



# Développement d'un modèle thermomécanique du comportement sous agressions thermiques de matériaux cellulosiques : application à l'étude de résistance au feu de panneaux de bloc-porte en aggloméré de bois

Guillaume Cueff

## ► To cite this version:

Guillaume Cueff. Développement d'un modèle thermomécanique du comportement sous agressions thermiques de matériaux cellulosiques : application à l'étude de résistance au feu de panneaux de bloc-porte en aggloméré de bois. Science des matériaux [cond-mat.mtrl-sci]. Université de Bordeaux, 2014. Français. <NNT : 2014BORD0360>. <tel-01175801>

**HAL Id: tel-01175801**

**<https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-01175801>**

Submitted on 13 Jul 2015

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

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



THÈSE PRÉSENTÉE  
POUR OBTENIR LE GRADE DE  
**DOCTEUR DE**  
**L'UNIVERSITÉ DE BORDEAUX**

ÉCOLE DOCTORALE DES SCIENCES PHYSIQUES ET DE L'INGÉNIEUR

SPÉCIALITÉ : MÉCANIQUE

Par Guillaume CUEFF  
Ingénieur diplômé de l'Université de Technologie de Troyes

**DÉVELOPPEMENT D'UN MODÈLE THERMOMÉCANIQUE DU  
COMPORTEMENT SOUS AGRESSIONS THERMIQUES DE  
MATÉRIAUX CELLULOSIQUES**

Application à l'étude de résistance au feu de panneaux de bloc-porte en  
aggloméré de bois

Sous la direction de : Denys BREYSSE

Soutenue le 16 décembre 2014

Membres du jury :

M. LA BORDERIE, Christian	Professeur, Université de Pau et des Pays de l'Adour	Président du jury
M. BOUCHAÏR, Abdelhamid	Professeur, Université Blaise Pascal	Rapporteur
M. MILLARD, Alain	Ingénieur chercheur HDR, CEA	Rapporteur
M. FRANSSSEN, Jean-Marc	Professeur, Université de Liège	Examineur
M. BREYSSE, Denys	Professeur, Université de Bordeaux	Directeur de thèse
M. MINDEGUIA, Jean-Christophe	Maître de Conférences, Université de Bordeaux	Encadrant
M. AUGUIN, Gildas	Responsable R&I, EFECTIS France	Encadrant



*À Adeline,  
Puisse-tu leur en faire voir  
de toutes les couleurs.*



*À ma famille et mes amis,  
Merci pour le soutien et pour  
m' avoir amené jusque là.*





# Remerciements

À la suite de longues conversations sur l'avenir et l'entrée dans la vie active d'un MTE, j'ai fini par arriver en thèse et finalement décrocher le précieux sésame. Je remercie donc Adrien pour ces discussions et pour m'avoir montré le site de l'ABG.

Par la suite, je tiens à remercier par ces quelques lignes toutes les personnes qui ont participé de près ou de loin à ce projet ou aux à-côtés, et qui m'ont permis de réussir à mettre le feu au poudre.

Je remercie tout d'abord mon équipe encadrante au sein du laboratoire I2M, département Génie Civil et Environnement ainsi qu'au sein de la société EFECTIS France pour m'avoir fait confiance et m'avoir permis de faire cette thèse. Je souhaite donc remercier Jean-Christophe Mindeguia, Denys Breyse, Virginie Drean et Gildas Auguin pour m'avoir montré la voie et formé tout au long de ces trois ans.

Je tiens à exprimer ma gratitude au près de la société EFECTIS France par l'intermédiaire de son président Daniel Joyeux et de son responsable R&I Gildas Auguin pour avoir proposé ce sujet passionnant et financé ce projet.

Mes remerciements vont également à toute l'équipe du laboratoire I2M de Pierroton à Peixotto pour m'avoir si bien accueilli et pour les bons moments passés. Merci à Régis et Guillaume pour m'avoir formé en stage, pour les foots et golfs derrière l'atelier de Fifi. Merci à Philippe, Bernard, Sylvain et Olivier pour votre humour, votre aide précieuse et votre savoir faire. Beaucoup de problèmes ont été résolus grâce à vous lors de la pause café. Merci à Michel et Corinne pour les gueuletons, les bons gâteaux et votre bonne humeur. Merci à Paul et Thibault, mes deux padawans, pour le développement et la réalisation d'un grand nombre d'essais. Et merci à tous les autres.

Je souhaite également remercier tous mes collègues au sein d'EFECTIS France pour l'accueil qu'ils m'ont fait et pour m'avoir fait découvrir le monde du feu et de la sécurité incendie.

Mes remerciements vont aussi aux membres du jury. J'exprime ma gratitude au Pr. Abdelhamid Bouchaïr et à M. Alain Millard pour avoir rapporté mes travaux, au Pr. Christian La Borderie pour avoir présidé le jury et au Pr. Jean-Marc Franssen.

Je voudrais aussi dire un grand merci à tous mes compagnons de galère, car oui ça a souvent été la galère. Merci donc à Julie et Cécile, j'ai pris grand plaisir à organiser des traquenards avec Guillaume et Manchot pour vous « pourrir » la vie. Merci à Boris pour les grandes discussions utiles ou non et le plafond de mon appartement. Merci à Alex, Anne et Marie pour être Alex, Anne et Marie, perchés et pleins de ressources.

Je remercie également les sportifs du labo : JC, Alain et Guillaume. Je m'excuse encore d'avoir abaissé mon niveau pour vous permettre de me battre ... Sans rancunes Alain !

Un énorme merci à tous les amis de Poissy, Troyes et Bordeaux ainsi qu'aux colocs pour accepter mon humour souvent limite, ma franchise, etc. Je vous remercie pour tous les weekends / soirées / skis passés et à venir et pour avoir été là quand j'en avais besoin.

Merci aux connaissances plus anciennes (Laureline, Damien, Tristan, Carlos) pour les retours aux sources et les sessions avec le « crew ».

Et pour finir, je remercie ma petite famille pour m'avoir porté jusque là. Merci d'avoir été présent lors des bons moments comme des mauvais. Un gros bisous à vous et spécialement à la Crapotte !





**Titre :** Développement d'un modèle thermomécanique du comportement sous agressions thermiques de matériaux cellulosiques

**Résumé :** Dans le cadre de la sécurité incendie, les produits industriels destinés au marché de la construction doivent être soumis à des essais de résistance au feu standardisés. En particulier, des critères de température limite à ne pas dépasser sont à satisfaire en face non-exposée des produits. De plus, une attention est à apporter aux déformations hors plan de l'élément testé. Ces essais de résistance au feu peuvent être contraignants et coûteux pour les industriels ce qui peut freiner leur démarche de Recherche et Développement. À ce titre, un programme de recherche a été lancé par la société EFECTIS France, laboratoire agréé en résistance au feu, en collaboration avec le laboratoire I2M de l'Université de Bordeaux, dont l'objectif est de mettre au point un outil de simulation numérique d'essais de résistance au feu (four virtuel) appliqué à un bloc-porte en bois et produits dérivés (panneaux de particules et panneaux de fibres). Le modèle thermomécanique développé prend en compte l'évolution des propriétés thermiques et mécaniques du matériau en fonction de l'avancement des réactions de vaporisation et de pyrolyse ainsi que l'impact de ces réactions en termes d'énergies consommées et fournies. Ce modèle s'appuie notamment sur différents programmes expérimentaux, comportant entre autre de la mesure de champ par corrélation d'images, dans le but de mesurer les données nécessaires à son bon fonctionnement. En se basant sur le calcul du champ de température et sur l'estimation des déformations thermiques du bloc-porte coupe-feu, le modèle permet d'évaluer les performances au feu du produit.

**Mots clés :** bois, aggloméré de bois, pyrolyse, transfert thermique, thermomécanique, sécurité incendie, résistance au feu, éléments finis.

---

**Title :** Development of a thermomechanical model on behaviour of cellulose-based materials under high temperature

**Abstract :** In the context of fire safety, industrial products used in the building construction market have to satisfy to standard fire resistance tests. In particular, a temperature criterion must be satisfied on the unexposed side of the product and attention should be given to the deformation of the product during fire. These tests are restrictive and costly for manufacturers which can slow down their R&D program. In this context, a research program was initiated by the company EFECTIS France in collaboration with the laboratory I2M from the University of Bordeaux whose main objective is to develop a numerical thermomechanical model for simulating a fire resistance test (virtual furnace) on a fire door composed of wood and wood-based materials (particles and fibres boards). Thermomechanical model takes into account the variation of thermal and mechanical properties as a function of vaporization and pyrolysis reactions. Energy impacts of those reactions are also included in the model. The numerical model involves experimental data to complete material properties needed for its utilisation. To achieve this, different experimental programs were carried out, in particular measurements using digital image correlation. Based on simulated temperature field and estimation of the global bending of the fire door, the model allows evaluating fire performances of the product.

**Keywords :** wood, particleboard, pyrolysis, heat transfer, thermomechanical, fire safety, fire resistance, finite elements.

---

# Table des matières

<b>Introduction</b>	<b>1</b>
0.1 Contexte . . . . .	1
0.2 Problématique . . . . .	2
0.2.1 La sécurité incendie et l'évaluation des performances au feu . . . . .	2
a) Critères de performance au feu . . . . .	3
b) Actions thermiques prédéterminées . . . . .	3
0.2.2 Essais conventionnels de résistance au feu . . . . .	4
a) Principe . . . . .	4
b) Problématique industrielle . . . . .	5
c) Four Virtuel : le projet VIRGILE . . . . .	6
0.2.3 Bloc-porte en bois et produits dérivés du bois . . . . .	7
a) Constitution d'un bloc-porte en bois . . . . .	7
b) Essai de résistance au feu d'un bloc-porte . . . . .	9
c) Domaine d'application et de validité des résultats . . . . .	11
0.3 Motivations et conditions de réalisation des travaux de thèse . . . . .	12
0.3.1 Analyse phénoménologique des essais de résistance au feu d'un bloc-porte en bois . . . . .	13
0.3.2 Objectifs . . . . .	14
0.3.3 Méthodologie retenue et plan du document . . . . .	15
<b>1 État de l'art</b>	<b>19</b>
Introduction . . . . .	19
1.1 Généralités sur le bois et les produits dérivés du bois . . . . .	19
1.1.1 Le matériau bois . . . . .	19
1.1.2 Les produits dérivés du bois . . . . .	21
1.1.3 L'eau et le bois . . . . .	22
1.2 Comportement à hautes températures . . . . .	24
1.2.1 Dégradation thermique du matériau bois . . . . .	24
a) Séchage . . . . .	24
b) Pyrolyse . . . . .	25
c) Combustion . . . . .	26
1.2.2 Propriétés thermophysiques du bois en fonction de la température . . . . .	27
a) Masse volumique . . . . .	27
b) Conductivité thermique . . . . .	28
c) Chaleur spécifique . . . . .	32
d) Vitesse de carbonisation . . . . .	34
e) Retrait hydrique . . . . .	34
f) Coefficient de dilatation thermique . . . . .	35

1.2.3	Propriétés thermiques du charbon de bois en fonction de la température . . . .	37
a)	Conductivité thermique du charbon de bois . . . . .	37
b)	Chaleur spécifique du charbon de bois . . . . .	38
1.2.4	Propriétés mécaniques du bois à haute température . . . . .	39
a)	Loi de comportement thermoélastique . . . . .	40
b)	Propriétés élastiques à température ambiante . . . . .	40
c)	Influence de la température sur le module d'élasticité . . . . .	41
d)	Influence de la température sur la résistance en traction / compression	44
1.3	Modélisation de la dégradation thermique du bois . . . . .	46
1.3.1	Modèles de transfert de masse . . . . .	46
1.3.2	Modèles de dégradation thermique (pyrolyse) . . . . .	47
1.3.3	Modèle de séchage . . . . .	50
1.4	Bilan de l'étude bibliographique et orientation des travaux . . . . .	50
1.4.1	Données expérimentales . . . . .	50
1.4.2	Modèle numérique . . . . .	51
1.4.3	Développement d'un modèle numérique tourné vers l'ingénierie . . . . .	52
<b>2</b>	<b>Caractérisation expérimentale des matériaux celluloseux étudiés</b>	<b>55</b>
	Introduction . . . . .	55
2.1	Préparation et conditionnement des corps d'épreuves . . . . .	55
2.1.1	Dimensionnement des éprouvettes . . . . .	55
a)	Éprouvettes de caractérisation des propriétés thermiques . . . . .	56
b)	Éprouvettes de caractérisation des propriétés mécaniques . . . . .	57
c)	Éprouvettes pour les essais de validation . . . . .	58
2.1.2	Teneur en eau . . . . .	60
2.2	Caractérisation des propriétés thermiques . . . . .	61
2.2.1	Analyse thermogravimétrique . . . . .	61
2.2.2	Propriétés thermiques - Essai TPS . . . . .	67
2.2.3	Essais de transfert thermique . . . . .	71
2.3	Caractérisation des propriétés mécaniques . . . . .	76
2.3.1	Mesure des déformations et validation . . . . .	76
a)	Principe de la mesure . . . . .	76
b)	Précision de la mesure . . . . .	78
c)	Validation de la mesure . . . . .	79
2.3.2	Caractérisation élastique dans le plan du panneau . . . . .	80
a)	Caractérisation à froid . . . . .	81
b)	Caractérisation à chaud . . . . .	85
2.3.3	Caractérisation élastique hors plan du panneau . . . . .	87
a)	Essais de compression . . . . .	87
b)	Essais de traction . . . . .	88
2.3.4	Dilatation thermique . . . . .	89
a)	Mise au point d'un dilatomètre . . . . .	89
b)	Validation de la méthode . . . . .	90
c)	Coefficients de dilatation thermique de l'aggloméré de lin . . . . .	91
2.4	Caractérisation du comportement global : essai à grande échelle . . . . .	94
2.4.1	Présentation de l'essai . . . . .	94
2.4.2	Observations générales . . . . .	96
2.4.3	Résultats thermiques . . . . .	97

2.4.4	Résultats thermomécaniques . . . . .	100
	Conclusion de l'étude expérimentale . . . . .	102
<b>3</b>	<b>Modélisation numérique du transfert thermique</b>	<b>105</b>
	Introduction . . . . .	105
3.1	Équation de diffusion de la chaleur . . . . .	105
3.2	Modèle de dégradation thermique . . . . .	107
3.2.1	Loi d'Arrhenius associée à la vaporisation de l'eau du bois . . . . .	108
3.2.2	Loi d'Arrhenius associée à la pyrolyse du bois . . . . .	109
3.2.3	Modèle de combustion . . . . .	110
3.3	Calcul des propriétés thermiques du matériau . . . . .	111
3.4	Conditions aux limites thermiques . . . . .	112
3.5	Validation du modèle thermique . . . . .	113
3.5.1	Cas d'un bois massif . . . . .	113
3.5.2	Cas de l'aggloméré de lin . . . . .	120
a)	Petite échelle . . . . .	120
b)	Grande échelle . . . . .	124
3.5.3	Limites du modèle thermique . . . . .	128
	Conclusion sur le modèle thermique . . . . .	129
<b>4</b>	<b>Modélisation numérique du comportement thermomécanique</b>	<b>133</b>
	Introduction . . . . .	133
4.1	Description de l'essai . . . . .	133
4.2	Lois de comportement thermoélastique . . . . .	135
4.3	Propriétés mécaniques . . . . .	137
4.3.1	Vantail en aggloméré de lin . . . . .	137
4.3.2	Serrure et paumelles . . . . .	138
4.4	Étude de sensibilité numérique . . . . .	139
4.4.1	Étude de sensibilité au maillage . . . . .	140
4.4.2	Impact du pas de temps . . . . .	143
4.5	Géométries et maillages . . . . .	144
4.6	Conditions aux limites . . . . .	145
4.6.1	Mécaniques . . . . .	145
4.6.2	Thermiques . . . . .	146
4.6.3	Thermomécanique . . . . .	146
4.7	Simulations thermomécaniques . . . . .	147
4.7.1	Cas 1 : coefficients de dilatation thermique issus de la littérature . . . . .	147
4.7.2	Cas 2 : coefficients de dilatation thermique mesurés . . . . .	152
	Conclusion sur le modèle thermomécanique . . . . .	154
<b>5</b>	<b>Étude de sensibilité des paramètres du modèle thermomécanique</b>	<b>157</b>
	Introduction . . . . .	157
5.1	Paramètres thermiques . . . . .	157
5.2	Teneur en eau du matériau . . . . .	159
5.3	Épaisseur de la porte . . . . .	161
5.4	Type de matériau . . . . .	163
5.5	Paramètres mécaniques . . . . .	164
5.6	Modification des paumelles . . . . .	165



Conclusion sur l'utilisation du modèle thermomécanique . . . . .	167
<b>Conclusion générale et perspectives</b>	<b>171</b>
Conclusion générale . . . . .	171
Perspectives . . . . .	173
<b>Bibliographie</b>	<b>179</b>
<b>Annexes</b>	<b>183</b>
Annexe 1 : Utilisation du code de calcul par éléments finis CAST3M . . . . .	183
Annexe 2 : Mesure de la déformation thermique de l'aggloméré de lin . . . . .	191
Annexe 3 : Dispositifs expérimentaux de l'essai à grande échelle . . . . .	195
Annexe 4 : Optimisation du maillage pour les simulations de transfert thermique sur de l'aggloméré de lin . . . . .	198
Annexe 5 : Utilisation de la méthode VIRGILE . . . . .	202
Annexe 6 : Articles de thèse . . . . .	208

# Nomenclature

## Acronyme

ATG	Analyse thermogravimétrique
CEA	Commissariat à l'Énergie Atomique et aux Énergies Alternatives
DM2S	Département de Modélisation des Systèmes et Structures
ERP	Établissement Recevant du Public
FE	Face Exposée au feu
FNE	Face Non-Exposée au feu
HC	Hydrocarbure
HCM	Hydrocarbure Majoré
I2M	Institut de Mécanique et d'Ingénierie
LVDT	Transformateur Différentiel à Variation Linéaire
MDF	Panneau de fibres à densité moyenne (Medium Density Fiber)
PID	Proportionnelle Intégrale Dérivée
PSF	Point de Saturation des Fibres
RH	Humidité Relative (Relative Humidity)
TPS	Source Transitoire Plane
UF	Colle Urée Formaldéhyde

## Paramètres thermomécaniques

$E_x, E_y$ et $E_z$	Modules d'élasticité selon les trois directions	Pa
$G_{xy}, G_{xz}$ et $G_{zy}$	Modules de cisaillement selon les trois plans	Pa
$\alpha_x, \alpha_y$ et $\alpha_z$	Coefficients de dilatation thermique selon les trois directions	/°C (ou m/m/°C)
$\gamma_{xy}, \gamma_{xz}$ et $\gamma_{zy}$	Glissements selon les trois plans de cisaillement	-
$\epsilon_{xx}, \epsilon_{yy}$ et $\epsilon_{zz}$	Déformations élastiques selon x, y et z	m/m
$\epsilon_{th}$	Déformation thermique	m/m
$\nu_{xy}, \nu_{xz}, \nu_{yx}, \nu_{yz}, \nu_{zx}$ et $\nu_{zy}$	Coefficients de Poisson selon les six plans	-
$\sigma_{xx}, \sigma_{yy}$ et $\sigma_{zz},$	Contraintes normales selon les trois directions	Pa
$\sigma_{xy}, \sigma_{xz}$ et $\sigma_{yz}$	Contraintes de cisaillement selon les trois plans	Pa

## Paramètres thermiques

$\beta$	Vitesse de carbonisation	mm/min
$\gamma$	Taux de production de charbon de bois	%
$\varepsilon$	Coefficient d'émissivité	-
$\lambda_{e,b,c}$	Conductivités thermiques de l'eau (e), du lin (b) et du charbon de bois (c)	W/m.K
$\lambda_{tot}$	Conductivité thermique globale du matériau	W/m.K
$\rho_{e,b,c}$	Masses volumiques de l'eau (e), du lin (b) et du charbon de bois (c)	kg/m <sup>3</sup>
$\rho_{tot}$	Masse volumique globale du matériau	kg/m <sup>3</sup>
$\sigma$	Constante de Stefan-Boltzmann ( $5,67 \cdot 10^{-8}$ )	W/m <sup>2</sup> .K <sup>4</sup>
$\chi_{e,b}$	Degré d'avancement des réactions de vaporisation (e) et de pyrolyse (b)	-
$\omega$	Teneur en eau du bois	%
$A_{e,b}$	Facteurs pré-exponentiels des réactions de vaporisation (e) et de pyrolyse (b)	/s
$C_{p_{e,b,c}}$	Chaleurs spécifiques de l'eau (e), du lin (b) et du charbon de bois (c)	J/kg.K
$C_{p_{tot}}$	Chaleur spécifique globale du matériau	J/kg.K
D	Diffusivité thermique	mm <sup>2</sup> /s
$E_{i_{e,b}}$	Énergies d'activation des réactions de vaporisation (e) et de pyrolyse (b)	J/mol
H	Coefficient d'échange convectif	W/m <sup>2</sup>
$Hr_{e,b,c}$	Énergies de réaction des réactions de vaporisation (e), de pyrolyse (b) et de combustion (c)	J/kg
$k_{e,b}$	Cinétiques des réactions de vaporisation (e) et de pyrolyse (b)	/s
q	Densité volumique de flux de chaleur	W/m <sup>3</sup>
$Q_{conv}$	Flux convectif	W/m <sup>2</sup>
$Q_{rad}$	Flux radiatif	W/m <sup>2</sup>
$Q_{e,b,c}$	Sources d'énergie volumiques des réactions de vaporisation (e), de pyrolyse (b) et de combustion (c)	W/m <sup>3</sup>
R	Constante des gaz parfaits (8,314)	J/mol.K
T	Température	K ou °C
$T_{inf}$	Température à l'infini	K ou °C
$T_{ref}$	Température de référence	K ou °C
$T_s$	Température de surface	K ou °C
t	Temps	s
%c	Pourcentage de gaz combustible suite à la réaction de pyrolyse	%

## Indices

b	Bois ou lin
c	Charbon de bois
e	Eau ou vaporisation
p	Pyrolyse



# Introduction

## 0.1 Contexte

En France, la sécurité incendie demeure un des aspects majeurs pour l'élaboration de nouveaux produits industriels destinés au marché de la construction. C'est aussi une préoccupation importante lors de la prise de décision pour la détermination de solutions constructives dans les différents domaines d'application tels que les ouvrages publics (ERP), les sites industriels, les sites nucléaires, les ouvrages d'art, les transports et les habitations.

La sécurité incendie a plusieurs objectifs dont celui primordial d'assurer la protection des personnes et dans un second temps la préservation des biens. Cette sécurité repose sur la combinaison de protections passives, comme les bloc-portes avec un degré coupe-feu prescrit par la réglementation française et de protections actives, comme les systèmes d'aspersion, qui permettent d'empêcher ou de limiter la progression des fumées ou des flammes au cours d'un incendie.

La société EFECTIS France <sup>1</sup>, un des principaux acteurs de la sécurité incendie en France, mais aussi dans le monde, en tant que laboratoire agréé en résistance au feu et organisme reconnu en ingénierie de sécurité incendie par le ministère de l'intérieur, a souhaité mettre au point de nouveaux outils de vérification des performances au feu de produits de construction pour la protection incendie. Ces outils ont pour vocation de permettre, sur la base d'un essai de référence, la justification des performances de produits ne pouvant faire l'objet d'un essai standard car hors normes au sens littéral (dimensions, mise en œuvre, modifications légères). Dans une phase exploratoire, ils doivent également permettre de limiter le nombre d'essais préalables au classement d'un nouveau produit ou d'une nouvelle gamme de produits. Une thèse a donc été initiée en collaboration avec le laboratoire I2M <sup>2</sup> (Institut de Mécanique et Ingénierie) de l'Université de Bordeaux afin de développer un outil numérique permettant de retranscrire le comportement au feu de produits de la construction en matériau composite cellulosique <sup>3</sup>.

L'objectif des travaux de thèse présentés dans ce rapport est de reproduire au moyen de simulations numériques le comportement thermomécanique de matériaux composites cellulosiques sous une agression thermique normalisée [2]. Les travaux s'intéressent plus particulièrement à la simulation d'un essai de résistance au feu d'un bloc-porte en bois [3]. Les produits étudiés au cours de ces travaux sont issus de matériaux dérivés du bois à savoir, des panneaux d'aggloméré de bois, des panneaux d'aggloméré de lin et des panneaux de fibres à densité moyenne (MDF) que l'on retrouve usuellement dans la fabrication de blocs-portes en bois coupe-feu.

---

1. EFECTIS France : <http://www.efectis.com>

2. I2M : <http://i2m.u-bordeaux.fr>

3. Des premiers travaux au sein d'EFECTIS France ont été réalisés au cours d'une thèse de doctorat [1] soutenue en 2012 sur le comportement thermomécanique de plaques de plâtre cartonnées.

