74–79.
- [34] Eurocode 5 – Design of Timber Structures, Part 1–2: General – Structural Fire Design, CEN 2004 (European Committee for Standardization), EN 1995-1-2, Brussels, Belgium.
- [35] Wakili K. Ghazi, E. Hugi, L. Karvonen, P. Schnewlin, F. Winnefeld, Thermal behavior of autoclaved aerated concrete exposed to fire, *Cem. Concr. Compos.* 62 (2015) 52–58.
- [36] Q. Ma, R. Guo, Z. Zhao, Z. Lin, K. He, Mechanical properties of concrete at high temperature – a review, *Constr. Build. Mater.* 93 (2015) 371–383.
- [37] H. Bal, Y. Jannot, S. Gaye, F. Demeurie, Measurement and modelisation of the thermal conductivity of a wet composite porous medium: laterite based bricks with millet waste additive, *Constr. Build. Mater.* 41 (2013) 586–593.
- [38] Y. Jannot, B. Remy, A. Degiovanni, Measurement of thermal conductivity and thermal resistance with a tiny hot plate, *High Temp. High Press* 39 (1) (2010) 11–31.
- [39] D.K. Shen, M.X. Fang, Z.Y. Luo, K.F. Cen, Modeling pyrolysis of wet wood under external heat flux, *Fire Saf. J.* 42 (2007) 210–217.
- [40] Y. Bai, T. Vallée, T. Keller, Modeling of thermo-physical properties for FRP composites under elevated and high temperature, *Compos. Sci. Technol.* 67 (2007) 3098–3109.
- [41] Y. Xu, D.D.L. Chung, Effect of sand addition on the specific heat and thermal conductivity of cement, *Cem. Concr. Res.* 30 (2000) 59–61.
- [42] Abaqus, *Finite Element Modelling Program and Standard User's Manual*, V. 6.14, Simulia, 2016.

Abstract

Lightweight concretes made from wood fibres and Portland cement paste are a new alternative for the reduction of the environmental impact of buildings. They are used in sustainable constructions as secondary elements for their thermal, hydric and mechanical performance. However, the generalisation of their use is not possible without resolving certain scientific obstacles related to their characterisation. Hence the aim of the present work, which is to contribute towards their characterisation through experimentation and numerical simulation.

The Young's modulus and tensile strength were measured through flexural and compression tests. A numerical model has also been developed to predict the behaviour of specimens under bending test as well as their structural response when used as permanent formwork. In particular, the model helps to choose the optimum parameters for a better design of the formwork system. The study of the hygrothermal behaviour of the wood-cement material was carried out using both experimental work and simulation. The equations of coupled heat and moisture transfers for a porous medium have been implemented in the Comsol Multiphysics[®] software. The developed model has been applied and validated on several dynamic responses resulting from hygro-thermal tests carried out in the laboratory.

The obtained physico-thermal properties of the wood-cement composite material were then incorporated into the Abaqus code via a Umatht user subroutine to simulate its high temperature behavior. The temperature profiles are evaluated and compared with the charring tests performed using a radiant panel on samples exposed to a uniform heat flux of 6kW/m^2 . The simulations show that the developed model is able to predict the temperature profiles, the area and the depth of the charred layer during fire exposure.

Keywords: Lightweight concrete, Wood fibres, Sustainable construction, Experimental characterisation, Numerical modelling, Hygro-thermal tests, Mechanical, Heat and moisture transfer, High temperatures.

Résumé

Les bétons légers, formés des fibres de bois et d'une pâte de ciment Portland, constituent une nouvelle alternative à explorer pour réduire l'impact environnemental des bâtiments. Ils sont utilisés dans la construction durable, comme des éléments secondaires, pour leurs performances thermiques, hydriques et mécaniques. Cependant, la généralisation de leur utilisation dans le bâtiment ne sera rendue possible sans résoudre certains verrous scientifiques liés à leur caractérisation et à leur formulation. Le présent travail s'inscrit dans cet objectif. Il s'agit de contribuer à la caractérisation de ces bétons légers à base des fibres de bois à travers l'expérience et la modélisation.

Le module d'Young et la résistance à la rupture ont été mesurés par des tests de flexion et de compression. Un modèle numérique a été également développé pour prédire le comportement des éprouvettes en flexion et la réponse structurale des systèmes de coffrage permanent. La méthodologie numérique permet ainsi d'aider dans le choix des paramètres optimums pour une meilleure conception des panneaux de coffrage destinés à la construction.

L'étude du comportement hygrothermique du matériau de construction bois-ciment a été abordée en s'appuyant sur l'expérience et la simulation. Les équations des transferts couplés de chaleur et d'humidité d'un milieu poreux ont été implémentées dans le logiciel Comsol Multiphysics®. En dernier, le modèle développé a été appliqué et validé sur plusieurs réponses dynamiques issues des tests hygrothermiques réalisés en interne.

Les mesures des propriétés physico-thermique du matériau composite bois-ciment ont été ensuite intégrées dans le code Abaqus via une routine utilisateur Umatht dans l'objectif de simuler le comportement thermique à hautes températures des panneaux composites bois-ciment. Les profils des températures sont évalués et comparés à ceux des tests de carbonisation réalisés, à l'aide d'un panneau rayonnant, sur des échantillons exposés à un flux de chaleur uniforme de 6kW/m². Les simulations montrent que le modèle développé est capable de prédire les profils de températures, la zone et la profondeur de la couche du charbon durant l'exposition au feu.

Mots clés: Bétons légers, Fibre de bois, Construction durable, Caractérisation expérimentale, Modélisation numérique, Tests hygrothermiques, Mécanique, Transferts de la chaleur et d'humidité, Hautes températures.