## 0.2 Problématique

### 0.2.1 La sécurité incendie et l'évaluation des performances au feu

En France, l'arrêté modifié du « 22 mars 2004 relatif à la résistance au feu des produits, éléments de construction et d'ouvrage » [4] définit les méthodes et les conditions d'évaluation des performances en résistance au feu des produits de la construction et des ouvrages.

Quatre approches permettent d'évaluer la performance au feu des produits et des éléments de la construction à savoir :

1. Les essais conventionnels de résistance au feu donnant lieu à un domaine d'application direct du produit,
2. Des méthodes de calcul et des règles de dimensionnement,
3. La référence à un procédé de fabrication ou de construction approuvé,
4. L'appréciation d'un laboratoire agréé en résistance au feu.

La première approche est décrite plus amplement dans la suite du document car les travaux réalisés en font l'objet.

La seconde approche consiste à vérifier les performances au feu par le calcul suivant des méthodes et hypothèses prédéfinies et décrites dans les documents normatifs, les Eurocodes et leurs textes d'Application Nationale. Nous pouvons citer par exemple les Eurocodes 3 et 5 partie 1-2 [5][6] qui définissent respectivement les méthodes de calcul du comportement au feu des éléments de structure en acier et en bois.

La troisième approche consiste à se référer à des normes lors de la fabrication ou du montage d'un produit de la construction. Le fabricant doit alors être à même de justifier que le produit final est conforme aux règles définies. Nous pouvons citer par exemple la fabrication de blocs-portes en bois suivant les normes NF-P-23-501 (1986) [7] et NF-P-23-502 (1987) [8].

La quatrième approche se base sur une ou plusieurs approches pour valider la performance au feu d'un produit ou d'un élément de la construction. Le laboratoire agréé peut ainsi analyser des résultats d'essais conventionnels ou particuliers, exploiter des connaissances acquises lors d'incendies, utiliser des résultats de calculs ou bien coupler une analyse par l'expérimentation et la simulation numérique. Selon la méthode utilisée, les spécificités du cas d'étude doivent être prises en compte ainsi que les limites d'applications de l'essai ou du modèle ayant permis de donner l'approbation. Tous les paramètres pouvant influencer le comportement au feu de l'élément de construction doivent être pris en compte, si nécessaire à l'aide d'essais particuliers que le laboratoire agréé définira.

Ces différentes approches permettent d'établir une classification de la performance des produits de la construction de manière standardisée afin de permettre une comparaison en termes de résistance au feu entre les différents produits. À la suite de l'évaluation de ses performances au feu, un procès-verbal est établi, d'une validité de cinq ans, pour justifier la résistance du produit.

## a) Critères de performance au feu

La résistance au feu du produit s'intéresse à l'intégrité physique et mécanique du produit au cours d'une agression thermique. On mesure ainsi le temps durant lequel le produit conserve sa capacité à assurer sa fonction en situation d'incendie.<sup>4</sup>

La résistance au feu d'un élément est définie selon trois critères définis d'après les Euroclasses de résistance au feu [4] :

- Le critère de résistance mécanique et de stabilité « R » : il détermine le temps au cours duquel le produit ou l'élément de construction conserve sa capacité de portance et d'auto-portance sous une agression thermique. On évalue alors au cours de l'essai le délai de ruine de l'élément testé sous chargement.
- Le critère d'étanchéité aux gaz et aux flammes « E » : il définit la durée durant laquelle le produit empêche la propagation des gaz de combustion, des fumées et des flammes. Ce critère est évalué par inflammation d'un échantillon de coton en face non-exposée au feu.
- Le critère d'isolation thermique « I » : il définit la durée durant laquelle le produit permet d'isoler la face non-exposée d'une élévation de température non pénalisante et favorable à la propagation de l'incendie. Il s'agit de s'assurer par mesure au cours du temps que la température en face non-exposée ne dépasse pas une augmentation ponctuelle de 180 °C et 140 °C en moyenne [2]<sup>5</sup>.

Ainsi un produit est classé selon les critères obtenus « R », « E » et « I » suivis de la durée de résistance aux critères en minutes, les durées recherchées étant de 1/4 h, 1/2 h, 3/4 h, 1 h, 1 h 1/2, 2 h, 3 h, 4 h à 6 h.

Concernant les blocs-portes, il n'y a pas de critère « R » car ils n'ont pas de fonction structurelle. Il convient en outre d'ajouter un indice 1 ou 2. L'indice 1 réfère à un usage de bloc-porte sans restriction sur les matériaux du support. L'indice 2 nécessite l'utilisation de matériaux classés M0 ou M1, c'est-à-dire incombustibles ou ininflammables, sur une zone de 100 mm à partir du bord extérieur du montant du bloc-porte. Un bloc-porte classé coupe-feu 2 h sans restriction sur le support sera noté EI<sub>1</sub> 120.

Dans le but d'établir une standardisation de ces classes de performance et une comparaison des différents produits, des règles en termes d'agressions thermiques sont utilisées. La norme NF-EN-1363-1 [2] définit donc des agressions thermiques prédéterminées.

## b) Actions thermiques prédéterminées

Les actions thermiques prédéterminées aussi appelées actions thermiques normalisées ou standardisées ou encore feux normalisés, décrivent l'évolution en fonction du temps de la température d'agression du produit ou de l'élément de construction à évaluer. Il existe différents standards. Les plus communément utilisés sont les courbes ASTM-E-119 (Amérique du Nord), les courbes Eurocode utilisées au niveau européen pour les essais conventionnels de type NF-EN-1363-1 [2] (ou ISO-834), les feux

---

4. Attention à ne pas confondre avec l'étude de la Réaction au Feu qui porte sur la performance du produit en termes d'inflammabilité, combustibilité et production de fumées (arrêté du 21 novembre 2002 [9]).

5. A noter que dans le cas d'un bloc-porte, une température maximale de 360 °C est acceptée sur le dormant du bloc-porte ou sur le bloc-fermeture (serrure) [3]

d'hydrocarbures (HC) et d'hydrocarbures majorés (HCM) et les feux extérieurs. La figure I présente les courbes de feux normalisés décrits précédemment.

Ces courbes ont été développées afin de caractériser les agressions reçues par un produit en situation de feux généralisés. Il s'agit donc d'agressions enveloppes et sécuritaires. Elles permettent une comparaison des résultats entre des produits ayant été testés séparément. On observe une augmentation très rapide de la température dès les dix premières minutes avec une température de l'ordre de 678 °C pour la courbe ISO-834 et de 1034 °C pour la courbe d'hydrocarbures. La température va alors soit continuer à augmenter (ISO-834 et ASTM-E-119) ou bien se stabiliser à un plateau de température comme c'est le cas pour les feux d'hydrocarbures (1100 °C - 1300 °C) et les feux d'extérieur (680 °C).

En Europe, c'est la courbe de feu normalisé ISO-834 qui est usuellement employée lors d'un essai conventionnel de résistance au feu. On retrouve ce chargement thermique lors des essais conventionnels sur des blocs-portes en bois. Le feu représenté par cette courbe standard est considéré comme sévère pour des longues périodes d'exposition. En effet, la température continue d'augmenter sans limitation et ne prend pas en compte une éventuelle diminution du combustible, comme lors d'un feu naturel, qui aurait pour conséquence de réduire l'intensité de l'agression thermique.

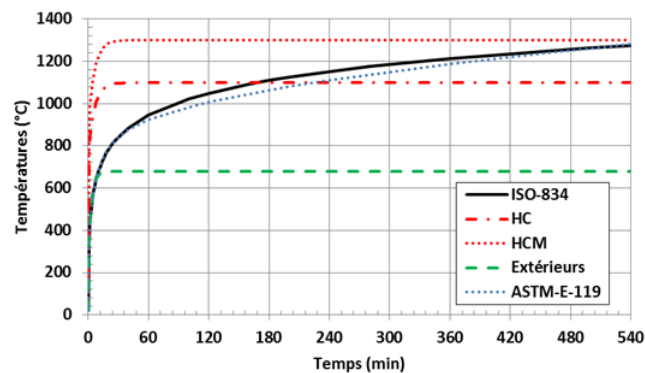


Figure I – Courbes de feux standardisés [2] [10].

## 0.2.2 Essais conventionnels de résistance au feu

### a) Principe

Un essai de résistance au feu a pour objectif de déterminer la performance au feu d'un produit de la construction comme les cloisons de plâtre ou les blocs-portes. Ce type d'essai est réalisé dans un laboratoire agréé en résistance au feu conformément à l'arrêté modifié du 22 mars 2004 [4] [11] et à la norme EN-1363-1 [2]. Des normes spécifiques à chaque type de produit sont aussi à satisfaire lors de l'essai.

Lors d'un essai de résistance au feu, un produit de la construction est généralement placé en paroi de fermeture d'un four d'essai dont la température est contrôlée, à l'aide de brûleurs à gaz, pour suivre une courbe d'agression thermique définie [2]. Le four d'essai doit aussi permettre de maîtriser les conditions de pression et d'atmosphère au sein du four d'essai en fonction de la spécification normative.

Au cours de l'essai, différentes données sont mesurées afin de relever les températures, les déplacements, le passage de gaz chaud (etc.) suivant les dispositions imposées par la norme associée au



produit testé. Des critères propres à chaque produit sont alors observés afin de classer la performance de l'élément. Dans le cas d'un bloc-porte, la norme de référence est la norme NF-EN-1634-1 [3]. L'étanchéité aux flammes et fumées (critère E) est généralement le critère limitant pour définir la classification au feu des blocs-portes en bois<sup>6</sup>. À la suite de l'essai, un rapport d'essai et un procès verbal sont établis pour attester des performances de résistance au feu du produit.

La figure II présente des fours d'essai de résistance au feu des laboratoires d'EFFECTIS France dont un essai de résistance au feu sur deux blocs-portes simples à un ouvrant montés dans une cloison en plâtre en face avant du four. Nous noterons que les deux blocs-portes sont montés l'un côté paumelles exposées au feu et l'autre non.

Il est néanmoins possible d'appliquer des chargements thermiques particuliers au cours d'essais de résistance au feu pour des produits spécifiques (produits verriers, calfeutremments, etc.). Le but est alors de prendre en compte tous les paramètres pouvant avoir une influence sur le comportement au feu des éléments de la construction. Cela peut prendre la forme d'une adaptation des conditions aux limites mécaniques, du chargement thermique ou mécanique, de la métrologie, etc. Il est ainsi possible d'effectuer des essais semi-naturels dans le but de reproduire une action thermique adaptée à un scénario particulier.



Figure II – Fours d'essai de résistance au feu des laboratoires EFFECTIS France (photo de droite : essai sur deux blocs-portes en bois).

## b) Problématique industrielle

Les industriels du domaine de la construction développent régulièrement de nouveaux produits et optimisent les produits existants pour réduire les coûts de fabrication tout en continuant de satisfaire à des procédures d'agrément techniques contraignantes, comprenant notamment des essais de résistance au feu en fours [2]. La mise en conformité des produits est lourde et peut constituer un frein à

6. Dans le cas des blocs-portes métalliques, la perte des performances de résistance au feu est généralement due à une perte d'isolation (critère I).

l'innovation pendant les phases de conception ou au développement d'un produit :

- les essais de résistance au feu sont effectués à l'échelle réelle,
- ces essais sont lourds et coûteux (ressources humaines et matérielles, analyse des résultats, temps de montage, etc.),
- ils sont difficilement répétables : variabilité du matériau, de la mesure (les tolérances définies dans les normes permettent de réduire les impacts des systèmes de mesure),
- certains phénomènes de séchage et de dégradation thermique restent encore peu connus et ne sont pas maîtrisés (vaporisation de l'eau, pyrolyse).

Ceci rend difficile pour le fabricant d'explorer différentes variantes de conception pour son produit telles que la modification d'un cadre de porte ou bien le décalage d'éléments de quincaillerie (pau-melles, serrure) pour le cas des blocs-portes. Cela justifie le développement de moyens de simulation numérique permettant de constituer un « four virtuel » et de retranscrire ainsi le comportement d'un produit de la construction lors d'un essai de résistance au feu.

### **c) Four Virtuel : le projet VIRGILE**

Le projet VIRGILE mis en place depuis 2009 par la société EFECTIS France s'inscrit dans cette logique de « Four Virtuel ». EFECTIS France a développé un modèle de four virtuel permettant de simuler un four d'essai de résistance au feu.

Ce modèle permet de coupler la prise en compte du transfert thermique dans la phase gazeuse à l'intérieur du four avec le transfert thermique dans la phase solide en utilisant un logiciel de mécanique des fluides et de combustion (FDS [12]) et un code de calcul par éléments finis (CAST3M® [13]). Il s'agissait d'élaborer un outil de simulation numérique reposant sur un couplage multi-physique complexe permettant de prendre en compte les différents phénomènes inhérents à un essai de résistance au feu :

- la simulation du champ thermique au sein du four, sous l'action de brûleurs à gaz, qui repose sur la résolution des équations de la mécanique des fluides dynamiques (convection naturelle et forcée, rayonnement, combustion, transport de masse par lois de diffusion. . . ),
- la réponse thermique en surface du matériau qui repose sur des échanges par rayonnement, convection et également de conduction de la chaleur au sein du matériau. De plus, la combustibilité des matériaux testés doit être prise en compte notamment dans le cas de matériaux ligno-cellulosiques,
- la conduction de la chaleur dans le matériau qui est basée sur la résolution de l'équation de la chaleur au sein de la phase solide. La diffusion de la chaleur dans le matériau dépend des propriétés thermo-physiques du matériau. Ces données peuvent être amenées à évoluer en fonction de la température et de l'énergie consommée ou produite lors des transformations physico-chimiques (vaporisation, pyrolyse, combustion),
- le couplage des précédentes physiques s'effectue ensuite par un « échange » de flux thermique en surface du produit, véritable frontière entre la mécanique des fluides d'une part (côté four) et la

thermomécanique d'autre part (côté produit testé). On se place alors dans le cadre d'un couplage fort fluide / solide (ou structure).

Le projet VIRGILE s'apparente donc à une méthode de vérification des performances au feu d'un produit suivant six étapes principales :

- la définition du projet d'étude : choix du produit et des matériaux qui le composent, performance au feu souhaitée, nombre de configurations à étudier,
- l'étude des données d'entrée nécessaires aux modèles de simulation : état de l'art, choix des propriétés thermophysiques et mécaniques, des modèles de dégradation thermique, définition et réalisation d'essais de caractérisation si nécessaire,
- la réalisation d'un essai à l'échelle 1 ou sur une maquette adaptée du produit de la construction pour valider les modèles numériques<sup>7</sup>,
- la validation des modèles numériques par simulation de l'essai,
- l'étude par la simulation de la performance au feu des différentes configurations souhaitées par le fabricant,
- l'analyse des résultats et si demandée, la réalisation d'essais conventionnels sur les configurations sélectionnées pour leur classement en résistance au feu.

En plus de pouvoir simuler un grand nombre de configurations d'essai, la méthode VIRGILE peut permettre une meilleure compréhension de l'essai et notamment de la manière dont celui-ci est conduit. Il sera ainsi possible d'optimiser l'ouverture des brûleurs, la consommation de comburant, de combustible, le dégagement de gaz toxiques, etc.

### **0.2.3 Bloc-porte en bois et produits dérivés du bois**

#### **a) Constitution d'un bloc-porte en bois**

En architecture, une porte est définie par une ouverture dans un mur permettant d'entrer ou de sortir d'un bâtiment ou bien de communiquer entre différents locaux. Une porte a de nos jours plusieurs fonctions dont notamment la protection contre les effractions, l'isolation thermique, l'isolation acoustique, l'organisation de l'espace, l'étanchéité à l'air et bien entendu la protection contre l'incendie. Nous dénommons ici par le terme de bloc-porte la totalité du produit constitué du vantail ferré monté sur une huisserie en bois ou en acier. Les différents éléments d'un bloc-porte en bois sont schématisés sur la figure III et présentés ci-dessous :

- L'huisserie (ou dormant) en bois, en acier ou autre qui correspond au bâti installé sur l'ouverture du mur. L'huisserie est constituée de deux montant latéraux et d'une traverse supérieure,
- La quincaillerie que constituent les pièces mécaniques du bloc-porte ou le ferrage. Citons notamment les paumelles et le bloc-serrure.

---

7. Ou l'utilisation d'un essai existant adapté.

- Le vantail correspondant à la partie mobile du bloc-porte. Un vantail classique est généralement composé d'un cadre en bois massif dans lequel est placée l'âme constituant l'intérieur de la porte qui est ensuite recouverte de parements accolés pour effectuer la jonction mécanique entre le cadre en bois et l'âme. Des finitions peuvent ensuite être apportées aux faces extérieures du vantail dans un rôle esthétique ou sécuritaire.

Le vantail d'un bloc-porte est fixé à l'huissérie en conservant des jeux de fonctionnement dont un jeu en seuil pour permettre le bon usage du produit.

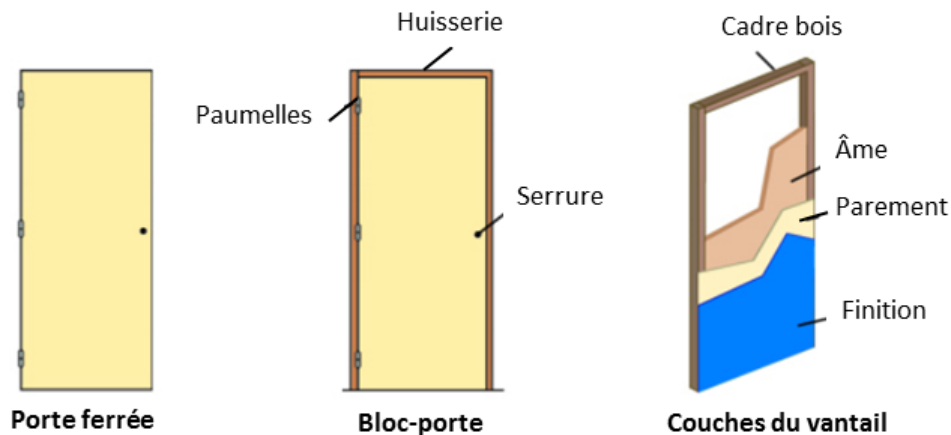


Figure III – Éléments constitutifs de base d'un bloc-porte en bois

Dans le cadre de notre étude, nous nous sommes plus particulièrement intéressés aux blocs-portes en bois composés d'une âme de vantail en aggloméré de bois ou en aggloméré de lin. En effet, l'étude des produits de base proposés par les industriels pour une tenue au feu d'une demi heure (EI<sub>130</sub>) montre une composition caractéristique de bloc-porte à savoir : une huisserie et un cadre de vantail en bois résineux (pin scandinave, pin maritime ou sapin), un ou des panneaux d'aggloméré de bois standard ou d'aggloméré de lin pour obtenir une épaisseur de l'ordre de 35 mm d'âme du vantail, des parements en panneau de fibres, ou « médium » (MDF) pour assurer le maintien mécanique du vantail et des pièces de quincaillerie (paumelles et bloc-serrure en acier).

En plus de la facilité de mise en forme de ces panneaux dérivés du bois, ce matériau est naturellement isolant thermiquement. La conductivité thermique du bois à 20 °C est assez basse, autour de 0,12 W/m.K à 0,2 W/m.K selon les essences de bois ou les produits dérivés étudiés [5] (pour comparaison 20 °C :  $\lambda_{Aluminium} = 237$  W/m.K,  $\lambda_{Acier} = 46$  W/m.K,  $\lambda_{Laine\ de\ roche} = 0,2$  W/m.K ).

En étudiant la composition des blocs-portes en bois, nous remarquons qu'un grand nombre de produits sont par ailleurs composés d'âmes de vantail en aggloméré de lin (figure IV). Cela s'explique par les propriétés thermiques du lin qui en font un bon isolant. La conductivité thermique d'un panneau d'aggloméré de lin à température ambiante est de 0,123 W/m.K contre 0,17 W/m.K pour un panneau d'aggloméré de bois standard. Il est donc préférable d'utiliser ce type de panneau pour l'élaboration de blocs-portes coupe-feu. Il est néanmoins à noter qu'un panneau d'aggloméré de lin est uniquement composé d'un certain pourcentage de lin, environ 30 %, le panneau étant un mélange de copeaux de bois et de fibres de lin. Le pourcentage de fibre de lin va varier en fonction du cours de la matière première dans le but de conserver un prix de vente des panneaux d'aggloméré stable.



Figure IV – Echantillon issu d'un panneau d'aggloméré de lin.

### **b) Essai de résistance au feu d'un bloc-porte**

Les essais de résistance au feu et d'étanchéité aux fumées des blocs-portes sont régis par la norme NF-EN-1634-1 [3] utilisée conjointement avec les normes NF-EN-1363-1 [2] et EN-ISO-13943 [14]. Cette norme est destinée à tous les produits de types blocs-portes et blocs-fermetures conçus pour un montage dans des ouvertures ménagées dans des éléments de séparation verticaux. On y retrouve les produits suivants :

- les portes pivotantes ou battantes (cas du bloc-porte à simple vantail en bois),
- les portes coulissant horizontalement et verticalement,
- les fermetures en accordéon à une seule paroi en acier (non isolées),
- d'autres portes en accordéon coulissantes,
- des portes basculantes,
- des rideaux à enroulement.

Lors d'un essai de résistance au feu, l'échauffement du four doit satisfaire aux conditions définies par la norme NF-EN-1363-1 [2]. Un four aux dimensions d'ouverture de façade de 3 x 3 m<sup>2</sup> pouvant suivre la courbe normalisée ISO-834 (cf. section 0.2.1b) est nécessaire pour la classification au feu du produit. Les deux orientations d'un bloc-porte doivent être testées au feu<sup>8</sup>. Une exception est possible dans le cas d'un bloc-porte en bois symétrique, à l'exception de ses bords (quincaillerie axée dans l'épaisseur du vantail), dont les éléments de ferrage (paumelles, serrure, verrous, etc.) ont un point de fusion suffisamment élevé pour éviter qu'ils ne fondent durant l'essai. Dans ce cas, un essai suivant l'orientation côté paumelles, plus pénalisant, permet de valider les deux sens du produit.

Avant la réalisation d'un essai, une vérification des échantillons (blocs-portes) est effectuée par le laboratoire agréé<sup>9</sup>. Lors de la mise en place de l'échantillon sur la face avant du four, le laboratoire

8. Orientation au feu de la face côté paumelles et de la face opposée aux paumelles.

9. Dans le cas d'un marquage CE (système 1), un échantillonnage est réalisé par un personnel du laboratoire agréé chez le fabricant dans le but de vérifier les procédés de fabrication et la conformité des produits vis-à-vis des plans de fabrication.

doit vérifier le bon fonctionnement de la porte et mesurer les jeux de fonctionnement. Le bloc-porte doit en effet être monté de manière conforme et le plus proche possible de la configuration d'usage qui en sera fait par la suite. Dans le cas de blocs-portes composés de matériaux friables (aggloméré de bois), des cycles d'ouverture / fermeture, au nombre de cinq mille, doivent être réalisés préalablement à l'essai. Pendant l'essai, la porte est placée en position fermée avec la serrure tournée en position ouverte (clé insérée dans son emplacement).

L'instrumentation du four d'essai doit être conforme à la norme NF-EN-1363-1 [2]. Des pyromètres à plaques, ou « thermoplates » [15], sont disposés à environ 100 mm de l'échantillon sur un plan vertical afin de mesurer et contrôler la température du four. Les températures sur l'ensemble du bloc-porte sont mesurées à l'aide de thermocouples à pastille de type K. La température moyenne de la face non-exposée est mesurée à l'aide de cinq thermocouples disposés au centre du vantail et aux quarts des diagonales. La température maximale est déterminée à l'aide des thermocouples disposés sur la face non-exposée et sur le reste du bloc-porte selon la norme NF-EN-1634-1 [3]. Un exemple de positionnement des thermocouples pour un bloc-porte à simple vantail est présenté sur la figure V.

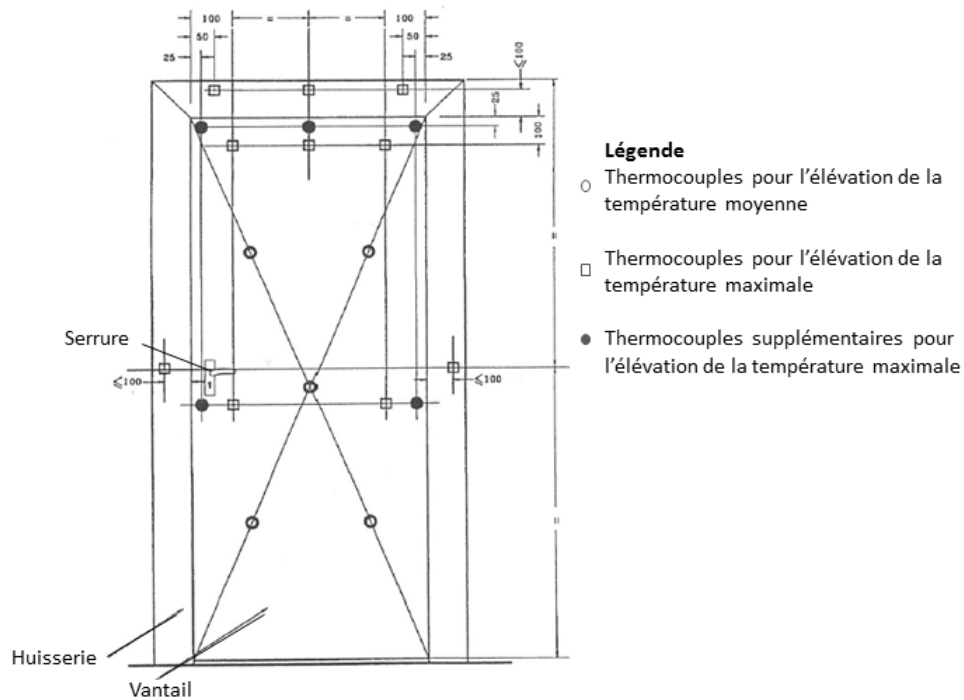


Figure V – Exemple d'emplacement des thermocouples sur la face non-exposée. Disposition générale (porte à un vantail de largeur 1200 mm) [3].

Une mesure de l'historique des déplacements importants des éléments constitutifs doit aussi être réalisée. Un déplacement est considéré comme important d'après la norme lorsqu'il est supérieur à 3 mm [3]. Les zones suivantes sont considérées comme susceptibles de subir une déformation importante :

- l'ouvrant par rapport au dormant,
- le dormant par rapport à la construction support (cloison de plâtre, béton ou maçonnerie),
- la construction support.

On remarquera que la mesure des déplacements est une obligation normative même si aucun critère de performance n'est à satisfaire. Ces informations pourront être utilisées pour l'extension de la classification d'un bloc-porte dans le cas de configurations de montage ne pouvant pas être testées dans un four réel (dimensions trop importantes). La figure VI schématise le positionnement des capteurs de déplacement dans le cas d'un bloc-porte simple à un seul vantail.

Lors de l'essai, une zone minimale de 200 mm du support de construction, de chaque côté et au dessus de l'élément testé, doit être exposée au feu (figure VI). Il est aussi important de simuler la continuité du plancher en seuil du bloc-porte à l'aide d'un matériau incombustible. La construction support permet généralement de simuler cette continuité.

Préalablement à l'essai, la teneur en eau du produit devra être vérifiée. Elle doit se rapprocher des conditions de stockage ou d'utilisation réelles du bloc-porte pour ne pas fausser les résultats de classement.

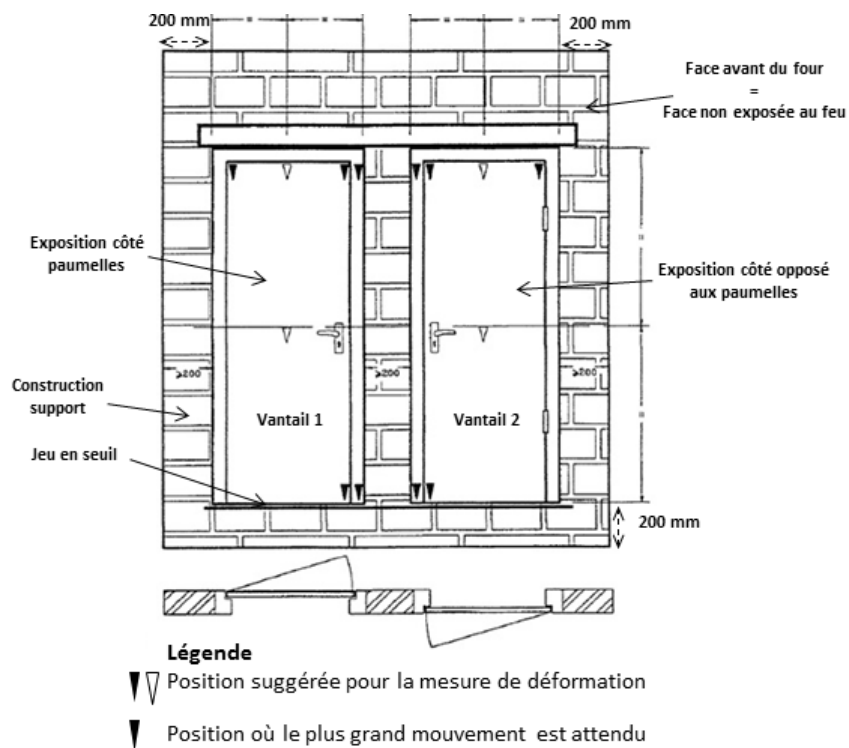


Figure VI – Position suggérées pour le mesurage des déplacements. Blocs-portes à un vantail [3].

### c) Domaine d'application et de validité des résultats

Les résultats d'un essai de résistance au feu d'un bloc-porte en bois peuvent être exploités de la manière suivante. L'essai de résistance au feu doit être effectué sur la totalité du produit à classer. En aucun cas les résultats d'un essai de résistance au feu d'un produit ne permettent la validation d'un autre modèle de bloc-porte même si le second bloc-porte est constitué des mêmes matériaux de base.

Il est permis d'accroître l'épaisseur et/ou la masse volumique du vantail dans la limite d'un maximum de 25 % par rapport à la valeur de base. En aucun cas il n'est permis de réduire ces données. Les dimensions en coupe ou la masse volumique des dormants en bois ne peuvent pas être réduites mais il est possible de les augmenter. Dans le cas de panneaux à base de bois, la composition des panneaux

doit être la même que l'élément testé lors de l'essai de résistance au feu. Il est notamment interdit de modifier la formulation de la résine d'encollage.

Dans le cas où des éléments vitrés sont utilisés lors de la fabrication du produit, le type de verre et la technique de montage ne doivent pas être modifiés. Il est permis de réduire la surface d'éléments verriers ou le nombre d'éléments en verre mais il n'est en aucun cas possible de l'augmenter.

Des finitions décoratives ne contribuant pas à la résistance au feu du bloc-porte peuvent être ajoutées au produit (peintures, stratifiés et placages en bois d'une épaisseur inférieure à 1,5 mm uniquement). Si la peinture utilisée lors de l'essai permet d'accroître la résistance au feu du produit<sup>10</sup> alors celle-ci ne doit pas être modifiée.

Il est permis d'augmenter le nombre de fixations entre le dormant et le vantail ainsi que de changer les éléments de quincaillerie si ceux-ci ont été validés sur un autre bloc-porte de configuration similaire.

Plus de détails sur les essais de résistance au feu des blocs-portes sont disponibles dans la norme NF-EN-1634-1 [3] et notamment les règles appliquées à la fabrication des constructions support (béton et maçonnerie).

### **0.3 Motivations et conditions de réalisation des travaux de thèse**

Dans le cadre des travaux de thèse, nous nous intéressons plus particulièrement aux essais de résistance au feu des blocs-portes en bois sous une action thermique conventionnelle de type ISO-834.

Nous chercherons ici à simuler numériquement le comportement thermomécanique d'un matériau cellulosique lors d'un essai de résistance au feu en prenant en compte les réactions thermiques suivantes :

- la vaporisation de l'eau contenue dans le bois,
- la pyrolyse du bois et la transformation en produit de réaction (charbon de bois),
- la combustion des gaz de pyrolyse en surface du solide.

L'évolution des propriétés mécaniques du matériau cellulosique due au transfert thermique sera aussi prise en compte dans notre étude afin de décrire les déplacements d'un vantail lors de l'essai au feu. Pour ce faire il conviendra donc de caractériser plus en détails le produit considéré, en termes de propriétés thermiques, physiques et thermomécaniques.

Pour ces travaux de thèse, seule l'étude du solide se trouvant en paroi de fermeture d'un four d'essai a été abordée. L'étape de couplage entre la phase gazeuse et la phase solide fait l'objet d'études internes à EFECTIS France et s'inscrit dans le cadre du projet VIRGILE et l'élaboration d'un Four Virtuel.

---

10. Comme du vernis intumescent.



### 0.3.1 Analyse phénoménologique des essais de résistance au feu d'un bloc-porte en bois

Cette partie a pour but de mettre en avant les différents phénomènes permettant d'expliquer le comportement au feu d'un bloc-porte en bois lors d'un essai de résistance au feu. Elle s'appuie sur l'étude de rapports d'essais issus de la base de données de la société EFECTIS France sur des blocs-portes coupe-feu composés de vantaux en aggloméré de lin.

Lors d'un essai de résistance au feu d'un bloc-porte en bois, deux aspects directement liés sont à étudier : le comportement thermique et le comportement mécanique. Le transfert thermique agit sur la répartition de la chaleur dans le produit et modifie les propriétés thermiques et mécaniques du matériau. Ces modifications engendrent des déformations de plus ou moins grandes amplitudes puis une perte de rigidité pour aboutir à la ruine mécanique du produit.

D'un point de vue thermique, la dégradation du matériau entraîne une augmentation de la température du vantail. Au bout d'un certain temps, la température en face non-exposée peut ne plus satisfaire les critères de température exigés par la norme NF-EF-1634 [3], à savoir une augmentation de la température moyenne en face non-exposée inférieure à 140 °C et des augmentations ponctuelles de la température ne dépassant pas 180 °C. Des gradients de température et/ou de pression dans la hauteur de l'élément testé peuvent aussi être observés lors d'un essai.

Les gradients hydriques et thermiques dans l'épaisseur du vantail en bois sont des phénomènes pénalisants. En effet, l'évaporation de l'eau et la formation de charbon de bois au niveau de la face exposée s'accompagnent d'un retrait du matériau. Dans le même temps, la face non-exposée subit soit une dilatation, soit un retrait de plus faible amplitude que la face exposée. Cette différence de déformation dans le plan du panneau entre les faces exposée et non-exposée, a pour conséquence de cintrer le vantail en bois avec un centre de courbure du côté de la source de chaleur (schéma à la figure VII).

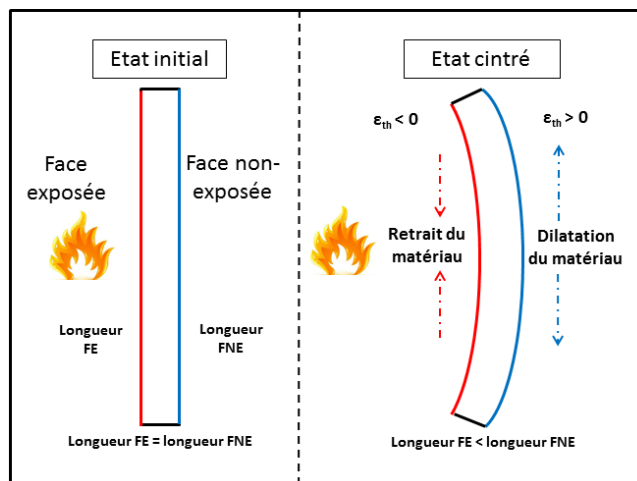


Figure VII – Principe de cintrage d'un vantail en bois lors d'un essai de résistance au feu.

Les conséquences du cintrage lors d'un essai de résistance au feu sont les suivantes :

- Si le vantail entre en contact avec l'huissierie, il y a un transfert thermique par conduction entre les zones de contact de l'huissierie et du vantail ainsi que l'apparition de nouvelles contraintes mécaniques (blocages),

- un possible passage de gaz chauds et de flammes entre l’huissierie et le vantail, notamment dans les coins inférieur et supérieur côté serrure. Il peut alors y avoir une accélération du transfert thermique avec potentiellement un déclassement prématuré du produit. En fonction du gradient thermique dans la hauteur du four d’essai, le déplacement au coin supérieur du vantail (côté serrure) est généralement plus important que le déplacement au coin inférieur.

Pour réduire ces risques de passage de gaz chauds et de flammes, les fabricants de blocs-portes équipent leurs produits de joints intumescents. Ces joints réagissent en se développant avec la température pour venir combler les jeux de fonctionnement du vantail et empêcher le passage des gaz chauds et des flammes. Les comptes rendus d’essais montrent que le joint intumescent réagit dès les cinq premières minutes d’un essai de résistance au feu. La température à l’intérieur du four est alors de 600 °C.

L’ensemble de ces constats justifie l’importance d’un couplage thermomécanique dans la simulation d’un essai de résistance au feu d’un bloc-porte en bois. Dans le but d’être le plus proche possible de la réalité, il peut être nécessaire de simuler l’obturation des jeux de fonctionnement ainsi que les transferts thermiques ponctuels faisant suite aux contacts entre les différentes parties du bloc-porte.

L’analyse des essais réels montre aussi que les déplacements du vantail sont directement causés par les gradients hydrique et thermique dans l’épaisseur du vantail et par les coefficients de dilatation thermique. En plus d’être capable de simuler correctement le transfert thermique au sein du matériau, il est donc important d’avoir une bonne connaissance des coefficients de dilatation thermique pour retranscrire les déformations du vantail. La simulation numérique pourra ainsi permettre d’estimer le passage possible de gaz chauds et de flammes lors de la simulation d’un essai de résistance au feu.

### **0.3.2 Objectifs**

Les objectifs des travaux de thèse développés dans ce rapport sont multiples. Ils entrent dans le cadre du projet « VIRGILE » mis en place par la société EFECTIS France pour l’élaboration d’une méthode d’étude des performances au feu des produits de la construction basée sur l’utilisation d’un four virtuel permettant de retranscrire des essais de résistance au feu.

Les objectifs de ces travaux de thèse sont les suivants :

1. Développer un outil de simulation numérique d’un essai de résistance au feu au moyen du logiciel aux éléments finis CAST3M® [13]. Cet outil doit permettre de retranscrire le comportement thermomécanique d’un matériau cellulosique sous une sollicitation thermique donnée. Il est donc nécessaire de prendre en compte les réactions de vaporisation et de dégradation thermique (pyrolyse et combustion des gaz de pyrolyse) et l’évolution des propriétés thermophysiques et mécaniques du matériau en fonction de la température afin de simuler le transfert thermique au sein du solide d’une part et le comportement mécanique induit par ce transfert thermique d’autre part.
2. Fournir un support de Recherche & Développement en termes d’étude des performances au feu d’un produit de la construction. Cela permettra de faciliter l’évaluation de nouveaux produits en combinant des essais réels et virtuels pour l’étude de la performance au feu. L’outil de simulation permettra d’explorer différentes configurations.

3. Obtenir une meilleure compréhension des matériaux cellulosiques et plus particulièrement des produits dérivés du bois à l'aide d'essais de caractérisation à la fois thermiques et thermomécaniques. Le but est d'enrichir les connaissances sur les propriétés de ces matériaux et leurs évolutions en fonction de la température lors d'une dégradation thermique. Ces données seront ensuite utilisées dans les modèles de simulations numériques développés pour simuler un essai de résistance au feu. Nous nous concentrerons plus particulièrement sur l'étude des panneaux d'aggloméré de bois, des panneaux d'aggloméré de lin et des panneaux de fibres à densité moyenne (MDF). Ce sont en effet ces produits que l'on retrouve dans la fabrication de blocs-portes coupe-feu.

### **0.3.3 Méthodologie retenue et plan du document**

Les travaux de thèse présentés dans ce mémoire ont suivi la méthodologie présentée sur la figure VIII. L'étude peut ainsi être découpée en trois grandes phases de recherche à savoir : l'état de l'art, la caractérisation des matériaux et la modélisation numérique.

Ces trois phases correspondent à un ou plusieurs chapitres du mémoire, la phase d'étude numérique étant développée en trois chapitres : la modélisation numérique du transfert thermique dans un solide, la modélisation numérique du comportement thermomécanique et une étude de sensibilité du modèle thermomécanique développé.

- La première étape d'« État de l'art » synthétise l'état des connaissances sur le comportement thermomécanique de matériaux cellulosiques à froid et à hautes températures. Nous nous sommes plus particulièrement concentrés sur l'étude des propriétés thermiques et mécaniques en fonction de la température, sur les phénomènes de séchage et de dégradation thermique tels que la vaporisation, la pyrolyse du bois et la combustion des gaz de pyrolyse ainsi que sur les modèles déjà existants pour simuler la dégradation thermique d'un matériau cellulosique. Cette étape a fait ressortir les lacunes existantes dans la connaissance des produits dérivés de bois et a servi à orienter les travaux expérimentaux visant à caractériser ces produits. Elle a aussi permis de déterminer les données d'entrée des modèles numériques nécessaires à la simulation du comportement thermomécanique de matériau cellulosique tel que les panneaux d'aggloméré de bois ou de lin.
- L'étape de « Caractérisation des matériaux » a été mise en place pour pallier le manque d'informations disponibles suite à l'étude bibliographique. Des essais de caractérisation multi échelles des matériaux dérivés du bois ont été réalisés pour caractériser les propriétés thermiques et mécaniques des produits en fonction de la température, jusqu'à la température de pyrolyse. Des essais de transfert thermique en laboratoire et des essais de résistance au feu à grande échelle ont aussi été réalisés. Cela nous a permis de contrôler les conditions aux limites thermiques et mécaniques imposées à nos échantillons et d'établir une base de données fiables pour alimenter les codes de calcul. Les mesures expérimentales servent également de cas de référence et de validation pour les simulations numériques.

– La dernière étape porte sur la simulation numérique et se décompose en trois phases :

1. La modélisation numérique du transfert thermique dans un matériau combustible de type cellulosique au cours d'un essai de résistance au feu. Le choix des conditions aux limites, les réactions de dégradation thermique du matériau, l'évolution des propriétés thermophysiques du produit en fonction de la température et la validation du modèle thermique développé sont présentés dans le chapitre 3. Il sera en particulier question du transfert thermique dans des panneaux d'aggloméré de lin et du développement d'une procédure thermique permettant de calculer les propriétés thermiques du matériau et les sources de chaleur induites par les réactions de vaporisation et de dégradation thermique (pyrolyse, combustion des gaz de pyrolyse) en fonction du taux d'avancement de ces réactions.
2. La modélisation numérique du comportement thermomécanique permettant de retranscrire le comportement mécanique d'un panneau d'aggloméré de bois au cours d'un essai de résistance au feu. Nous étudierons les déformations thermiques et mécaniques et les contraintes engendrées par le transfert thermique ainsi que le comportement du matériau lors d'un contact éventuel (contact entre le vantail et le dormant lors du cintrage). Ce chapitre aura pour objectif de valider les modèles numériques développés lors de la simulation d'un essai réel effectué dans un four de résistance au feu à échelle 1.
3. Enfin une étude paramétrique appliquée à un produit de la construction sera présentée avec pour objectif d'étudier l'outil élaboré et l'impact des différents paramètres disponibles tels que l'épaisseur du matériau, la teneur en eau ou les conditions aux limites mécaniques, etc.

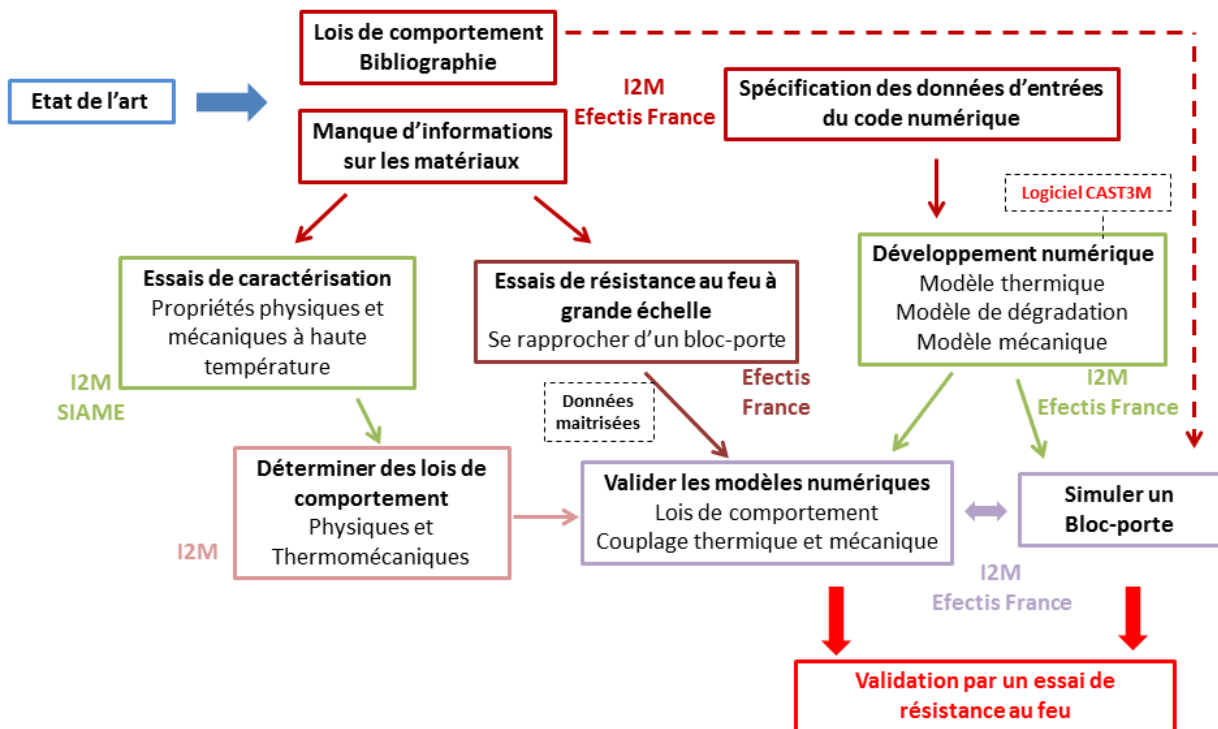


Figure VIII – Logigramme de la méthodologie utilisée pour les travaux de thèse.





# Chapitre 1

## État de l'art

### Introduction

Le bois est un matériau composite naturel complexe. La compréhension de ses caractéristiques reste relativement incomplète. Sa forte anisotropie en fait un matériau difficile à appréhender dont les propriétés générales sont fortement dépendantes de sa structure interne. De plus, son caractère combustible rend son étude difficile à haute température.

Ce chapitre présente un état non exhaustifs, mais suffisamment fourni, des connaissances bibliographiques actuelles sur le bois et plus particulièrement sur son comportement lors d'une agression thermique. Nous allons dans un premier temps présenter le matériau et les produits dérivés du bois dans leurs généralités. Dans un second temps, son comportement physique et mécanique à haute température sera abordé. Une troisième partie aura pour but de faire un point sur différents travaux de modélisation numérique déjà réalisés sur la simulation du comportement de matériaux celluloses à haute température. Pour finir, nous ferons le point sur les lacunes identifiées de cette recherche bibliographique et les conséquences et impacts sur notre projet.

## 1.1 Généralités sur le bois et les produits dérivés du bois

### 1.1.1 Le matériau bois

Le bois est un composite polymère complexe dont les propriétés générales sont fortement dépendantes de sa structure interne. Sa composition microscopique fortement hétérogène permet d'expliquer en partie son comportement à l'échelle macroscopique. D'un point de vue microscopique, le bois est composé d'une multitude de cellules qui constituent la base unitaire du matériau. L'assemblage de ces cellules parallèlement les unes aux autres permet la formation de la structure macroscopique (figure 1.1).

La structure microscopique d'une cellule consiste en un assemblage élaboré de différents composants dont les proportions varient en fonction de l'essence du bois et des conditions de pousse de l'arbre. Une composition moyenne des composants du bois peut être la suivante [16] :

- La cellulose, présente à environ 43 % en termes de masse, est le constituant majoritaire. Cette cellulose forme les micro-fibrilles qui entrent dans la composition de la paroi cellulaire et forment les renforts du composite cellulosique.

- L'hémicellulose, présente à environ 30 %, permet de réguler le taux d'humidité du bois en se liant aux molécules d'eau. Ce composé joue en partie le rôle de la matrice du composite.
- La lignine, présente à environ 27 %, permet de réguler le taux d'humidité via des propriétés hydrophobes. Le rôle principal de la lignine est de lier les cellules entre elles. C'est l'élément principal de la matrice du composite bois.

En réalité, la composition d'un matériau cellulosique ne se réduit pas à ces trois composants. Un faible pourcentage de composants appelés « extractibles » et des pectines sont également présents dans le bois (3 % à 7 %). Ces extractibles auront différents rôles tels que la protection du bois contre les attaques fongicides ou l'apport de nutriments. Les pectines, principalement présentes dans la première épaisseur du mur cellulosique, assureront une certaine cohésion des cellules [16].

D'un point de vue structurel, nous observons sur la figure 1.1 que les cellules du bois se divisent en couches, chacune différenciée par l'orientation de leurs micro-fibrilles de cellulose, le tout étant noyé dans la matrice de lignine et d'hémicellulose [17]. Nous remarquons que la couche S2<sup>1</sup> est l'épaisseur principale de la paroi cellulaire. Cette couche joue le rôle le plus important dans les performances du bois d'un point de vue mécanique du fait de l'orientation longitudinale de ses micro-fibrilles.

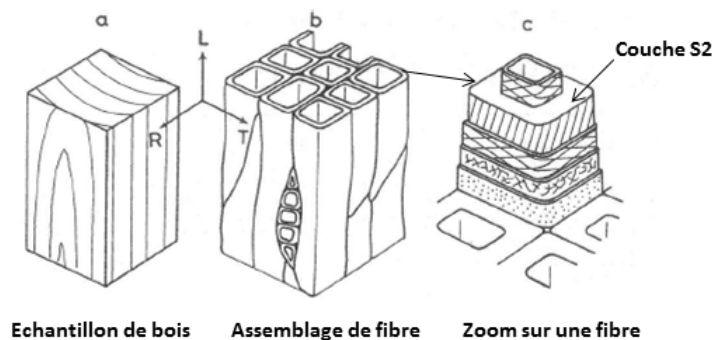


Figure 1.1 – Structure du matériau bois : a) Matériau bois et directions principales de la structure, b) assemblage de fibres, c) structure multi-couches de la paroi cellulaire, d'après [18].

Concernant la structure macroscopique du bois, ou structure brute, nous pouvons distinguer quatre zones qui sont directement visibles à l'œil nu comme schématisé sur la figure 1.2 :

- l'écorce est la partie externe du bois, composée de deux couches intérieure et extérieure. Elle sert à protéger l'arbre contre les attaques de son environnement telles que les champignons, le climat ou les blessures.
- le bois d'aubier est composé des cellules vivantes de l'arbre. C'est dans cette zone qu'a lieu la fabrication de nouvelles cellules au sein du cambium, en périphérie de l'écorce, ce qui permet la croissance de l'arbre.
- le bois de cœur est quant à lui composé de cellules mortes. Cette partie centrale est plus compacte que les autres et sa concentration en « extractibles » est plus importante que dans le bois d'aubier,

1. Cette couche représente 85 % de l'épaisseur cellulaire. Le reste de la paroi est composé de la paroi primaire, des couches S1 et S3 et de la couche verruqueuse.



ce qui lui donne une couleur plus sombre. Ses caractéristiques en font un bois de meilleure qualité (mécaniquement et contre les attaques extérieures).

- la moelle représente le centre de l'arbre. Elle est composée des tissus formés durant la première année de croissance de l'arbre.

La description de la structure macroscopique du bois doit en plus tenir compte de la croissance annuelle de l'arbre ainsi que des canaux permettant le transport des nutriments et de l'eau libre dans la direction radiale (du centre de l'arbre vers l'écorce). Dans le cas de bois résineux (sapin, pin maritime...), il faut également ajouter à cette structure des canaux permettant le stockage de résine.

D'un point de vue général, les propriétés physiques et mécaniques du bois seront directement dépendantes de cette structure microscopique et macroscopique. Une forte variabilité pourra donc être observée suivant les différentes espèces de bois étudiées ainsi que pour un même échantillon en fonction de l'échelle et des directions d'études de celui-ci.

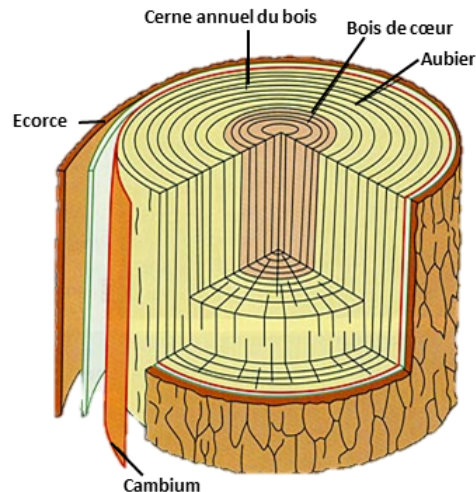


Figure 1.2 – Structure macroscopique du bois [19].

### 1.1.2 Les produits dérivés du bois

La composition des panneaux de particules de bois ou de fibres varie en fonction du fabricant et de l'application finale à laquelle ils sont destinés. À titre d'exemple nous pouvons donner la composition d'un panneau de particules de bois de masse volumique égale à  $670 \text{ kg/m}^3$  [20] :

- 85 % de bois de provenance variable : exploitation forestière, valorisation de matières premières secondaires (bois de scierie, déchets industriels et produits bois en fin de vie),
- 7 % d'eau pour des conditions de stockage standard, soit une température autour de  $20 \text{ °C}$  et une humidité relative de l'air de 65 %,
- 8 % de colle Urée Formaldéhyde (UF),
- un faible pourcentage de substances dangereuses (hexamine).

Les dimensions des particules de bois utilisées pour la fabrication d'un panneau d'aggloméré sont variables selon le produit. Elles peuvent être de l'ordre de quelques millimètres carrés jusqu'à quelques centimètres carrés. Dans le cas de panneau MDF, la constitution est légèrement différente de celle d'un panneau de particules agglomérées. Les fibres de bois utilisées sont de plus petites dimensions ce qui implique une utilisation plus importante de colle. Le pourcentage de bois est alors autour de 83 % pour un taux de colle urée formaldéhyde d'environ 11 % en termes de masse du panneau, auxquels il faut ajouter environ 6 % d'eau.

Selon l'usage du produit, les pourcentages de colle et de bois peuvent varier afin de prendre en compte l'ajout d'additifs tels que les agents ignifugeants ou hydrofuges [21].

Dans le cas de panneaux de particules, la matière première est généralement transformée dans des défibreurs à sec qui débitent les copeaux de bois aux dimensions voulues pour la surface et l'âme du produit. Les particules sont ensuite tamisées pour obtenir différents matelas en fonction des dimensions de particules. Les particules tamisées sont séchées. La résine ainsi que les agents additifs sont ensuite appliqués par pulvérisation sur les particules de bois. La formation du matelas du panneau se fait alors dans une conformatrice où sont successivement étendues la première couche de surface (particules plus fines), la couche de l'âme (particules plus grosses) et la deuxième couche de surface. Le pressage à chaud, où l'on compacte le matelas à un niveau donné de densité et d'épaisseur, permet de polymériser la résine UF. Les panneaux sont ensuite transférés dans une zone de refroidissement puis stockés quelque temps dans une aire de maturation. En fonction de la qualité du produit fini et de son usage final, des étapes de finition sont effectuées (taille, ponçage, inspection, laminage ou peinture).

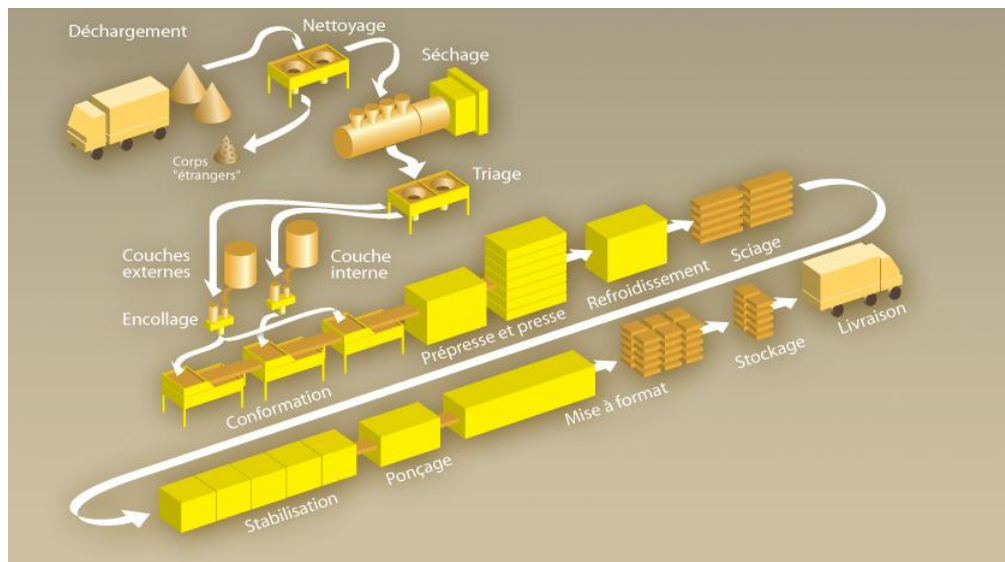


Figure 1.3 – Procédé de fabrication de panneaux de particules (www.sanopan.com)

### 1.1.3 L'eau et le bois

Le bois est un matériau hygroscopique c'est-à-dire qu'il absorbe une partie de l'humidité de son environnement. La teneur en eau du bois est dépendante de sa structure interne mais aussi de son environnement direct.

À l'état naturel, l'eau est présente dans le bois sous quatre formes (figure 1.4) :

- l'eau de constitution qui entre dans la composition des molécules du bois.
- l'eau liée qui est nommée ainsi car liée aux parois des cellules du bois à l'aide de liaison de type pont hydrogène. Cette eau est présente dans les différentes épaisseurs de la paroi cellulaire.
- l'eau libre liquide qui est présente dans les espaces vides des cellules ou cavités, tels que le lumen (centre de la cellule). Ce type d'eau apparaît lorsque la teneur en eau massique dépasse le point de saturation des fibres (PSF) soit autour de 30 %. Sa quantité peut être très variable et dépend de la porosité du matériau, des forces capillaires qui entrent en jeu et de l'environnement extérieur. Cela peut représenter jusqu'à 70 % du volume d'eau présent dans le bois. Un bois très vert peut atteindre une teneur en eau massique de 200 %.
- la vapeur d'eau qui peut être présente dans les vides cellulaires non saturés en eau libre.

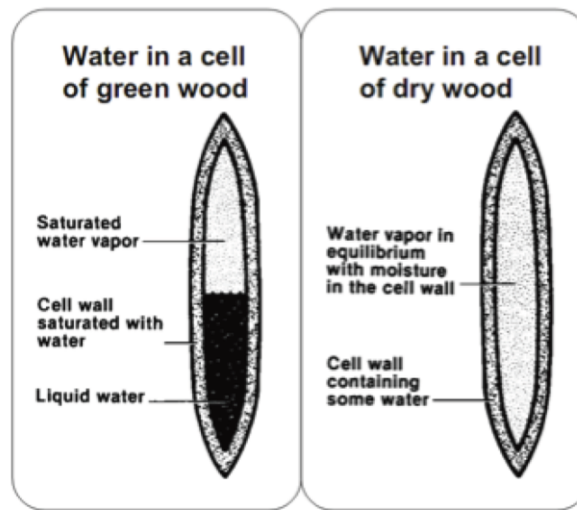


Figure 1.4 – Principe de stockage de l'eau dans les cellules du bois [22].

La teneur en eau massique du bois, appelée  $W$ , est décrite par la part d'eau que le bois peut absorber lorsqu'il est placé dans certaines conditions de température et d'humidité relative, et qu'il atteint un équilibre avec son environnement. Ce paramètre décrit donc la part d'eau liée et d'eau libre dans le bois. L'équation 1.1 permet d'obtenir la teneur en eau du bois en fonction de la masse initiale et de la masse anhydre après séchage en étuve ( $T \approx 103^\circ\text{C}$ ). Le bois est considéré anhydre lorsque seule l'eau de constitution du matériau reste présente. L'écart de masse entre deux pesées successives espacées de 2 h doit alors être inférieur à 0,1 %.

$$W = \frac{\text{masse}_{ini} - \text{masse}_{sec}}{\text{masse}_{sec}} \times 100\% \quad (1.1)$$

Lors du séchage du bois suite à une modification des conditions extérieures (variation de la température ou de l'humidité relative de l'air), la variation de la teneur en eau du matériau suit un procédé établi. L'eau libre est la première à migrer vers l'extérieur du matériau car les forces capillaires sont plus faibles que les ponts hydrogènes. Le pourcentage d'eau liée est maximum jusqu'à ce que le point

de saturation des fibres soit atteint, puis il diminue lorsque le séchage continue en dessous de ce point. Si les conditions le permettent, par exemple à haute température, l'eau de constitution peut être extraite du matériau entraînant sa dégradation et la formation de charbon de bois.

D'un point de vue mécanique, la variation de la teneur en eau liée du bois est aussi impactante sur la structure du matériau. Une augmentation de cette teneur en eau se caractérise par un gonflement de la paroi cellulaire lorsque l'eau se lie aux molécules de cellulose et d'hémicellulose. À l'inverse, lors du séchage du bois, le départ de l'eau liée provoque une réduction de la section (retrait), des distorsions et la formation de zones de craquage [17]. À l'extrême, si l'eau de constitution est retirée du matériau, il y a alors une forte réduction des propriétés mécaniques du matériau suite à la formation de charbon de bois. La variation de la teneur en eau libre n'a en revanche pas d'impact sur le comportement mécanique du matériau [23].

## **1.2 Comportement à hautes températures**

Le bois est un matériau combustible c'est à dire qu'il subit une dégradation thermique en présence d'oxygène (comburant) et d'une source d'énergie (chaleur). Sa structure et ses propriétés thermophysiques et mécaniques peuvent être affectées par cette dégradation thermique. Afin de pouvoir dimensionner et prédire le comportement au feu de structures en bois dans le domaine de la construction, il convient donc d'étudier le comportement des matériaux celluloseux en fonction des variations de température.

### **1.2.1 Dégradation thermique du matériau bois**

La dégradation thermique du bois est décrite par plusieurs auteurs dans la littérature [24] [25] [26] [27]. Elle s'effectue en deux phases en plus d'une phase préalable de séchage (figure 1.6), soit :

1. le séchage,
2. la pyrolyse,
3. la combustion des gaz de pyrolyse,

Ces trois étapes correspondent à des phénomènes différents qui n'apparaissent pas sur les mêmes plages de température, et qui n'ont donc pas les mêmes effets sur la dégradation du matériau cellulosique.

#### **a) Séchage**

Comme cité précédemment (section 1.1.3), le bois est un matériau hygroscopique. L'élévation de la température ambiante aura donc pour effet de sécher le matériau (figure 1.5). Le mécanisme de séchage du bois se déroule en deux étapes : la perte de l'eau libre puis celle de l'eau liée. L'eau libre, présente dans les interstices des fibres, est perdue en premier. Lorsque elle s'est entièrement retirée et si l'équilibre hygroscopique du bois n'est toujours pas atteint alors l'eau liée commence à s'évaporer. Le retrait de l'eau liée a lieu jusqu'à ce qu'un équilibre hydrique soit atteint ou bien que le bois soit à l'état anhydre.

Le bois atteint un équilibre hydrique (ou hygroscopique) pour une température  $T$  et une humidité relative  $RH$  données. Cet équilibre est dû au fait que la pression partielle de vapeur à l'intérieur du matériau est égale à la pression de vapeur de l'air l'environnant [28].

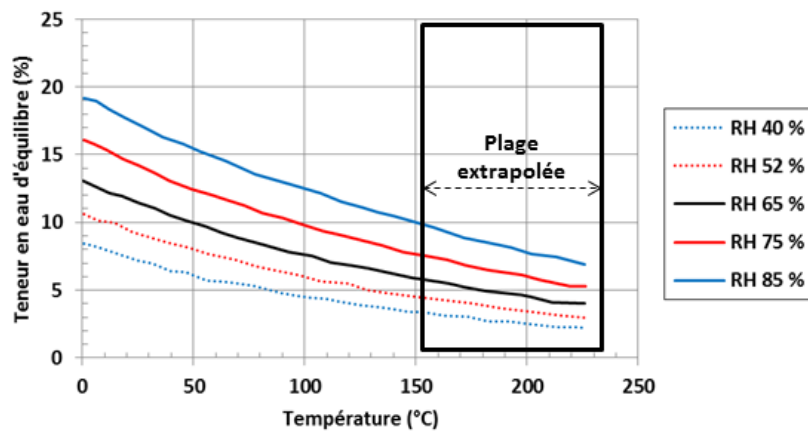


Figure 1.5 – Teneur en eau d'équilibre à différentes humidités relatives en fonction de la température [29].

Le séchage du bois lors d'une agression thermique s'effectue sur une plage de températures assez restreinte allant de 80 °C à 110 °C environ. Lorsque le bois atteint ces températures, l'eau interne migre vers l'extérieur du matériau par capillarité et évaporation principalement au niveau des arêtes et des fissures du matériau. Le transfert de la masse d'eau se fait préférentiellement de la zone la plus humide vers la zone la plus sèche et de la zone la plus chaude vers la zone la plus froide du bois [30].

Durant la phase de séchage, l'évolution de la température interne du bois est fortement ralentie (plateau de température autour de 80 °C - 110 °C). L'essentiel de l'énergie apportée par l'agression thermique est consommée par la transformation de phase de l'eau liquide (vaporisation<sup>2</sup>). Lorsque localement le matériau devient anhydre (plus d'eau libre et liée), sa température poursuit son élévation.

## b) Pyrolyse

La pyrolyse est définie comme la dégradation d'un composant sous une action thermique. Dans le cas de matériau cellulosique, ce mécanisme consiste en la décomposition chimique du matériau, la libération de gaz de pyrolyse puis en la formation de charbon de bois.

Une fois la majorité de l'eau libre et liée retirée lors de la phase de séchage, la température du bois en surface augmente rapidement. Si elle atteint une température de 150 °C pendant un temps suffisamment long, le bois peut commencer sa pyrolyse et par conséquent la dégradation de ses constituants [27].

Dans le but de mieux décrire la pyrolyse du bois, différents auteurs ont cherché à déterminer les températures de pyrolyse des constituants du bois. La littérature montre qu'il est possible de considérer la dégradation thermique de chacun de ces constituants sur différentes plages de température [31][32][25] [33] :

2. Vaporisation : passage de l'état liquide à l'état gazeux.

- de 225 °C à 325 °C : des réactions légèrement exothermiques commencent. La dégradation des hémicelluloses débute.
- de 325 °C à 375 °C, d'autres réactions exothermiques apparaissent et sont dues à la dégradation de la cellulose. P. Rousset [25] propose une dégradation de la cellulose dès 250 °C avec une rupture des chaînes de polymérisation à partir de 150 °C. Ces réactions de 150 °C à 300 °C sont alors endothermiques.
- de 250 °C à 500 °C : la transformation devient fortement exothermique et le bois évolue vers le charbon de bois avec dégagement de CO<sub>2</sub> et de pyroligneux (condensat brut principalement composé d'eau acide). La dégradation de la lignine a lieu. Selon [25], cette dégradation de la lignine ne débiterait qu'à 400 °C.

Au cours de la pyrolyse du bois, des gaz se forment. Pour des températures inférieures à 200 °C, ces gaz sont composés d'environ 70 % de dioxyde de carbone (CO<sub>2</sub>) et de monoxyde de carbone (CO). Les 30 % de gaz restants sont composés de dihydrogène (H<sub>2</sub>), de méthane (CH<sub>4</sub>), d'éthylène (C<sub>2</sub>H<sub>4</sub>), d'acétylène (C<sub>2</sub>H<sub>2</sub>) et de diazote (N<sub>2</sub>) [34]. Au-delà de 200 °C, le taux de dioxyde de carbone diminue et de plus en plus de gaz combustibles sont dégagés [24]. C'est dans cette plage de températures, comprise entre 200 °C et 350 °C, que près de 75 % de la perte de masse du matériau se produit. La masse de charbon de bois formée correspond ainsi à environ 15 % à 25 % de la masse initiale du bois [35].

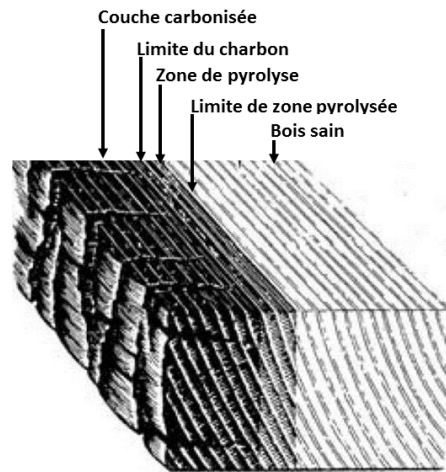


Figure 1.6 – Représentation du front de pyrolyse dans le bois [36].

### c) Combustion

La réaction de combustion du bois consiste en l'inflammation des gaz émis lors de l'étape de pyrolyse. Cette étape nécessite des conditions de pression, d'oxygène et de température favorables à sa réalisation. La température à la surface du bois augmente fortement à partir de cette étape.

Durant l'étape de pyrolyse, il est convenable d'estimer qu'environ 20 % des gaz émis par la dégradation du bois sont des gaz inflammables.

Au-delà de 500 °C, la production de gaz diminue considérablement et celle de charbon augmente. Ceci explique l'aspect du bois après exposition au feu. Au-dessus de 1000 °C, les gaz émis sont

principalement du monoxyde de carbone (CO) et du dihydrogène (H<sub>2</sub>) et sont donc fortement inflammables.

## 1.2.2 Propriétés thermophysiques du bois en fonction de la température

La description du comportement thermique d'un matériau passe par la connaissance de ses propriétés thermophysiques. Elles permettent de décrire un transfert thermique au sein du matériau et donc la vitesse de propagation d'un champ de température. Nous nous intéressons ici à la variation en fonction de la température de la masse volumique, de la conductivité thermique et de la chaleur spécifique d'un matériau. En plus de ces trois propriétés, nous présenterons des résultats bibliographiques sur la vitesse de carbonisation du bois, le retrait hydrique et le coefficient de dilatation thermique<sup>3</sup>.

Un grand nombre d'auteurs ont étudié la vitesse de carbonisation et l'évolution de la masse volumique. Ce sont en effet les données les plus facilement mesurables expérimentalement. Les variations de conductivité thermique et de chaleur spécifique du bois en fonction de la température sont en revanche moins bien connues. Ceci est notamment dû au caractère combustible du bois. Or, une mesure des caractéristiques physiques d'un matériau doit s'effectuer à un état d'équilibre et donc en dehors de la phase de pyrolyse.

### a) Masse volumique

La variation de la masse volumique  $\rho$  (kg/m<sup>3</sup>) d'un matériau en fonction de la température est une donnée nécessaire pour retranscrire le comportement thermique et mécanique d'un solide. D'après [36], la diminution de la masse volumique du bois en fonction de la température peut se décrire en trois étapes :

- jusqu'à 200 °C, la variation de la masse volumique du bois est très faible, de l'ordre de 0 % à 12 % en fonction de la teneur en eau initiale de l'échantillon. Cette perte de masse correspond au retrait de l'eau liée et libre,
- entre 200 °C et 350 °C, les mécanismes de pyrolyse s'activent. Cette étape de dégradation thermique s'accompagne d'un dégagement de gaz de pyrolyse et d'une forte réduction de la masse de l'échantillon. Différentes études [36] [37] montrent une réduction de la masse volumique allant de 60 % à 80 % sur cette plage de température,
- au-delà de 350 °C, le bois termine sa transformation en charbon de bois, phénomène s'accompagnant de quelques dégagements gazeux. La masse volumique du matériau varie alors très peu au-delà de 1000 °C.

Un certain nombre d'auteurs ont étudié la variation de la masse volumique du bois massif en fonction de la température. La figure 1.7 présente l'évolution de la masse volumique normalisée (densité) en fonction de la température pour des bois résineux d'après différents auteurs [38] [39] [40] [41] ainsi que l'évolution proposée par la norme EN-1995-1-2 [6].

---

3. Le coefficient de dilatation thermique ne peut pas être considéré à proprement parler comme une caractéristique thermophysique ou une donnée mécanique. Aussi est-il discuté dans ce paragraphe. Cependant, il est directement dépendant de la température du matériau.

Nous observons que les résultats entre les différentes études sont assez proches. Les différences observées peuvent s'expliquer par les essences de bois étudiées, les teneurs en eau initiales et les procédés de mesure utilisés. Nous retrouvons pour certains modèles, tel que celui de la norme EN-1995-1-2, les trois phases de dégradation thermique. Nous constatons d'abord une réduction de la masse volumique dans le cas d'un bois humide due au départ de l'eau libre et liée. À partir de 200 °C, les auteurs proposent généralement une réduction importante de la masse volumique due à la pyrolyse du bois. Passé 350 °C - 400 °C, le charbon de bois se forme et la masse volumique du matériau évolue peu. Nous remarquons sur la figure 1.7 que les auteurs s'accordent assez bien sur le taux de charbon de bois à l'état final, soit environ 20 %. À 800 °C, la masse volumique résiduelle varie entre 18 % et 26 % de la masse volumique initiale du bois massif.

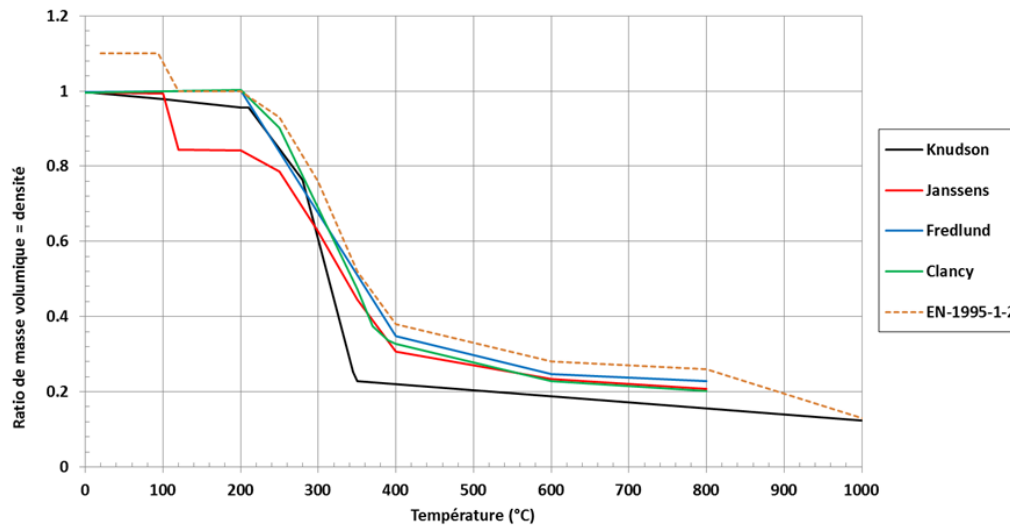


Figure 1.7 – Évolution de la masse volumique de bois résineux en fonction de la température à 0 % d'humidité (excepté la norme EN-1995-1-2) [40] [38] [39] [41] [6].

## b) Conductivité thermique

La conductivité thermique du bois  $\lambda$  (W/m.K) dépend de plusieurs paramètres tels que la masse volumique, la teneur en eau et en extractibles du bois, la structure interne du matériau cellulosique et la température [42]. Généralement la conductivité thermique du bois augmente lorsque la masse volumique, la teneur en eau ou la teneur en extractibles augmentent.

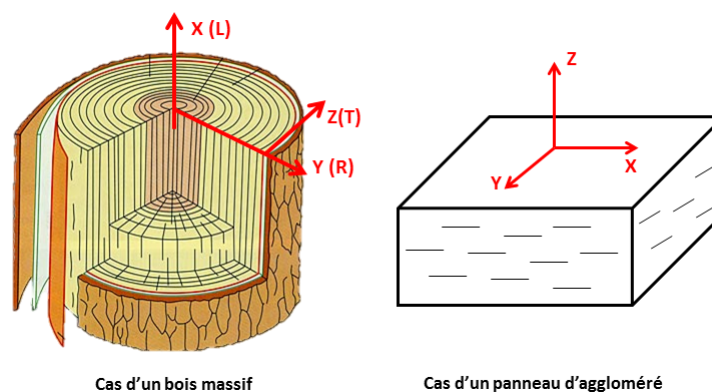


Figure 1.8 – Directions d'anisotropie du bois massif [19].



Du fait de la forte anisotropie du bois, la conductivité thermique dépend fortement de l'orientation de l'échantillon lors de la mesure (figure 1.8). La conductivité thermique dans le sens tangentiel (T) est très proche de la valeur dans le sens radial (R). La conductivité dans le sens perpendiculaire aux fibres du bois est donc généralement considérée comme la moyenne de ces deux valeurs. En revanche, la conductivité thermique dans le sens longitudinal (L) des fibres du bois est nettement supérieure, de l'ordre de 1,5 à 2,8 fois plus importante, à celle observée dans le plan perpendiculaire aux fibres. Nous pouvons néanmoins dire que le bois est un matériau particulièrement isolant avec une conductivité thermique à 20 °C située entre 0,12 W/m.K à 0,25 W/m.K. Nous sommes donc loin de matériaux très conducteurs comme l'aluminium (237 W/m.K) ou certains isolants comme le béton (1 W/m.K).

Les équations présentées ci-après décrivent uniquement l'évolution de la conductivité thermique parallèle aux fibres du bois en fonction de la température. En effet, dans une approche globale, à l'échelle du produit fini, seule la conductivité longitudinale est généralement considérée. Cela est certainement basé sur une approche sécuritaire de la simulation du transfert thermique, la conductivité thermique dans la direction longitudinale étant de 1,5 à 2,8 fois plus importante que dans les directions transverses du bois.

Knudson [40] s'est basé sur les travaux de Maku [43] qui prend comme hypothèse que la conductivité thermique entre 20 °C et 200 °C est proportionnelle à la température de référence (équation 1.2).  $T_{ref}$  et  $T$  correspondent respectivement à la température initiale et à la température (en degrés Celsius) à laquelle la conductivité thermique est recherchée. L'équation 1.2 est valable dans le cas du pin Douglas avec une teneur en eau de 12 %.

$$\lambda_T = \lambda_{bois} \frac{T_{ref}}{T}, T \text{ en } ^\circ\text{C} \quad (1.2)$$

Entre 200 °C et 350 °C, il considère que la conductivité thermique décroît linéairement. Cette diminution est identique à la diminution de la masse volumique du bois. La conductivité thermique du pin Douglas à 20 °C,  $\lambda_{bois}$ , est considérée égale à 0,30 W/m.K.

$$\lambda_T = -0,000597T + \lambda_{bois}, T \text{ en } ^\circ\text{C} \quad (1.3)$$

Après 350 °C, une couche de charbon se forme en superficie. L'auteur utilise alors la conductivité thermique du charbon dans l'équation 1.3 à la place de  $\lambda_{bois}$ . La limite de 350 °C a été choisie car il considère qu'après cette température, la couche de charbon est uniforme sur le front de carbonisation.

Une autre approche de la conductivité thermique est proposée par Fredlund [39] qui considère le bois comme un matériau poreux. À température ambiante la conductivité thermique du bois est donnée par l'équation 1.4 avec  $S$  la masse volumique, autour de 0,45 g/cm<sup>3</sup> pour les résineux et 0,65 g/cm<sup>3</sup> pour les feuillus [23], et  $\omega$  la teneur en eau du bois (en %).

$$\lambda_{amb} = 0,238 + S(0,2005 + 0,004\omega) \quad (1.4)$$

La conductivité thermique entre 20 °C et 300 °C est ensuite extrapolée de la conductivité thermique à température ambiante via l'équation suivante, avec  $T$  la température en K :

$$\lambda_T = 0,00012T + \lambda_{amb} \quad (1.5)$$

La transformation du bois en charbon induit une diminution brutale de la conductivité thermique à 300 °C. Elle passe alors de 0,15 W/m.K à 0,05 W/m.K. Au-delà de cette température, la conductivité thermique est alors décrite par l'équation 1.6.

$$\lambda_T = 0,0001667T + 2 \cdot 10^{-6}, T \text{ en } K \quad (1.6)$$

Une dernière approche de la conductivité thermique est proposée par Janssens [38]. Il propose un modèle pour un bois à une humidité  $\omega$  et à une température T valable entre 20 °C et 200 °C.

$$\lambda_\omega = \xi * \lambda_{max} + (1 - \xi) * \lambda_{min} + \lambda_r \quad (1.7)$$

Avec

- $\lambda_\omega$  : la conductivité thermique du bois en W/m.K,
- $\lambda_{min}$  : la conductivité thermique de la matière (air, eau et bois poreux) dans le sens perpendiculaire au flux thermique, en W/m.K,
- $\lambda_{max}$  : la conductivité thermique de la matière (air, eau et bois poreux) dans le sens du flux thermique, en W/m.K,
- $\lambda_r$  : la conductivité thermique produisant de la chaleur équivalent au rayonnement à travers les pores, en W/m.K,
- $\xi$  : un facteur d'interpolation dépendant du taux d'humidité et de la densité initiale.

La conductivité thermique à une température (°C) donnée est déterminée par l'interpolation entre les limites maximale et minimale de la conductivité en y ajoutant la contribution du rayonnement dans le matériau poreux [44]. Au-delà de 400 °C, il considère que le bois est carbonisé et la conductivité thermique vaut :

$$\lambda_s = 0,33 + 1,6 \cdot 10^{-4}T + 1,08 \cdot 10^{-7}T^2 \quad (1.8)$$

L'équation 1.8 ne s'applique en revanche que pour une densité de charbon égale à 1240 kg/m<sup>3</sup> selon l'auteur. Même si la densité du charbon diminue avec la température, cette valeur de 1240 kg/m<sup>3</sup> reste selon Janssen [38] une bonne approximation entre 400 °C et 1000 °C<sup>4</sup>.

La figure 1.9 présente l'évolution de la conductivité thermique du bois selon les trois modèles proposés. Nous observons des tendances similaires pour les trois auteurs et la norme EN-1995-1-2 avec notamment une augmentation de la conductivité thermique passé 350 °C, soit la température de fin de pyrolyse du bois. Nous remarquons que la conductivité thermique d'après la norme EN-1995-1-2 augmente fortement au-delà de 500 °C. Cette augmentation importante a pour but de prendre en compte l'impact des fissures et de la perte de matière au niveau de la face exposée. D'autres études ont été réalisées sur le sujet. Un certain nombre d'auteurs proposent aussi une réduction linéaire de la conductivité thermique entre la valeur initiale du bois et celle du charbon de bois. D'autres encore proposent des modèles plus complexes prenant en compte la contribution des phases liquide et gazeuse, l'impact du rayonnement dans les pores du bois ainsi que l'orthotropie du bois [45] [46].

---

4. Il est à noter qu'aucune information pouvant expliquer une masse volumique aussi élevée pour le charbon de bois n'a pu être trouvée.

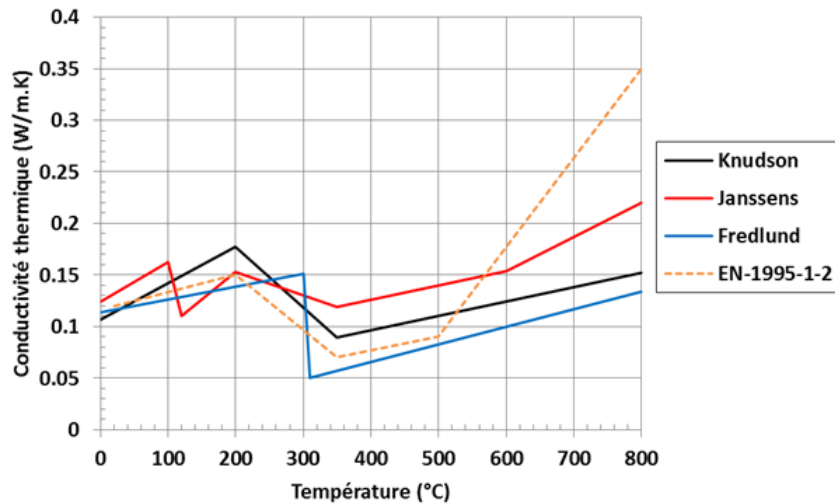


Figure 1.9 – Évolution de la conductivité thermique du bois en fonction de la température (résineux à 12 % d’humidité) [39] [38] [40] [6].

Concernant l’évolution de la conductivité thermique avec la température de produits dérivés du bois tels que les panneaux d’aggloméré, peu d’études ont été réalisées. Humphrey [47] propose néanmoins des formules pour calculer la conductivité thermique d’un panneau d’aggloméré de bois en se basant sur les travaux de Kollman [48]. Thoemen [46] reprend ces travaux afin de calculer la conductivité thermique dans le plan d’un panneau.

La conductivité thermique en fonction de l’épaisseur d’un panneau d’aggloméré de bois est ainsi calculée en fonction de facteurs de correction prenant en compte la température (°C) et la teneur en eau (%) du matériau (équation 1.9).

$$k_Z = (0,01172 + 0,0001319)F_\omega F_T \quad (1.9)$$

Avec

- $F_\omega = 0,000103\omega + 1$
- $F_T = 0,001077T + 0,97$

La conductivité thermique dans le plan du panneau d’aggloméré de bois est donnée par l’équation 1.10. Elle est calculée en fonction de la conductivité thermique perpendiculaire du panneau mesurée à 0 % de teneur en eau et à une température de 30 °C. La masse volumique  $\rho$  (kg/m<sup>3</sup>) du produit et des facteurs de correction entrent aussi en compte pour la teneur en eau et la température.

$$k_T = k_T^{0,30} + \Delta k_T \quad (1.10)$$

Avec

- $k_T^{0,30} = 4,86 \cdot 10^{-8}\rho^2 + 4,63 \cdot 10^{-5}\rho + 4,38 \cdot 10^{-2}$ .
- $\Delta k_T = 4,9 \cdot 10^{-3}\omega + (1,1 \cdot 10^{-4} + 4,3 \cdot 10^{-5}\omega)(T - T_{exp})$  avec  $T_{exp}$  la température moyenne utilisée pendant l’expérience (°C).

### c) Chaleur spécifique

La chaleur spécifique  $C_p$  (J/kg.K) est certainement la propriété thermophysique du bois la moins bien connue de par sa difficulté à être mesurée. Dunlap [40] montre que pour des températures comprises entre 0 °C et 106 °C, l'évolution de la chaleur spécifique pour du bois sec peut s'écrire :

$$C_p = 0,266 + 0,00116T, T \text{ en } ^\circ\text{C} \quad (1.11)$$

Cette relation a été confirmée par Koch et McMillin [36] pour des températures allant jusqu'à 140 °C mais avec une augmentation de la chaleur spécifique un peu plus rapide que celle proposée par Dunlap [41]. Pour des températures inférieures à 100 °C, Knudson [40] a adopté des valeurs de chaleur spécifique qui représentent la somme des chaleurs spécifiques calculées par l'équation de Dunlap pour un bois sec et celles calculées pour une teneur en eau de 10 %. L'évolution ainsi obtenue, pour une température comprise entre 20 °C et 100 °C, est donnée par l'équation 1.12.

$$C_p = 2,9T + 1440, T \text{ en } ^\circ\text{C} \quad (1.12)$$

Entre 99,5 °C et 104,4 °C, deux solutions sont possibles pour prendre en compte l'énergie consommée par la vaporisation de l'eau du bois. La première, appelée par la suite Knudson 1 [40], fait intervenir la chaleur latente de vaporisation de l'eau. De ce fait, un pic est introduit, dont la valeur varie en fonction du taux d'humidité. Une valeur maximale de 10 kJ/kg.K est proposée suite à des mesures expérimentales. La deuxième solution, appelée Knudson 2, ne prend quant à elle pas en compte cette chaleur latente de vaporisation. Après l'évaporation de l'eau contenue dans le bois (entre 104,4 °C et 200 °C), l'équation de Dunlap pour du bois sec est utilisée (équation 1.13).

$$C_p = 5,285T + 1080,3, T \text{ en } ^\circ\text{C} \quad (1.13)$$

A partir de 350 °C, comme pour la conductivité thermique, il considère que le bois s'est transformé en charbon. La chaleur spécifique ne varie plus avec la température et vaut 720 J/kg.K. N'ayant aucune information sur la chaleur spécifique pour des températures comprises entre 200 °C et 350 °C, Knudson propose d'extrapoler linéairement la chaleur spécifique entre ces deux températures (équation 1.14).

$$C_p = -8,99T + 3820,5, T \text{ en } ^\circ\text{C} \quad (1.14)$$

Fredlund [39] utilise également l'équation de Dunlap. Les valeurs qu'il utilise sont peu différentes de celles déterminées par Knudson. Cependant, il n'introduit pas de pic pour la chaleur spécifique. Au-delà de 350 °C, Fredlund a utilisé la valeur de la chaleur spécifique donnée par Landolt-Börnstein (1961) soit 720 J/kg.K.

La figure 1.10 montre les évolutions de la chaleur spécifique en fonction de la température selon les différents modèles présentés et selon la norme EN-1995-1-2. La courbe de la norme EN-1995-1-2 présente un pic de chaleur spécifique très élevé autour de 100 °C, allant jusqu'à 13 000 J/kg.K. Ce pic, dont l'amplitude peut varier, permet de simuler la vaporisation de l'eau du bois par une consommation importante d'énergie.

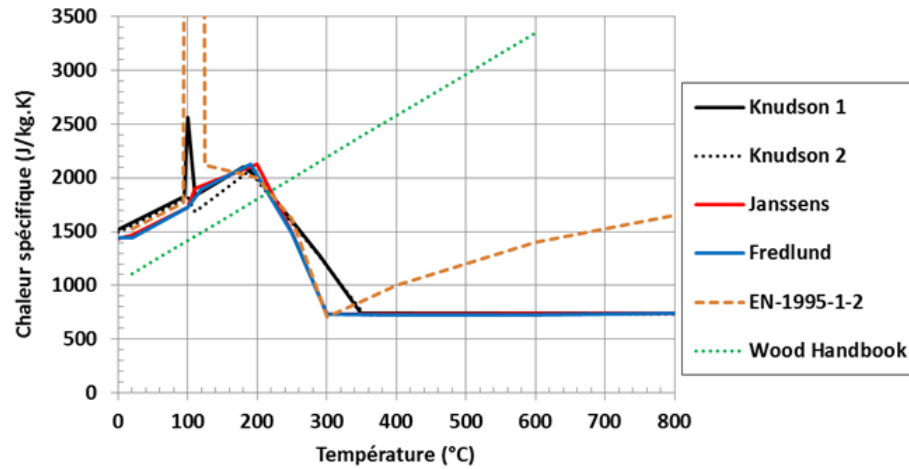


Figure 1.10 – Évolution de la chaleur spécifique du bois en fonction de la température (résineux à 12 % d’humidité) d’après différents auteurs et selon la norme EN-1995-1-2 [40] [38] [39] [6] [42].

Une autre approche est donnée par Glass dans le Wood Handbook [42]. La chaleur spécifique est alors estimée par une équation simple. Dans le cas d’un bois sec, la chaleur spécifique est donnée par :

$$C_p = 1031 + 3,867T, T \text{ en K} \quad (1.15)$$

Dans le cas d’un bois humide, la chaleur spécifique est plus importante suite à la prise en compte de la chaleur spécifique de l’eau (4186 J/kg.K). En-dessous du point de saturation des fibres, la chaleur spécifique est prise comme la somme des chaleurs spécifiques du bois sec, de l’eau et d’un facteur d’ajustement  $A_c$  prenant en compte les liaisons bois-eau :

$$C_p = \frac{C_{p0} + 0,01\omega \cdot C_{pw}}{1 + 0,01\omega} + A_c \quad (1.16)$$

Avec

- $\omega$  : le taux d’humidité (%),
- $C_{p0}$  : la chaleur spécifique du bois sec (J/kg.K),
- $C_{pw}$  : la chaleur spécifique du bois humide (J/kg.K),
- $A_c$  : le facteur d’ajustement ( $A_c = W_M(b_1 + b_2T + b_3W_M)$  où  $b_1 = -0,06191$  J/kg.K,  $b_2 = 2,36 \cdot 10^{-4}$  J/kg.K et  $b_3 = -1,33 \cdot 10^{-4}$  J/kg.K,
- $T$  : la température en kelvins (K).

Ces formules sont valides pour un bois sous le point de saturation des fibres et à une température comprise entre 7 °C et 150 °C.

Concernant les produits dérivés du bois tels que les panneaux d’aggloméré, peu d’études ont été réalisées. Thoemen [46] conclut que la chaleur spécifique d’un panneau d’aggloméré de bois prend généralement en compte la chaleur spécifique du bois sec et une certaine quantité d’eau. Les formules proposées ci-dessus ne s’appliquent donc pas forcément. Il estime en outre qu’il y a un manque d’études sur les propriétés des panneaux agglomérés en général. Il apparaît donc nécessaire de caractériser la chaleur spécifique des panneaux d’aggloméré étudiés dans nos travaux.

#### d) Vitesse de carbonisation

La vitesse de carbonisation  $\beta$  (mm/min) représente la vitesse de déplacement du front de carbonisation lors de la pyrolyse du bois dans son épaisseur. Cette donnée est bien connue car facilement mesurable en relevant l'avancement de la carbonisation après différents temps d'exposition au feu<sup>5</sup>.

La vitesse de carbonisation du bois ne permet pas de décrire le comportement thermique du matériau mais d'avoir une estimation de la section utile d'une structure en bois en fonction de la durée d'exposition au feu.

Cette vitesse dépend entre autres des propriétés thermiques du bois (masse volumique, conductivité thermique et chaleur spécifique), de la géométrie et de la teneur en eau. De plus, le ratio de la surface sur le volume du matériau joue aussi un rôle important sur la vitesse de carbonisation [49] : un matériau rugueux offre plus de surface d'échange avec l'agression thermique qu'un matériau lisse ce qui a pour conséquence d'augmenter la vitesse de carbonisation.

Un grand nombre d'études est disponible sur la mesure de la vitesse de carbonisation pour différentes essences de bois. La norme EN-1995-1-2 [6] préconise de prendre une valeur allant de 0,5 mm/min à 0,8 mm/min pour du bois massif et jusqu'à 1 mm/min dans le cas de contreplaqué. Les vitesses estimées prennent en compte la densité du bois utilisé et les apports éventuels dans le cas d'une exposition au feu sur plusieurs faces. Des valeurs similaires sont préconisées dans le Traité de Génie Civil [49]. Dias de Moraes [50] propose un bon état de l'art sur la vitesse de carbonisation du bois suivant les normes en vigueur dans différents pays et en référence à d'autres auteurs. Elle présente ainsi des vitesses de carbonisation allant de 0,4 mm/min à 0,8 mm/min. Les résultats de ses propres essais de carbonisation donnent une vitesse de carbonisation plus faible, égale à 0,23 mm/min.

#### e) Retrait hydrique

Lors du séchage du bois, des déformations hydriques apparaissent lorsque la teneur en eau du matériau est en dessous du point de saturation des fibres. Ces déformations hydriques ont été déterminées entre autres par Guitard [23] et sont décrites par l'équation 1.17 :

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_L^{hy} \\ \varepsilon_R^{hy} \\ \varepsilon_T^{hy} \end{pmatrix} = \delta\omega \begin{pmatrix} \alpha_{\delta\omega,L} & 0 & 0 \\ 0 & \alpha_{\delta\omega,R} & 0 \\ 0 & 0 & \alpha_{\delta\omega,T} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} 1 \\ 1 \\ 1 \end{pmatrix} \quad (1.17)$$

Avec

- $\varepsilon_L^{hy}$ ,  $\varepsilon_R^{hy}$  et  $\varepsilon_T^{hy}$  correspondant respectivement aux valeurs des déformations dans les directions longitudinale, radiale et tangentielle induites par un changement de teneur en eau,
- $\delta\omega$  correspondant à la perte de teneur en eau (%),
- $\alpha_{\delta\omega,L}$ ,  $\alpha_{\delta\omega,R}$  et  $\alpha_{\delta\omega,T}$  correspondant aux coefficients de retrait dans les directions longitudinale, radiale et tangentielle (%).

---

5. Cette méthode est préconisée par les eurocodes [6] pour les études de comportement au feu. On considère alors que la section carbonisée n'a plus de portance mécanique pour la structure.

Généralement, le retrait dans la direction tangentielle ( $\alpha_{\delta\omega,T}$ ) est une fois et demie à deux fois plus important que dans la direction radiale ( $\alpha_{\delta\omega,R}$ ). La valeur du retrait dans la direction radiale est d'environ 0,13 % par perte de 1 % de teneur en eau. Elle est autour de 0,26 % dans la direction tangentielle [51] [28]. Le retrait dans la direction longitudinale  $\alpha_{\delta\omega,L}$  est quant à lui quasiment nul.

#### f) Coefficient de dilatation thermique

Le coefficient de dilatation thermique  $\alpha$  ( $^{\circ}\text{C}$ )<sup>6</sup> représente la variation dimensionnelle d'un corps suite à une modification de sa température. Dans le cas du bois, ce paramètre est influencé par la structure interne, la porosité et la masse volumique du matériau.

D'un point de vue général, le coefficient de dilatation thermique du bois est considéré positif et invariable pour de faibles variations de température ce qui traduit une expansion du matériau. Le coefficient de dilatation thermique dans le sens longitudinal des fibres du bois est ainsi compris entre  $3,1 \cdot 10^{-6} / ^{\circ}\text{C}$  à  $4,5 \cdot 10^{-6} / ^{\circ}\text{C}$  (plage de validité :  $-51$  °C à  $54$  °C) [42] [52]. Malhotra [53] considère que ce coefficient reste inchangé jusqu'à  $80$  °C et est égal à  $3,5 \cdot 10^{-6} / ^{\circ}\text{C}$ .

Les coefficients de dilatation thermique dans les directions radiale et tangentielle sont considérés comme étant 5 à 10 fois plus importants que dans la direction longitudinale. Ils sont ainsi proportionnels à la masse volumique du bois dans ces directions. Le Wood Handbook [42] propose des équations permettant de déterminer ces coefficients en fonction de la masse volumique du matériau. Pour des masses volumiques allant de  $0,45 \text{ g/cm}^3$  à  $0,65 \text{ g/cm}^3$ , les coefficients de dilatation thermique varient respectivement de  $24,5 \cdot 10^{-6} / ^{\circ}\text{C}$  à  $31,0 \cdot 10^{-6} / ^{\circ}\text{C}$  pour le sens radial et de  $33,0 \cdot 10^{-6} / ^{\circ}\text{C}$  à  $39,5 \cdot 10^{-6} / ^{\circ}\text{C}$  pour le sens tangentiel.

Kollman [48] présente des données similaires avec un coefficient de dilatation thermique dans le sens longitudinal allant de  $1,98 \cdot 10^{-6} / ^{\circ}\text{C}$  à  $11,0 \cdot 10^{-6} / ^{\circ}\text{C}$  et de  $26,3 \cdot 10^{-6} / ^{\circ}\text{C}$  à  $72,7 \cdot 10^{-6} / ^{\circ}\text{C}$  dans les directions transverses aux fibres du bois.

Peu d'informations sont disponibles sur la variation du coefficient de dilatation thermique du bois en fonction de la température. Nous savons néanmoins qu'au-dessus d'une certaine température, le bois tend à se rétracter. Ce retrait peut être dû dans un premier temps au séchage du bois autour de  $100$  °C qui est suivi de la dégradation thermique du matériau. Le retrait provoqué par le départ de l'eau l'emporte sur la déformation thermique, induisant un changement de signe du coefficient de dilatation thermique. Aux températures de pyrolyse (section b), la formation de charbon de bois se caractérise par une diminution du volume et donc par une dilatation thermique négative.

Janssen [44] propose une approche du coefficient de dilatation thermique permettant de calculer la déformation thermique du bois en fonction de la masse volumique initiale et de la température ( $^{\circ}\text{C}$ ). Pour une température inférieure à  $260$  °C et dans le cas de bois résineux ou de faible densité ( $< 600 \text{ kg/m}^3$ ), il propose les formules de coefficients d'expansion thermique  $f_l$ ,  $f_r$  et  $f_t$  suivantes, basées sur les données de Kollman [48] :

– Sens longitudinal :  $f_l = 1 + \alpha_L(T - T_r)$  avec  $\alpha_L = 3,75 \cdot 10^{-6} / ^{\circ}\text{C}$

– Sens radial :  $f_r = 1 + \alpha_R(T - T_r)$  avec  $\alpha_R = \rho_0 \times 5,5 \cdot 10^{-8} / ^{\circ}\text{C}$

---

6. En toute rigueur  $\alpha$  est en  $\text{m/m} \cdot ^{\circ}\text{C}$ .

– Sens tangentiel :  $f_t = 1 + \alpha_T(T - T_r)$  avec  $\alpha_T = \rho_0 \times 8,2 \cdot 10^{-8} / ^\circ\text{C}$

L’auteur propose alors un coefficient d’expansion thermique moyen dans le sens perpendiculaire aux fibres du bois  $f_p$ , calculé en fonction des facteurs d’expansion radiale et tangentielle,  $f_p = \sqrt{f_r f_t}$ . Ainsi, pour un bois de masse volumique  $\rho_0 = 500 \text{ kg/m}^3$ , cela équivaut ainsi à un coefficient de dilatation thermique  $\alpha_p$  égal à  $3,43 \cdot 10^{-5} / ^\circ\text{C}$ .

Pour des températures comprises entre  $260 \text{ }^\circ\text{C}$  et  $390 \text{ }^\circ\text{C}$ , l’auteur considère que le retrait du matériau peut se calculer en fonction de deux coefficients d’expansion thermique de référence à savoir  $f_{p,260}$  et  $f_{p,600}$ . Les formules suivantes permettent alors de déterminer le coefficient de dilatation thermique perpendiculaire aux fibres :

$$\alpha_p = \frac{f_{p,260} - [0,006(T - 260)](f_{p,260} - f_{p,600}) - 1}{(T - T_r)} \quad (1.18)$$

Avec

$$- f_{p,600} = \sqrt{\frac{Z_{600} \cdot \rho_0}{f_{t,600} \cdot \rho_{c,600}}}$$

$$- \rho_{c,600} = 0,75\rho_0 - 63 \text{ (kg/m}^3\text{)}$$

–  $0,22 < Z_{600} < 0,28$  en fonction des essences de bois

$$- f_{t,600} = 0,82$$

Pour des températures supérieures à  $390 \text{ }^\circ\text{C}$ , une dernière équation est utilisée afin d’obtenir le coefficient de dilatation thermique perpendiculaire aux fibres en fonction de la température.

$$\alpha_p = \frac{f_{p,260} - [0,0011(T + 310)](f_{p,260} - f_{p,600}) - 1}{(T - T_r)} \quad (1.19)$$

Des équations similaires sont proposées dans le cas de bois feuillus dont la masse volumique est supérieure à  $600 \text{ kg/m}^3$  ainsi que pour le coefficient de dilatation thermique longitudinal.

La figure 1.11 présente les coefficients de dilatation thermiques longitudinal  $\alpha_L$  et perpendiculaire  $\alpha_p$  pour un bois résineux de  $500 \text{ kg/m}^3$  (Janssen 1) et pour un bois feuillu de  $650 \text{ kg/m}^3$  (Janssen 2). Une autre source bibliographique est aussi présentée pour le coefficient de dilatation thermique longitudinal sur cette figure. Tabaddor [54] propose cette évolution du coefficient de dilatation thermique en fonction de la température en tant que “donnée possible” pour des simulations numériques. Globalement il apparaît que le bois se dilate peu avec la température. Il y a surtout un phénomène de retrait du matériau qui peut être soit associé au départ de l’eau (autour de  $100 \text{ }^\circ\text{C}$ ) soit à la dégradation thermique du matériau à la température de pyrolyse du bois ( $250 \text{ }^\circ\text{C} - 350 \text{ }^\circ\text{C}$ ).

Le coefficient de dilatation thermique est un paramètre primordial pour notre étude afin de retranscrire correctement les déformations d’un vantail en aggloméré de bois. En effet, les déplacements sont alors gouvernés par la température et non par un chargement mécanique extérieur. La littérature fournissant peu d’informations sur ce paramètre en fonction de la température pour le bois massif ou les



produits dérivés du bois, nous avons décidé de mettre en place une campagne d'essais pour mesurer cette donnée sur le panneau d'aggloméré de lin.

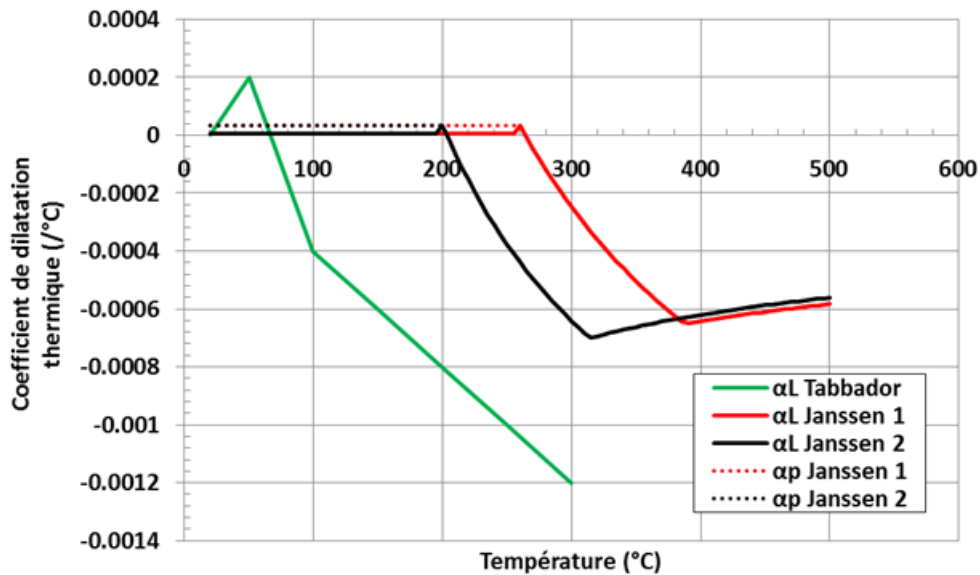


Figure 1.11 – Coefficients de dilatation thermique en fonction de la température [54] [44]

### 1.2.3 Propriétés thermiques du charbon de bois en fonction de la température

A haute température (250 °C -350 °C), le bois se dégrade thermiquement et se transforme en charbon (partie 1.2.1b). La compréhension des propriétés thermiques du bois en fonction de la température nécessite donc l'étude des propriétés thermiques du charbon.

Dans la littérature, peu de données à hautes températures pour le charbon de bois sont disponibles. Les mesures sont généralement effectuées à 20 °C et une loi des mélanges est utilisée pour calculer les propriétés d'un matériau global en prenant en compte les proportions de bois et de charbon de bois [55]. Ce manque de documentation peut en partie s'expliquer par la faible résistance mécanique du charbon qui rend plus difficile sa caractérisation. Une mesure à froid est aussi difficile car le retrait volumique et la fissuration lors du refroidissement de l'échantillon engendrent des instabilités dimensionnelles [56].

Les propriétés thermiques du charbon dépendent fortement des conditions initiales de formation du charbon (matière première, état de pyrolyse, taux d'oxygène, etc). Ces conditions ont un impact sur la masse volumique, la porosité, la conductivité thermique et la chaleur spécifique du charbon final. De plus, les propriétés thermiques à chaud du charbon sont probablement dépendantes de la température. On considère généralement que le bois est entièrement transformé en charbon lorsque sa masse volumique ne varie plus.

#### a) Conductivité thermique du charbon de bois

Hankalin [57] a effectué un état de l'art de la conductivité thermique du charbon de bois en fonction de la température. Il cite ainsi les travaux de Gupta, Brown et Gronli [58][56][59]. Gupta [58] utilise

un appareil de type Fitch <sup>7</sup> pour mesurer cette conductivité thermique du charbon issu de résineux nord américains. D'après lui, elle augmente linéairement de 0,0946 W/m.K à 0,1156 W/m.K pour une augmentation de la température de 37 °C à 68 °C. Brown [56], qui utilise un procédé différent, a mesuré la conductivité thermique d'un charbon de bois de 550 °C à 600 °C. Les résultats montrent que la conductivité thermique serait trois fois plus importante à ces températures qu'à 20 °C et environ deux fois plus élevée que la conductivité thermique initiale du bois.

Hankalin [57] a réalisé des mesures de conductivité thermique sur du charbon de bois (pin finnois) entre 36 °C et 91 °C en utilisant lui aussi un appareil de type Fitch. Il observe une augmentation de l'ordre de 10 % sur cette plage de température. Gupta [58] a mesuré une augmentation de 22 % sur une plage de température plus réduite (37 °C - 68 °C). Les conductivités thermiques du charbon de bois issu du pin, mesurées par Hankalin à 36 °C, sont de 0,125 W/m.K dans la direction longitudinale pour une masse volumique du bois de 360 kg/m<sup>3</sup> et 0,098 W/m.K la direction radiale pour une masse volumique du bois de 240 kg/m<sup>3</sup>.

Sur la base de ses propres recherches et d'après des mesures réalisées à l'Université de Tampere, Hankalin propose une évolution de la conductivité thermique représentée en figure 1.12. Il propose ainsi d'augmenter linéairement la conductivité thermique du charbon de bois au dessus de 390 °C.

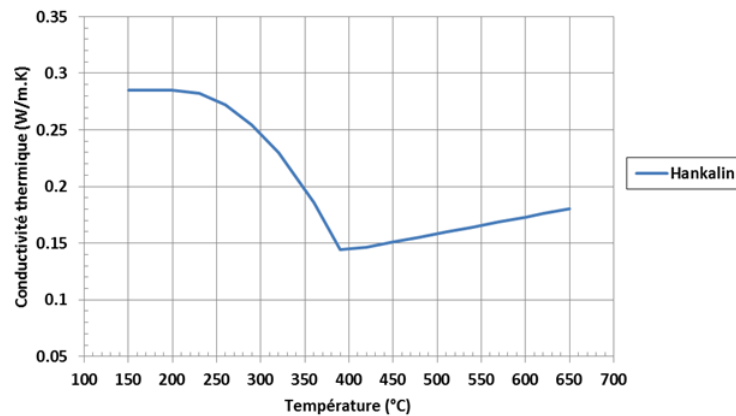


Figure 1.12 – Évolution de la conductivité thermique du charbon de bois en fonction de la température [57]

### b) Chaleur spécifique du charbon de bois

Koufopoulos [60] propose une évolution de la chaleur spécifique entre 20 °C et 800 °C décrite par l'équation 1.20.

$$C_{p,c} = 1,0032 + 2,09 \cdot 10^{-3}(T - 273) \text{ (kJ/kg.K)}, T \text{ en K} \quad (1.20)$$

Une évolution de la chaleur spécifique du charbon de bois, proposée par Fredlund (1998) (et reprise par [61]), est calculée d'après l'équation 1.21.

$$C_{p,c} = 1,43 + 0,355 \cdot 10^{-3}T - \frac{7,32 \cdot 10^4}{T^2} \text{ (kJ/kg.K)}, T \text{ en K} \quad (1.21)$$

7. L'échantillon étudié est placé entre deux éléments en cuivre dont l'un est chauffé. Un thermocouple mesure la température au niveau de la zone de contact entre l'échantillon et le second élément en cuivre afin de remonter à la conductivité thermique de l'échantillon.

Gupta [58] propose une équation de la chaleur spécifique pour du charbon de bois issu de l'écorce des résineux nord américains décrite par l'équation 1.22.

$$C_{p,c} = -795,28 \cdot 10^{-3} + 5,98 \cdot 10^{-3}T - 3,8 \cdot 10^{-6}T^2 \text{ (kJ/kg.K)}, T \text{ en K} \quad (1.22)$$

Ces trois expressions sont représentées sur la figure 1.13. Dans les trois cas, nous remarquons que la chaleur spécifique du charbon de bois augmente avec la température. Les modèles proposent une augmentation de 2,5 à 3 fois la valeur initiale entre 20 °C et 800 °C.

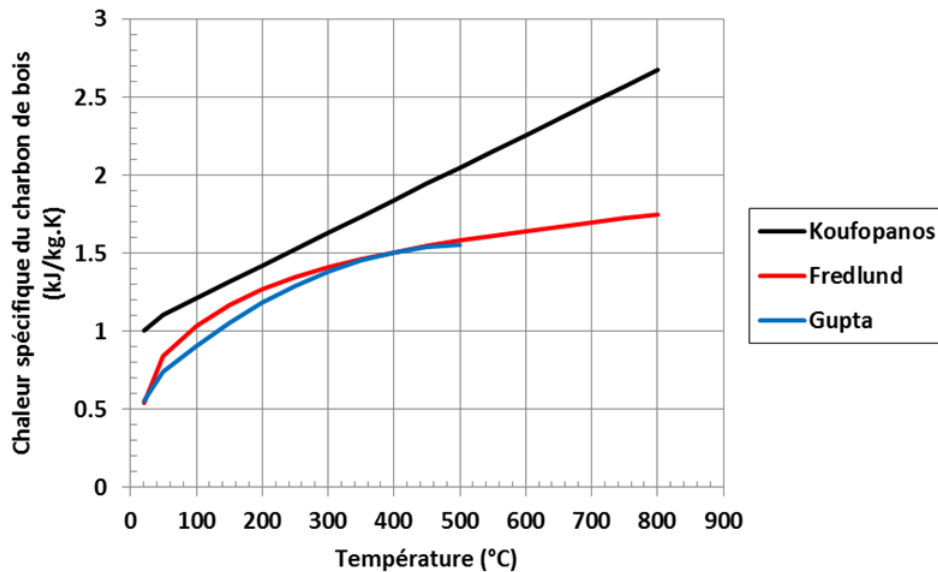


Figure 1.13 – Évolution de la chaleur spécifique du charbon de bois en fonction de la température [60] [61] [58].

### 1.2.4 Propriétés mécaniques du bois à haute température

Les propriétés mécaniques des matériaux cellulosiques à température ambiante sont relativement bien connues, ce qui n'est pas forcément le cas lors d'une augmentation de la température.

La connaissance de l'évolution des propriétés mécaniques du bois en fonction de la température est nécessaire pour retranscrire le comportement thermomécanique du matériau lors d'un essai de résistance au feu. Une bonne compréhension de ces lois de comportement doit permettre de simuler les déplacements d'un produit lors d'un essai en laboratoire. Il sera alors possible de calculer les déformations et les contraintes engendrées par une agression thermique au sein du matériau cellullosique.

Dans cette partie, nous présentons tout d'abord brièvement les propriétés mécaniques du bois et des produits dérivés du bois à température ambiante. Par la suite, un état de l'art des propriétés mécaniques du bois en fonction de la température est abordé. Nous nous intéressons aux caractéristiques mécaniques suivantes : le module d'élasticité en compression et en traction ainsi que la limite d'élasticité. Au préalable, nous rappelons la matrice de rigidité caractérisant le comportement thermoélastique du bois.

Seules des références portant sur du bois massif sont décrites en fonction de la température. En effet, il existe peu ou pas d'informations sur la variation des propriétés mécaniques de produits dérivés du bois, ceux-ci n'ayant pas de fonction structurelle, ils ont fait l'objet de peu d'études de caractérisation à haute température.

### a) Loi de comportement thermoélastique

Les propriétés élastiques du bois caractérisent la capacité du matériau à se déformer sans endommagement de sa structure interne, sous l'action d'une contrainte mécanique ou thermique.

Le bois est considéré comme un matériau orthotrope possédant une symétrie cylindrique [23]. Dans ce cadre, nous trouvons donc douze constantes élastiques différentes, à savoir trois modules d'élasticité  $E_x$ ,  $E_y$  et  $E_z$ , trois modules de cisaillement  $G_{xy}$ ,  $G_{xz}$ ,  $G_{yz}$  et six coefficients de Poisson  $\nu_{xy}$ ,  $\nu_{xz}$ ,  $\nu_{yx}$ ,  $\nu_{yz}$ ,  $\nu_{zx}$  et  $\nu_{zy}$ .

La matrice de rigidité permettant de relier les contraintes et les déformations du bois est traduite par la loi de Hooke généralisée donnée par l'équation 1.23.

$$\begin{bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{zz} \\ \sigma_{xy} \\ \sigma_{xz} \\ \sigma_{yz} \end{bmatrix} = \Delta \begin{bmatrix} \frac{1-\nu_{yz}\nu_{zy}}{E_y E_z} & & & & & & \\ \frac{\nu_{yx}+\nu_{yz}\nu_{zx}}{E_y E_z} & \frac{1-\nu_{zx}\nu_{xz}}{E_x E_z} & & & & & \\ \frac{\nu_{zx}+\nu_{zy}\nu_{yx}}{E_y E_z} & \frac{\nu_{zy}+\nu_{xy}\nu_{zx}}{E_x E_z} & \frac{1-\nu_{yz}\nu_{xy}}{E_y E_x} & & & & \\ 0 & 0 & 0 & G_{xy} & & & \\ 0 & 0 & 0 & 0 & G_{xz} & & \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & G_{yz} & \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_{xx} - \alpha_x \Delta T \\ \varepsilon_{yy} - \alpha_y \Delta T \\ \varepsilon_{zz} - \alpha_z \Delta T \\ \gamma_{xy} \\ \gamma_{xz} \\ \gamma_{yz} \end{bmatrix} \quad (1.23)$$

avec  $\Delta = \frac{E_x E_y E_z}{1 - \nu_{xy}\nu_{yx} - \nu_{yz}\nu_{zy} - \nu_{xz}\nu_{zx} - 2\nu_{zy}\nu_{xz}\nu_{yx}}$  et  $\gamma_{ij} = 2\varepsilon_{ij}$

Avec

- $\sigma_{xx}$ ,  $\sigma_{yy}$  et  $\sigma_{zz}$  les contraintes normales selon les trois directions (MPa),
- $\sigma_{xy}$ ,  $\sigma_{xz}$  et  $\sigma_{yz}$  les contraintes de cisaillement selon les trois directions (MPa),
- $E_x$ ,  $E_y$  et  $E_z$  les modules d'élasticité selon les trois directions (MPa),
- $G_{xy}$ ,  $G_{xz}$  et  $G_{yz}$  les modules de cisaillement selon les trois plans (MPa),
- $\nu_{xy}$ ,  $\nu_{xz}$ ,  $\nu_{yx}$ ,  $\nu_{yz}$ ,  $\nu_{zx}$  et  $\nu_{zy}$  les coefficients de Poisson (-),
- $\varepsilon_{xx}$ ,  $\varepsilon_{yy}$  et  $\varepsilon_{zz}$  les déformations élastiques dans les trois directions (-),
- $\alpha_x$ ,  $\alpha_y$  et  $\alpha_z$  les coefficients de dilatation thermique ( $1/^\circ\text{C}$ ),
- $\gamma_{xy}$ ,  $\gamma_{xz}$  et  $\gamma_{yz}$  les glissements selon les trois plans de cisaillement (-).

### b) Propriétés élastiques à température ambiante

Les propriétés mécaniques du bois à température ambiante sont largement étudiées dans la littérature. Différents auteurs tels que Guitard [23] et Navi [62] présentent des données pour le bois massif. Il est à noter que les données bibliographiques révèlent une importante variabilité des propriétés mesurées entre les différentes essences ainsi que pour une même essence de bois. Cela traduit entre autres l'hétérogénéité du matériau bois et la sensibilité du résultat au protocole d'essai utilisé.

Guitard [23] présente un état de l'art complet des propriétés élastiques de différentes essences de bois ainsi que des modèles généraux pour les bois feuillus et résineux. Les propriétés élastiques obtenues via ces modèles sont basées sur des valeurs standards, corrigées en fonction de la masse volumique du bois. Les propriétés standards pour les modèles de feuillus et de résineux sont présentées dans le tableau 1.1.

Essence de bois	$E_x$ (MPa)	$E_y$ (MPa)	$E_z$ (MPa)	$\nu_{xy}$	$\nu_{yz}$	$\nu_{xz}$	$G_{xy}$ (MPa)	$G_{xz}$ (MPa)	$G_{yz}$ (MPa)
Feuillus	14400	1810	1030	0,033	0,39	0,67	366	971	1260
Résineux	13100	1000	636	0,020	0,39	0,51	83,6	745	861

TABLEAU 1.1 – Propriétés élastiques standards des bois feuillus et résineux [23].

Les propriétés élastiques des produits dérivés du bois et notamment les panneaux d'aggloméré de bois peuvent fortement varier en fonction du produit étudié. Un panneau d'aggloméré de bois n'aura évidemment pas les mêmes propriétés mécaniques qu'un panneau de fibres à densité moyenne (MDF) généralement plus dense.

Les panneaux de bois doivent répondre à des critères de résistance mécanique dont les exigences sont présentées dans la norme NF-EN-312 [63]. Les essais de caractérisation de ce type de produit sont généralement des essais de flexion (NF-EN-310 [64]) et d'arrachement perpendiculaire aux faces du panneau (NF-EN-319 [65]). La norme NF-EN-312 [63] classe les panneaux suivant différents critères de résistance en fonction de l'usage final du produit (milieu sec, humide, agencements intérieurs, etc.). Le module d'élasticité en flexion exigé varie de 1050 MPa à 3350 MPa avec une résistance à la flexion allant de 5,5 MPa à 22 MPa.

Différents auteurs ont étudié les propriétés mécaniques des panneaux de particules à température ambiante. Nemli [66] a étudié l'impact de différents paramètres de fabrication (humidité, temps de pressage, pourcentage de résine) sur la résistance des panneaux d'aggloméré de bois en flexion trois points. Il détermine un module d'élasticité en flexion allant de 1257 MPa à 1745 MPa et une résistance à la flexion comprise entre 10,3 MPa et 14,0 MPa.

Nous noterons plus particulièrement les travaux de Bucur [67][68] et Najfi [69] qui ont mesuré les différentes constantes élastiques des panneaux de particules via une méthode acoustique<sup>8</sup>. Leurs travaux montrent notamment une importante variation du module d'élasticité dans l'épaisseur du panneau. Celui-ci est 80 % à 90 % plus faible dans la direction perpendiculaire à l'épaisseur du panneau ( $E_z$ ) que dans le plan du panneau ( $E_x$  et  $E_y$ ).

### c) Influence de la température sur le module d'élasticité

La variation du module d'élasticité en fonction de la température a fait l'objet de nombreuses études. Ce paramètre varie fortement avec la température suite à la dégradation thermique de la structure du bois lors de la réaction de pyrolyse.

Schaffer [70] considère que le module d'élasticité du bois sec décroît linéairement avec l'augmentation de la température jusqu'à 200 °C. Selon lui, passé cette température, la réduction du module d'élasticité n'est plus linéaire suite au début de la pyrolyse du bois. La perte de rigidité du bois sec à

8. Mesure de la vitesse de propagation d'une onde au sein du matériau.

290 °C est de l'ordre de 90 %. Il observe un comportement différent pour un bois à 12 % de teneur en eau. Le module d'élasticité décroît de manière similaire au bois sec jusqu'à 180 °C puis, passé cette température, il décroît rapidement jusqu'à atteindre 20 % de sa valeur initiale à 250 °C.

Thomas [37] observe un impact différent de la température sur les propriétés élastiques du bois avec une réduction plus importante sur les propriétés élastiques en compression. Il considère que le module d'élasticité en compression du bois reste constant jusqu'à 60 °C puis qu'il diminue linéairement entre 60 °C et 120 °C pour atteindre 30 % de sa valeur initiale. Il reste ensuite constant jusqu'à 295 °C puis, passé cette température, il diminue jusqu'à être nul à une température de 305 °C.

Nubissie [71] se base sur les travaux de différents auteurs [72] [73]. Il considère que la variation du module d'élasticité du bois en fonction de la température peut être exprimée par une équation simple (équation 1.24) prenant en compte le module d'élasticité du bois à température ambiante  $E_0$ , la température de formation du charbon de bois  $T_{char}$  (300 °C) et la température du bois. Le module d'élasticité du bois diminue ainsi linéairement jusqu'à 60 % de sa valeur initiale entre 20 °C et 250 °C. Passé 250 °C, la réduction du module d'élasticité s'accélère jusqu'à un module d'élasticité nul à 300 °C.

$$E = E_0 \left( 1 - \left( \frac{T - 20}{2T_{char}} \right) \right) \quad (1.24)$$

Östman [74] a caractérisé le module d'élasticité du bois massif (épicéa) en fonction de la teneur en eau (de 0 % à 29 %) et de la température (de 20 °C à 250 °C). Pour cela, les échantillons ont été immergés dans un bain d'huile de silicone dont la température est contrôlée. Les résultats montrent dans un premier temps un adoucissement du matériau avec une augmentation de la teneur en eau. À température constante, une réduction de l'ordre de 25 % est mesurée pour le module d'élasticité entre 0 % et 29 % de teneur en eau. Concernant la variation du module avec la température, il mesure une faible diminution du module d'élasticité jusqu'à 200 °C. À cette température, 75 % de la rigidité initiale du matériau est encore présente. Puis le module atteint 53 % de la valeur initiale à 250 °C.

König et al. [75] effectue un état de l'art de différents travaux portant sur la réduction du module d'élasticité en compression et en traction. Sur la base de cette étude, il considère que le module d'élasticité du bois en fonction de la température peut se traduire par deux modèles bilinéaires permettant de faire la différence entre un bois sollicité en traction ou en compression. Le module d'élasticité en traction diminue ainsi de 50 % à 100 °C puis une seconde réduction linéaire est appliquée entre 100 °C et 300 °C pour atteindre une valeur nulle. Le module d'élasticité en compression diminue lui de 65 % à 100 °C puis la même réduction linéaire que pour le module d'élasticité en traction est appliquée entre 100 °C et 300 °C. Le point de rupture de pente à 100 °C a été déterminé par calibration. Le modèle de réduction proposés par la norme EN-1995-1-2 [6] semble basé sur les travaux de König [75].

Van Zeeland [76] propose un modèle de réduction similaire à König basé sur la comparaison de modèles proposés par différents auteurs et de ses propres simulations. Il propose ainsi un point de rupture là encore à 100 °C mais à 40 % de la valeur initiale du module d'élasticité.

Young [77][78][79] étudie le comportement au feu de cloisons de plâtre à armature en bois. Selon lui, la distinction entre les propriétés mécaniques du bois en traction et compression est importante du fait des températures de dégradation des composants internes du bois. Il considère que la lignine joue le rôle le plus important lors d'une sollicitation en compression tandis que les fibres de cellulose

auront un rôle primordial lors d'une sollicitation en tension. Ces deux composants ne présentant pas les mêmes températures de dégradation thermique, une séparation des modèles est donc nécessaire. Il effectue des mesures du module d'élasticité en compression dans le sens longitudinal des fibres du bois jusqu'à 250 °C, la sollicitation en compression étant plus préjudiciable selon lui pour son cas d'étude. Il détermine ainsi deux comportements différents pour un bois initialement sec et à 12 % de teneur en eau. Les résultats montrent un module d'élasticité du bois sec constant jusqu'à 70 °C puis une première réduction de l'ordre de 10 % entre 70 °C et 110 °C. Il diminue ensuite linéairement pour atteindre 75 % de sa valeur initiale à 200 °C. Passé cette température et jusqu'à 250 °C, une brusque réduction du module apparaît avec seulement 40 % de sa valeur initiale restante. Par extrapolation, on obtient une valeur du module d'élasticité nulle autour de 300 °C.

Concernant le module d'élasticité d'un bois à 12 % de teneur en eau, Young mesure une réduction importante de l'ordre de 70 % entre 20 °C et 100 °C suite au séchage du bois. Passé 100 °C, il considère que le module d'élasticité du bois humide rejoint celui d'un bois sec.

Korkut [80] étudie quant à lui l'évolution des propriétés mécaniques en compression du bois (noisetier) suite à un traitement thermique et à la durée de ce traitement dans le temps. Il applique trois chargements thermiques différents (120 °C, 150 °C et 180 °C) pendant trois durées différentes (2 h, 6 h et 10 h). Peu d'écart sont observés pour une même température de chargement entre 2 h et 6 h d'exposition mais une diminution du module d'élasticité de 10 % à 25 % est visible pour un traitement thermique de 10 h. Il est intéressant de remarquer que la diminution du module d'élasticité obtenue par Korkut pour un bois à 12 % de teneur en eau est proche de celle de Young [78] pour un bois sec.

Les figures 1.14 et 1.15 présentent la comparaison des différents modèles de réduction du module d'élasticité en fonction de la température présentés ci-dessus et les modèles proposés par la norme EN-1995-1-2 [6].

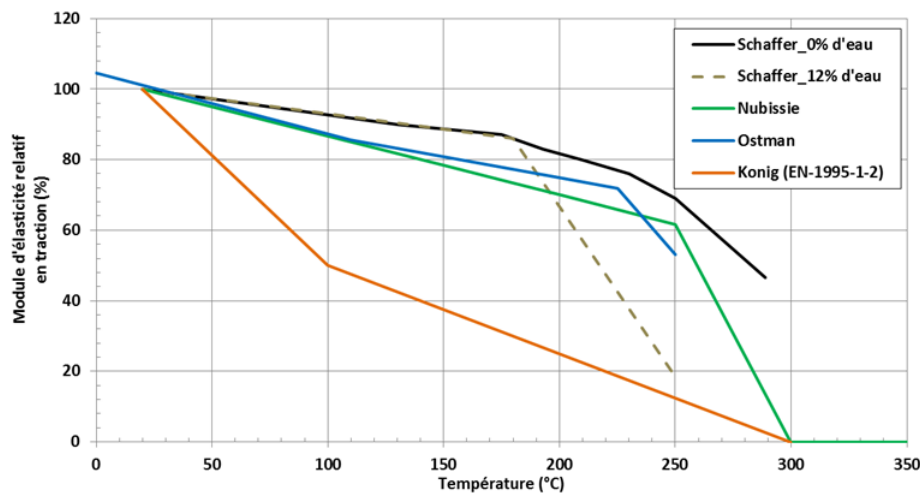


Figure 1.14 – Comparaison des modèles de réduction du module d'élasticité en traction en fonction de la température [81] [71] [74] [75].

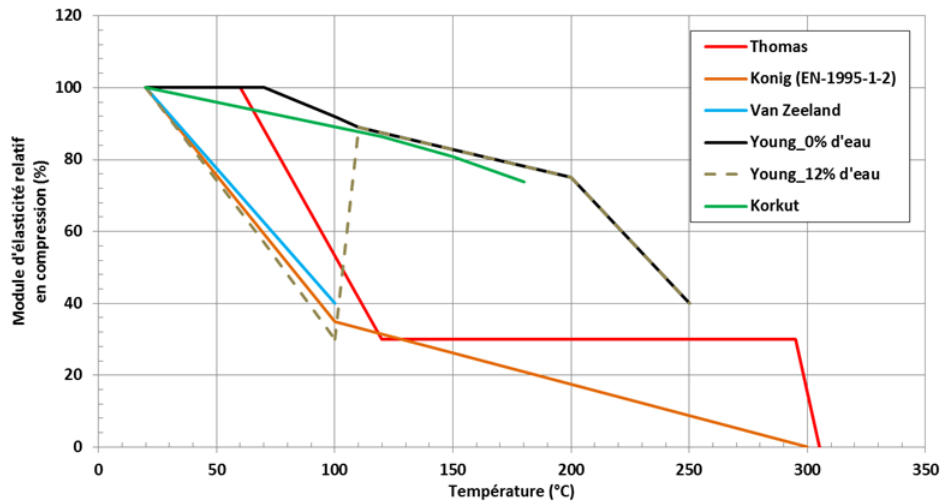


Figure 1.15 – Comparaison des modèles de réduction du module d'élasticité en compression en fonction de la température [37] [75] [76] [77] [80].

D'un point de vue général, il existe une variabilité importante de ces modèles qui s'explique à la fois par le choix des essences de bois, les difficultés à caractériser mécaniquement un matériau cellulosique en température et les différents programmes expérimentaux utilisés par les auteurs. En comparant les courbes de traction et de compression, nous constatons que le module d'élasticité en traction semble moins affecté par la température que le module en compression. Cela fait écho aux conclusions de Young et Clancy [78]. On remarque aussi que le modèle de König apparaît plus pénalisant.

Que ce soit en compression ou en traction, il semble que les auteurs s'accordent néanmoins sur un point : passé 300 °C à 350 °C, la rigidité du matériau peut être considérée comme nulle suite à la formation de charbon de bois.

#### d) Influence de la température sur la résistance en traction / compression

La résistance en traction ou en compression représente la contrainte maximale admissible par un matériau soumis à un chargement mécanique uniaxial. Passé cette contrainte mécanique, le matériau est considéré comme ruiné et il ne satisfait plus sa fonction mécanique.

Différents modèles de résistance mécanique en traction et compression issus de la littérature sont représentés sur les figures 1.16 et 1.17. Nous retrouvons sur ces différents modèles de résistance mécanique une valeur proche de zéro au voisinage de 300 °C. Cette température correspond à un état avancé de carbonisation du bois. À cette température, un certain nombre d'auteurs considèrent que la résistance mécanique du bois est nulle.

Concernant la résistance en traction (figure 1.16), nous remarquons trois tendances de réduction. Une réduction plus ou moins linéaire avec le modèle d'Ostman [74], bilinéaire pour les modèles de Thomas [37] et Schaffer [70] et, dans le cas d'un bois à 12 % de teneur en eau, trilineaire. Dans ce dernier cas, Schaffer émet l'hypothèse que la résistance en traction d'un bois humide rejoint celle d'un bois sec pour une température supérieure à 150 °C faisant suite à une évaporation complète de l'eau.



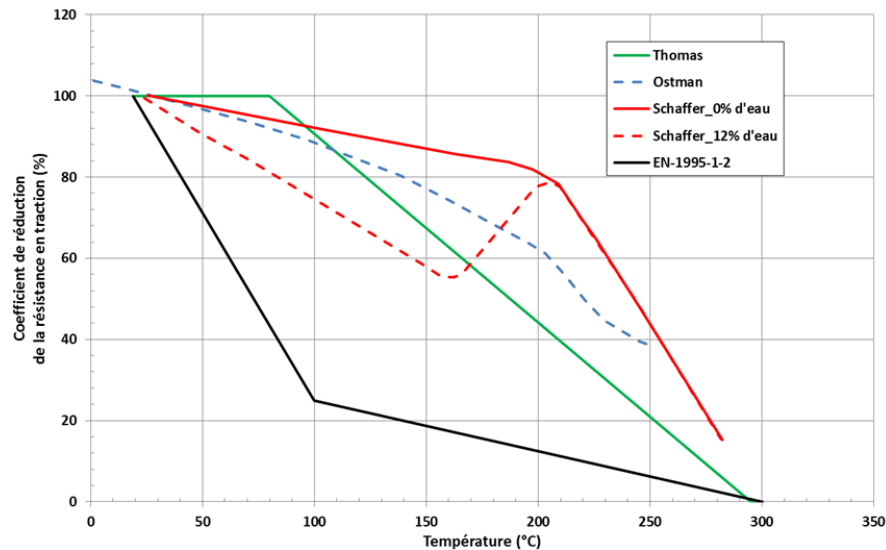


Figure 1.16 – Modèles de réduction de la résistance en traction en fonction de la température [37] [74] [70] [6].

Les modèles de résistance à la compression présentés sur la figure 1.17 montrent des allures variables selon les auteurs.

Kolman [48], Schaffer [70] et Knudson [40] proposent une réduction plus ou moins linéaire de la résistance en compression du bois.

Manriquez [82] propose une réduction de la résistance en compression similaire à Schaffer jusqu'à 100 °C, suivie d'une augmentation de cette résistance vers 150 °C après évaporation de l'eau du bois. Ensuite, la diminution de la résistance mécanique reprend pour atteindre 35 % de la valeur initiale à 230 °C.

Ces différents auteurs s'accordent néanmoins sur une valeur de la résistance en compression de 40 % de la valeur initiale pour une température de 200 °C.

Les autres modèles de compression, présentés sur la figure 1.17, proposent des réductions relatives de la résistance en compression aux allures plus variables. Nous observons néanmoins une différence entre un bois totalement sec et un bois à 12 % de teneur en eau. Les modèles proposés par Young [79], König [75] et Van Zeeland [76] montrent une diminution similaire jusqu'à 100 °C lors de l'évaporation de l'eau. Au-delà de cette température, Young [77] propose d'utiliser la courbe de la résistance en compression d'un bois sec.

Le modèle proposé par Thomas [37] est quant à lui différent des autres. Il considère que la résistance en compression du bois ne diminue pas sur la plage de température allant de 20 °C à 200 °C tant que la température de dégradation thermique de la lignine n'est pas atteinte. Passé cette température, la résistance en compression diminue linéairement pour être nulle à 300 °C.

De même que pour le module d'élasticité (partie 1.2.4 c), la norme EN-1995-1-2 [6] propose des lois d'évolution de la résistance en traction et compression du bois en fonction de la température. Ces modèles sont présentés sur chacune des figures 1.16 et 1.17. Là encore, les modèles proposés par la norme européenne sont basés sur une approche très pénalisante qui ne reflète pas forcément la réa-

lité du matériau, mais permet une approche sécuritaire dans l'évaluation du comportement au feu de structure en bois.

D'un point de vue général, les modèles de réduction de la résistance du matériau bois en fonction de la température présentent une importante variabilité en fonction des différents auteurs. De même que pour le module d'élasticité, nous pouvons expliquer ces fortes variations par l'hétérogénéité du bois et les différents programmes expérimentaux utilisés par les auteurs.

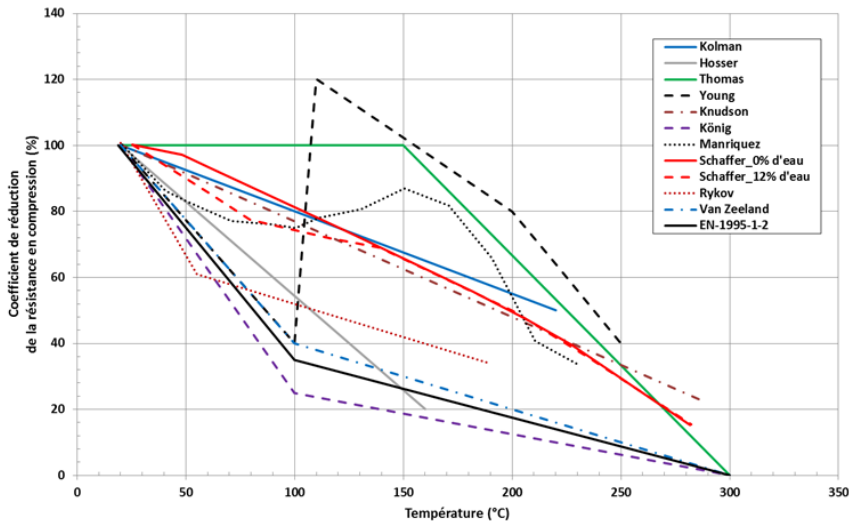


Figure 1.17 – Modèles de réduction de la résistance en compression en fonction de la température [48] [37] [77] [40] [75] [82] [70] [76] [6].

## 1.3 Modélisation de la dégradation thermique du bois

La simulation du comportement thermomécanique d'un matériau cellulosique nécessite la prise en compte de la dégradation thermique du matériau. Il est donc nécessaire de simuler des réactions complexes telles que la vaporisation de l'eau (et le transport de cette dernière au sein du réseau poreux), la pyrolyse du bois et la combustion des gaz de pyrolyse.

Au cours de cette étude bibliographique, les modèles de combustion n'ont pas fait l'objet d'une attention particulière. Néanmoins, un modèle de combustion simplifié des gaz de pyrolyse est pris en compte dans le chapitre 3 section 3.5.2 b).

### 1.3.1 Modèles de transfert de masse

Suite à l'exposition du bois à de hautes températures, un transfert de masse s'opère au sein du réseau poreux du matériau. Ce transfert concerne principalement la migration de l'eau (libre et liée), essentiellement sous sa phase vapeur. On observe ainsi un séchage du matériau, par migration de l'eau vers la frontière exposée à l'élévation de température, et vers les zones plus froides du matériau sous l'effet d'un gradient de pression. La vapeur peut alors se recondenser et augmenter la teneur en eau locale du matériau.

Un grand nombre d'auteurs ont étudié cette problématique de transfert de masse dans le bois notamment pour le séchage de bois structurel et lors de la simulation de la dégradation thermique du bois à haute température. On peut entre autres citer les travaux de Di Blasi [83] et Fredlund [84].

Les modèles de transfert de masse sont basés sur les lois de Darcy (gradient de pression) et Fick (gradient de concentration). Ces modèles permettent de prendre en compte les transferts de la phase liquide et/ou de la phase gazeuse.

Fredlund [84] par exemple, considère que le flux de masse peut être traité par le gradient de pression au sein du matériau. L'auteur utilise un modèle pour simuler le comportement à haute température d'un bois d'épicéa à 14,5 % de teneur en eau initiale, soumis à un flux thermique de 90 kW/m<sup>2</sup>. Les résultats obtenus sont en bonne concordance avec les températures mesurées et calculées par le modèle ainsi que pour la simulation de la perte de masse de l'échantillon. Néanmoins, ce modèle nécessite un nombre important de paramètres (> 25) dont la variation en fonction de la température n'est pas forcément connue ou facilement mesurable.

Di Blasi [83] étudie le séchage de particules de bois à haute température. Le modèle de transfert de chaleur et de masse proposé prend en compte les transferts des phases liquides (eaux libre et liée) et gazeuses (vapeur d'eau). Les flux de masse sont calculés en fonction de la loi de Darcy.

Son modèle est complexe et nécessite un nombre élevé de paramètres d'entrée en fonction de la température : la porosité du matériau, la pression de vapeur, la tension de surface, les perméabilités liquide et gazeuse et les coefficients de diffusion de l'eau liée et de la vapeur d'eau. Certains auteurs proposent des lois d'évolution de ces propriétés en fonction de la température mais des données précises basées sur des résultats expérimentaux sont rares et difficilement reproductibles.

Étant donné le nombre de paramètres nécessaires à un modèle de transfert de masse, il est clair que la prise en compte du transfert de masse des phases liquide et gazeuse dans un matériau cellulosique, lors de la réaction de vaporisation, est un problème très complexe. En plus de décrire correctement le transfert de chaleur au sein du solide, il faut être capable de retranscrire finement les transferts de masse des différentes phases. En effet, ils auront un impact direct sur le transfert de chaleur, notamment lors de la phase de séchage du matériau cellulosique.

Au vue de la complexité des modèles de transfert de masse, il a été décidé de ne pas prendre en compte ces phénomènes lors de la simulation d'un transfert thermique. Les impacts dus à la vaporisation de l'eau du bois seront uniquement pris en compte en termes d'énergie consommée par la réaction.

### 1.3.2 Modèles de dégradation thermique (pyrolyse)

Les réactions de dégradation du bois sont des réactions thermo-activées qui produisent des sources de chaleur modifiant le transfert thermique. Ces sources de chaleur s'expriment en fonction du degré d'avancement de la perte de masse. Leurs cinétiques sont généralement modélisées par des lois d'Arrhenius (voir partie 3.2). Les cinétiques  $k_i$  (/s) de ces réactions sont exprimées par l'équation 1.25 où  $A_i$  représente le facteur pré-exponentiel (ou facteur de fréquence) prenant en compte la fréquence d'occurrence de la réaction (/s),  $E_i$  l'énergie d'activation de la réaction (J/mol), soit l'énergie à apporter au système pour que la réaction ait lieu,  $R$  la constante des gaz parfaits (8,314 J/mol.K) et  $T$  la température (K).

$$k_i = A_i \cdot \exp\left(\frac{-E_i}{RT}\right) \quad (1.25)$$

Des modèles plus ou moins complexes de pyrolyse du bois à haute température sont disponibles dans la littérature [85] [33] [55][86][87].

Les modèles, dit “fins”, [85] [86] tendent à considérer la dégradation thermique du bois à l'échelle moléculaire. Ils prennent en compte la dégradation thermique, successive ou en parallèle, des différents composés du bois (cellulose, hémicellulose et lignine), chaque composé pouvant être dégradé à la suite d'une ou plusieurs réactions.

Un modèle basé sur l'étude de différents auteurs est présenté par Park [86] (figure 1.18 A). Ce modèle analyse la dégradation du bois en considérant la pyrolyse séparée de ses trois principaux composants. L'objectif est de prendre en compte la particularité de chaque composant lors de sa dégradation thermique et le fait qu'ils se dégradent à des températures différentes.

Le modèle considère ainsi que l'hémicellulose se dégrade suivant une réaction en deux étapes. Il y a d'abord formation de gaz et d'un solide intermédiaire, puis le solide intermédiaire se décompose à son tour en gaz et charbon de bois.

La décomposition de la cellulose est simulée à l'aide de deux réactions parallèles. Les mêmes paramètres cinétiques sont utilisés pour ces réactions, les deux types de cellulose étant séparés en fonction de leur fraction massique initiale. La décomposition de ces deux types de cellulose entraîne la formation de gaz de pyrolyse et de charbon de bois.

La lignine est quant à elle dégradée selon une réaction unique pour former à son tour des gaz de pyrolyse et du charbon de bois.

Les paramètres cinétiques utilisés par l'auteur pour ce modèle sont issus de la littérature et notamment d'essais en atmosphère inerte (sans combustion).

Un modèle de pyrolyse similaire prenant en compte la dégradation séparée de l'hémicellulose, de la cellulose et de la lignine est proposé par Orfao [88].

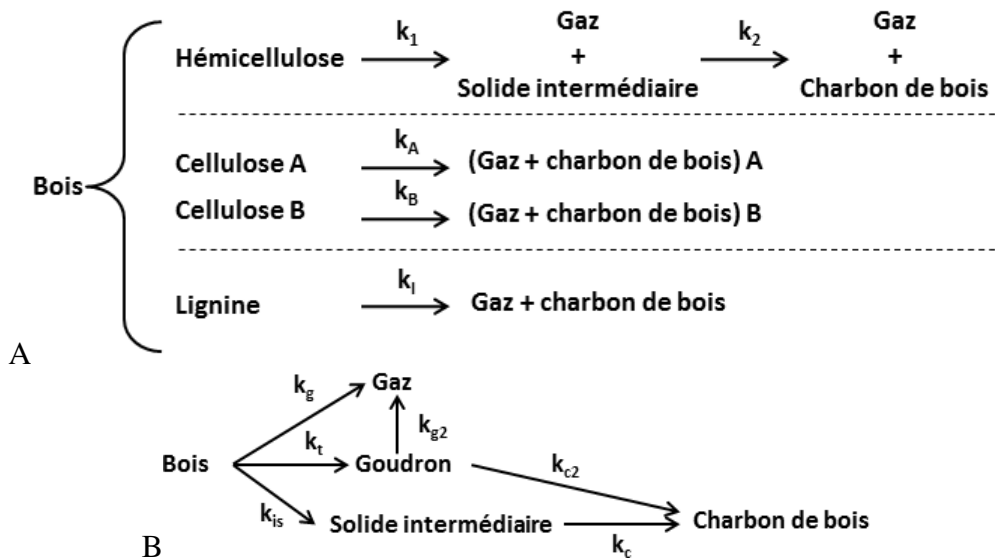


Figure 1.18 – Exemple de modèles de dégradation thermique présentés par Park [86].

Après l'étude de modèles de pyrolyse prenant en compte jusqu'à cinq réactions de dégradation thermique, Park [86] propose son propre modèle de pyrolyse du bois basé sur six réactions de dégradation

thermique parallèles et successives, présenté sur la figure 1.18 (B). La dégradation thermique du bois débute en premier lieu par trois réactions parallèles. Le bois se transforme en un solide intermédiaire et du goudron avec un dégagement de gaz de pyrolyse. Le goudron subit par la suite deux autres réactions pour former d'autres gaz de pyrolyse et du charbon de bois tandis que le solide intermédiaire subit une dernière réaction pour former lui aussi du charbon de bois.

Des modèles plus simples sont aussi disponibles dans la littérature. Ces modèles assimilent la dégradation thermique du bois à celle de son composant majoritaire à savoir la cellulose. On trouve néanmoins des modèles de dégradation thermique de la cellulose très variés, pouvant aller d'une réaction unique jusqu'au cumul de cinq réactions de dégradation thermique.

Di Blasi [85] considère que le bois se dégrade en trois produits principaux (du goudron, du charbon de bois et des gaz de pyrolyse) via trois réactions primaires. Par la suite, une partie du goudron subit une seconde pyrolyse et se décompose en gaz et en charbon de bois à l'aide de deux réactions différentes. Son modèle est présenté sur la figure 1.19.

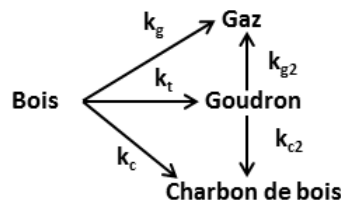


Figure 1.19 – Modèle de dégradation thermique proposé par Di Blasi [85].

Afin de simuler les cinétiques de dégradation thermique de ces différents modèles thermiques, les paramètres des lois d'Arrhenius sont nécessaires. Il est possible de les déterminer à l'aide d'une analyse thermogravimétrique (ATG) qui consiste à mesurer la variation de perte de masse d'un échantillon en fonction du temps pour une vitesse d'échauffement donnée. Plus les réactions considérées dans le modèle thermique seront fines et complexes, plus il y aura de paramètres à déterminer. Selon les modèles considérés, il faudra notamment être capable de séparer les différents composants du bois pour pouvoir les tester, or la pyrolyse des constituants séparés ne donnera pas les mêmes paramètres cinétiques que celle du composé global.

Il existe un grand nombre de données sur ces paramètres d'Arrhenius dans la littérature [85] [33] [25] [86]. Les différentes sources sont caractérisées par une très forte variation des données présentées. Cela s'explique par la forte dépendance des paramètres cinétiques vis-à-vis du programme expérimental. Les conditions de chargement thermique (vitesse de chauffe, convection, rayonnement, atmosphère) ainsi que l'échantillon (dimensions, essence) influencent fortement les valeurs des paramètres cinétiques.

D'après Rousset [25], les énergies d'activation varient de 90 à 297 kJ/mol pour la cellulose, de 125 à 260 kJ/mol pour l'hémicellulose et de 18 à 124 kJ/mol pour la lignine. L'énergie d'activation du bois, lorsqu'il est considéré dans son ensemble, est généralement comprise sur la plage d'énergie de la cellulose. La plage de variation du facteur pré-exponentiel est encore plus importante et peut être comprise entre  $1,1 \cdot 10^5$  et  $2,3 \cdot 10^{24}$  /s.

D'un point de vue général, il semble que les modèles "fins", qui prennent en compte la dégradation thermique de chaque composé de manière séparée, ne permettent pas forcément de reproduire les

mesures expérimentales. Les auteurs tendent à conclure que la dégradation thermique des composés “purs” est différente de celle du bois massif du fait des interactions internes entre les composés. Un modèle de pyrolyse basé sur la dégradation thermique du bois dans son ensemble (ou modèle cellulosique) est plus adapté à la description de la dégradation thermique des matériaux cellulosiques à l’état macroscopique. Ce type de modèle demande généralement un nombre moins important de paramètres d’entrée pour décrire la dégradation thermique du matériau et permet de retranscrire correctement un transfert thermique.

### **1.3.3 Modèle de séchage**

De même que pour la pyrolyse du bois, il est possible de simuler le séchage du bois à l’aide d’une loi d’Arrhenius. La vaporisation de l’eau du bois peut ainsi être simulée en utilisant une énergie d’activation de 88 kJ/mol et un facteur pré-exponentiel de  $5,6 \cdot 10^8$  /s [89]. Dans une certaine mesure, d’autres couples de paramètres ( $E_i$ ,  $A_i$ ) peuvent être déterminés afin d’activer la réaction de vaporisation à la température souhaitée, soit autour de 100 °C dans des conditions de pression proches de l’atmosphère ambiante.

## **1.4 Bilan de l’étude bibliographique et orientation des travaux**

Dans ce chapitre, nous avons pu faire le point sur une partie des connaissances disponibles dans la littérature sur le comportement du bois à haute température. Les propriétés thermiques et mécaniques du bois à température ambiante ainsi que leurs évolutions en fonction de la température ont été abordées. Nous avons aussi cherché à identifier les différents phénomènes de la dégradation thermique de matériaux cellulosiques qui doivent être pris en compte lors de la simulation numérique pour retranscrire le comportement thermomécanique de matériaux cellulosiques.

La littérature présente un grand nombre de données sur le comportement et la modélisation du bois massif à haute température. Les produits dérivés du bois font en revanche l’objet de très peu d’études. Peu ou pas d’informations sont disponibles sur leurs comportements thermique et mécanique à haute température.

### **1.4.1 Données expérimentales**

L’état de l’art effectué dans ce chapitre sur les propriétés physiques et mécaniques du bois en fonction de la température montre qu’il existe à la fois une absence de consensus et un manque important de données expérimentales. Or ces paramètres sont nécessaires à la mise en place de modèles de simulation pour prendre en compte les transferts de chaleur et de masse ainsi que pour modéliser le comportement mécanique du matériau.

D’autre part, les recherches bibliographiques effectuées au cours de cette thèse mettent en lumière le peu d’informations concernant les produits dérivés du bois. En effet, ces produits n’ayant pas une fonction structurelle dans l’industrie du bâtiment, leur comportement a fait l’objet de peu d’études en fonction de la température. De plus, la nature hétérogène et combustible des matériaux cellulosiques rend difficile la mesure de leurs propriétés physiques et mécaniques à haute température.

Nous noterons en particulier que le coefficient de dilatation thermique du bois a été peu étudié à haute

température. Beaucoup d’auteurs tendent à négliger son impact pour de faibles variations de température devant les variations dimensionnelles dues au séchage du bois [48][73]. Dans le cas de forts gradients thermiques, certains auteurs [77][90] considèrent que les déformations mécaniques induites par un chargement thermique sont négligeables devant les déformations mécaniques dues au chargement mécanique. Ces hypothèses ne sont pas valables dans le cas d’un bloc-porte en bois exposé au feu. En effet, le vantail du bloc-porte est uniquement soumis à son propre poids et à un chargement thermique. Ce sont donc essentiellement les déformations mécaniques induites par le chargement thermique qui engendreront les déplacements du vantail. La connaissance de la variation du coefficient de dilatation thermique en fonction de la température est donc nécessaire à la simulation thermomécanique du bloc-porte en bois.

Cette étude bibliographique montre la nécessité de caractériser le matériau étudié, à savoir de l’aggloméré de lin utilisé dans la fabrication de blocs-portes en bois coupe-feu. La caractérisation du matériau doit passer par l’étude des propriétés physiques et mécaniques sur l’ensemble de la plage de températures d’intérêt, soit de 20 °C à 350 °C (température de pyrolyse du matériau). Au delà, les propriétés du charbon de bois seront utilisées.

Un programme expérimental, destiné à mesurer les propriétés physiques et mécaniques nécessaires à la modélisation, a donc été mis en place pour ce projet. Le chapitre 2 de ce document présente les essais développés et les principaux résultats obtenus.

## 1.4.2 Modèle numérique

La modélisation multi-physique permet de prendre en compte des phénomènes ayant lieu au sein du système étudié afin de prédire son comportement sous un chargement thermomécanique, l’objectif étant de simuler le comportement du système à l’échelle microscopique pour remonter à son comportement macroscopique.

Concernant la problématique des matériaux cellulosiques à haute température, la modélisation consiste à prendre en compte les réactions de vaporisation et de dégradations thermiques (pyrolyse et combustion des gaz de pyrolyse), les transferts de masse des phases liquide et gazeuse ainsi que la variation des propriétés thermiques et mécaniques en fonction de l’avancement des réactions de vaporisation et de dégradation thermique.

Nous avons mis en évidence dans ce chapitre que les modèles de simulation du comportement thermomécanique du bois en fonction de la température sont complexes. Un grand nombre de paramètres est nécessaire à la description des différents phénomènes physiques et mécaniques. Cela est d’autant plus vrai quand il s’agit d’utiliser un modèle de transfert de masse couplé au transfert de chaleur. Différents auteurs ont montré que la simulation séparée de certains phénomènes ne conduit pas forcément à de meilleurs résultats, au contraire. C’est par exemple le cas de la simulation de la pyrolyse du bois (partie 1.31.3.2). Le comportement pyrolytique des composés “purs” du bois est ainsi différent de celui du bois massif. À cela s’ajoute le manque de données empiriques nécessaires au fonctionnement des modèles numériques (partie 1.4.1).

Étant donné les difficultés importantes rencontrées lors de la simulation du comportement multi-physique de matériaux cellulosiques à haute température, nous ferons le choix de nous orienter vers le développement d’un modèle simplifié, plus facile à mettre en place dans un contexte d’ingénierie (notamment grâce à un nombre limité de paramètres).

Le tableau 1.2 résume les paramètres nécessaires à cette modélisation.

	Eau	Bois	Charbon de bois
Propriétés thermiques	$\lambda_i^T, Cp_i^T, \rho_i^T$		
Réaction de dégradation	$E_i, A_i, Hr_i^*$		-
Conditions initiales / finales	% initial	-	% final
Propriétés mécaniques	-	$E_{x,y,z}^T, \nu^T$	

\* $Hr_i$  représente les énergies de réaction de vaporisation et de pyrolyse (J/kg)

TABLEAU 1.2 – Paramètres nécessaires à la modélisation du comportement thermomécanique d’un matériau cellulosique.

### 1.4.3 Développement d’un modèle numérique tourné vers l’ingénierie

Le modèle développé dans ces travaux a pour objectif de simuler le comportement thermomécanique d’un matériau cellulosique lors d’un essai de résistance au feu dans le but de fournir un outil d’analyse de performance au feu aux industriels du secteur de la construction. L’objectif de ce modèle numérique est donc d’apporter une réponse sur un cas d’étude défini. Il est donc nécessaire de développer un modèle numérique permettant de prendre en compte les phénomènes principaux de la dégradation thermique d’un matériau cellulosique tout en restant simple et applicable en étude.

Le choix du modèle numérique doit être adapté à ce que nous souhaitons simuler et aux informations dont nous disposons. Cela passe, entre autres, par le choix d’une échelle de simulation adaptée. Le bois est un matériau composite complexe dont les propriétés macroscopiques dépendent de sa structure microscopique. Néanmoins, nous avons constaté que les propriétés mesurées à l’échelle macroscopique du matériau permettent de décrire son comportement macroscopique. De plus, nous avons vu qu’il existe un manque important de données sur les propriétés thermomécaniques des matériaux cellulosiques en fonction de la température. Il sera donc difficile de renseigner les paramètres nécessaires au fonctionnement d’un modèle de dégradation thermique et d’un transfert de masse trop complexe.

Nous avons donc décidé, sur la base de ces constats, de développer un modèle numérique simplifié permettant de simuler le comportement thermomécanique de matériaux cellulosiques [24]. Le modèle thermique est basé sur l’utilisation de deux lois d’Arrhenius afin de simuler les réactions de vaporisation de l’eau ( $k_e$ ) et de pyrolyse du bois ( $k_b$ ). Ce modèle thermique est présenté sur la figure 1.20. Vu la difficulté de mettre en place un modèle de transfert de masse et en raison du manque de données à haute température, il a été décidé de ne pas prendre en compte ce phénomène dans un premier temps. Nous sommes en revanche conscients que cela peut jouer sur la qualité de nos résultats de simulation, aspect qui sera discuté plus loin dans le document. Les propriétés thermiques des matériaux cellulosiques étant fortement impactées par la température, il a été décidé de les coupler à l’avancement des réactions de vaporisation et de dégradation thermique.

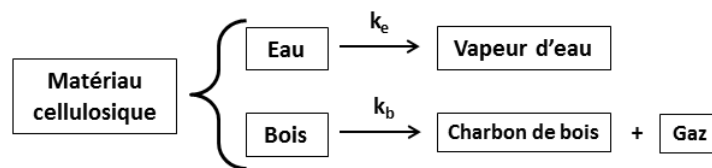


Figure 1.20 – Modèle de dégradation thermique utilisé [24].



Un couplage thermomécanique faible est développé dans cette étude. En effet, le transfert thermique impacte sur le comportement mécanique mais l'inverse n'est pas vrai. Le modèle mécanique est choisi de manière à prendre en compte les particularités des matériaux cellulosiques (modèle orthotrope), notamment les différences de rigidité et de dilatation thermique dans le plan et hors plan d'un panneau d'aggloméré. La variation d'une partie des propriétés mécaniques est couplée à l'avancement de la pyrolyse du matériau. Cela permet de prendre en compte la réduction de la rigidité du matériau lors de sa dégradation thermique.

Enfin, les différents modèles développés dans ce projet seront alimentés par des données issues de programmes expérimentaux pour mesurer les propriétés thermiques et mécaniques d'un aggloméré de lin utilisé dans la fabrication de blocs-portes en bois (coupe-feu).



# Chapitre 2

## Caractérisation expérimentale des matériaux cellulosiques étudiés

### Introduction

Un certain nombre de campagnes expérimentales ont été réalisées dans ce projet. L'objectif général est d'une part de mieux connaître les produits dérivés du bois tels que les panneaux d'aggloméré de bois et d'autre part de mesurer les propriétés du matériau cellulósique nécessaires à la modélisation numérique de son comportement thermomécanique.

Trois types de campagnes expérimentales ont été mis en œuvre : des essais de caractérisation des propriétés thermiques, des essais de caractérisation des propriétés mécaniques et des essais permettant de valider des modèles numériques.

Le matériau caractérisé dans cette étude est un aggloméré de lin utilisé dans la fabrication de blocs-portes en bois coupe-feu. Ce matériau a été fourni par un fabricant de blocs-portes et se présente sous la forme d'un panneau de dimensions 1900 x 900 x 33,5 mm<sup>3</sup>(L x l x ep).

La campagne de mesure des propriétés thermiques a pour objectif de déterminer la température de pyrolyse de l'aggloméré de lin et les propriétés thermiques nécessaires à la simulation d'un transfert thermique. Les propriétés mesurées en fonction de la température sont : la conductivité thermique, la chaleur spécifique et la masse volumique du matériau. Les essais de caractérisation mécanique ont pour objectif d'obtenir les propriétés élastiques et les coefficients de dilatation thermique de l'aggloméré de lin en fonction de la température.

Les essais de validation réalisés lors de ce projet consistent en des essais de transfert thermique et des essais à grande échelle sur un four industriel de résistance au feu. Ils alimenteront une base de données pour la validation des modèles numériques développés dans ce document.

## 2.1 Préparation et conditionnement des corps d'épreuves

### 2.1.1 Dimensionnement des éprouvettes

La validité des mesures lors de la caractérisation d'un matériau passe par un bon dimensionnement des échantillons utilisés. Les panneaux d'aggloméré sont obtenus par pressage de particules de bois aux

dimensions variables. Dans le but de retranscrire le comportement global du matériau lors d'un essai de résistance au feu, il est nécessaire d'être représentatif du matériau à caractériser. Un échantillon d'aggloméré de bois est considéré comme représentatif du matériau lorsque ses dimensions sont au moins 3 à 5 fois plus importantes que la plus grosse hétérogénéité le composant.

Les particules utilisées pour un panneau d'aggloméré de lin ont des dimensions maximales autour de  $15 \times 5 \times 3 \text{ mm}^3$ . L'élaboration des échantillons de caractérisation utilisés lors de ce projet prend en compte ces dimensions de particules.

### a) Éprouvettes de caractérisation des propriétés thermiques

Deux types d'essais de caractérisation des propriétés thermiques ont été réalisés : des essais d'analyse thermogravimétrique (ATG) et des mesures par source transitoire plane (TPS). Ces deux types d'essai sont décrits par la suite dans le document (paragraphe 2.2.1 et 2.2.2).

Les échantillons d'analyse thermogravimétrique sont généralement de très petites dimensions afin de réduire au maximum les gradients thermiques au sein du matériau au cours de l'essai. La masse de ces échantillons varie du milligramme à quelques grammes selon les auteurs [33]. La forme des échantillons est aussi variable allant d'une poudre à de petits cubes de bois.

Dans notre cas, la masse des échantillons est de l'ordre du gramme pour correspondre à la précision de la balance (Ohaus Scout Pro 200g précise à 0,01g). Les dimensions des échantillons sont les suivantes :  $25 \times 25 \times 16,75 \text{ mm}^3$ , ce qui équivaut à une masse allant de 3,51 g à 3,95 g. Une représentation des éprouvettes utilisées pour les essais de perte de masse est présentée sur la figure 2.1 a.

Les échantillons utilisés pour la détermination des propriétés thermiques par mesure TPS doivent prendre en compte deux facteurs : la taille des particules de bois et les dimensions de la sonde de mesure utilisée. Une estimation de la distance  $\Delta p$  (mm) atteinte par l'onde thermique au cours d'un essai TPS est donnée par l'équation 2.1 où  $D$  est la diffusivité thermique du matériau ( $\text{mm}^2/\text{s}$ ) et  $t$  le temps de la mesure (s). Il est possible d'estimer le temps  $t$  nécessaire à la mesure à l'aide de l'équation 2.2 où  $a$  est le diamètre de la sonde de mesure (mm). Une bonne estimation de  $\Delta p$  est nécessaire pour assurer une mesure TPS valable. En effet, l'onde thermique produite ne doit pas sortir des limites de l'échantillon au cours de l'essai.

$$\Delta p = 2 \cdot \sqrt{D \cdot t} \quad (2.1)$$

$$t = a^2/D \quad (2.2)$$

Pour la caractérisation des propriétés thermiques, des sondes Kapton de diamètre 9,719 mm ont été utilisées. Nous pouvons estimer la diffusivité du matériau à l'aide de données bibliographiques et de la masse volumique du matériau ( $\rho = 390 \text{ kg/m}^3$ ;  $\lambda = 0,20 \text{ W/m.K}$ ;  $C_p = 1500 \text{ J/kg.K}$ ). Nous obtenons une diffusivité  $D$  de  $0,34 \text{ mm}^2/\text{s}$  ce qui équivaut à une profondeur atteinte par l'onde thermique de 19,44 mm. Des échantillons de  $50 \times 50 \times 33,5 \text{ mm}^3$  ont été usinés pour ces essais (figure 2.1 b). Ils ont une largeur et une épaisseur suffisantes pour la caractérisation des propriétés thermiques de l'aggloméré de lin.

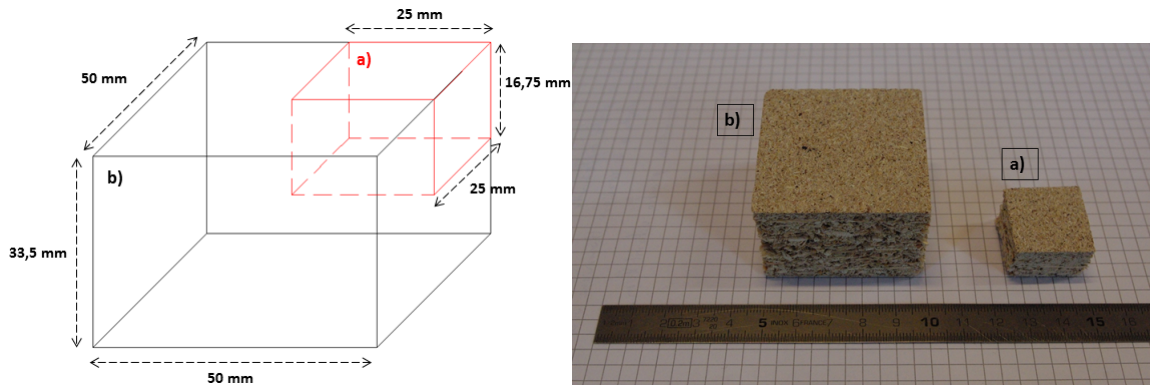


Figure 2.1 – a) Échantillons utilisés pour l’analyse thermogravimétrique, b) échantillons utilisés pour la mesure des propriétés thermiques.

### b) Éprouvettes de caractérisation des propriétés mécaniques

Quatre types d’essais mécaniques ont été réalisés afin de caractériser les modules d’élasticité, les coefficients de Poisson et les coefficients de dilatation thermique. Pour caractériser les propriétés élastiques des panneaux d’aggloméré de lin, des essais de compression dans le plan du panneau et de compression / traction dans l’épaisseur du panneau ont été effectués. Les coefficients de dilatation thermique dans le plan et hors plan ont été mesurés lors d’essais séparés.

Les dimensions des éprouvettes de compression dans le plan du panneau sont de  $150 \times 150 \times 33,5 \text{ mm}^3$  (figure 2.2 a). Ces dimensions ne sont pas normalisées<sup>1</sup> mais elles permettent d’être représentatives du matériau et de réduire l’impact des particules de grandes dimensions. Le choix d’une section carrée de  $150 \times 150 \text{ mm}^2$  permet d’éviter un élancement trop important de l’échantillon pouvant entraîner un phénomène de flambement durant l’essai.

Les échantillons nécessaires à la caractérisation du module d’élasticité et du coefficient de Poisson hors plan du panneau sont basés sur la norme NF-EN-319 [65]. Cette norme donne les exigences pour la caractérisation de la résistance à la traction perpendiculaire aux faces des panneaux de particules. Elle préconise des éprouvettes de dimensions  $50 \times 50 \times \text{épaisseur} \text{ mm}^3$ , soit dans notre cas, pour les panneaux d’aggloméré de lin  $50 \times 50 \times 33,5 \text{ mm}^3$ . Ces échantillons sont utilisés à la fois pour une caractérisation de l’arrachement des faces en traction et pour des essais de compression (figure 2.2 b).

Les éprouvettes utilisées pour la caractérisation des coefficients de dilatation thermique dans le plan et hors plan du panneau d’aggloméré de lin mesurent  $33,5 \times 33,5 \times 33,5 \text{ mm}^3$  (figure 2.2 c). Le choix de ces dimensions a été guidé par la taille des particules des panneaux et la volonté de chauffer le plus uniformément possible les échantillons lors de la mesure du coefficient de dilatation thermique. Il est donc nécessaire d’avoir des échantillons aux dimensions supérieures à celles des plus grosses particules du matériau mais de volume relativement faible pour éviter la présence de gradient thermique lors de l’essai.

1. La norme NF-EN-789 [91] présente les méthodes d’échantillonnage pour des éprouvettes normalisées.

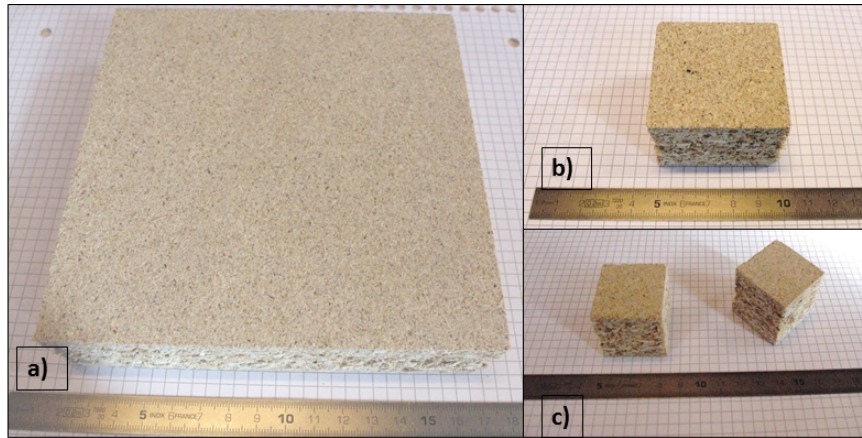


Figure 2.2 – Échantillons de caractérisation mécanique : a) compression dans le plan, b) compression / traction hors plan, c) dilatation thermique dans le plan et hors plan.

### c) Éprouvettes pour les essais de validation

Différentes éprouvettes ont été utilisées pour la validation des méthodologies d'essais ainsi que pour la validation des modèles numériques.

La validation des méthodes de mesure du module d'élasticité et du coefficient de dilatation thermique a été conduite avec des éprouvettes d'aluminium d'alliage 5083 dont la variation des propriétés en fonction de la température est connue<sup>2</sup>. Les dimensions de ces éprouvettes sont de 150 x 60 x 20 mm<sup>3</sup> (figure 2.3 a et b) pour le module d'élasticité et de 33,5 x 33,5 x 33,5 mm<sup>3</sup> pour le coefficient de dilatation thermique (figure 2.3 c). Le module d'élasticité théorique de cet alliage d'aluminium à température ambiante est de 71 GPa. Son coefficient de dilatation thermique  $\alpha$  est constant sur la plage de température 20 °C - 250 °C et est égal à  $25,5 \cdot 10^{-6} / ^\circ\text{C}$ .

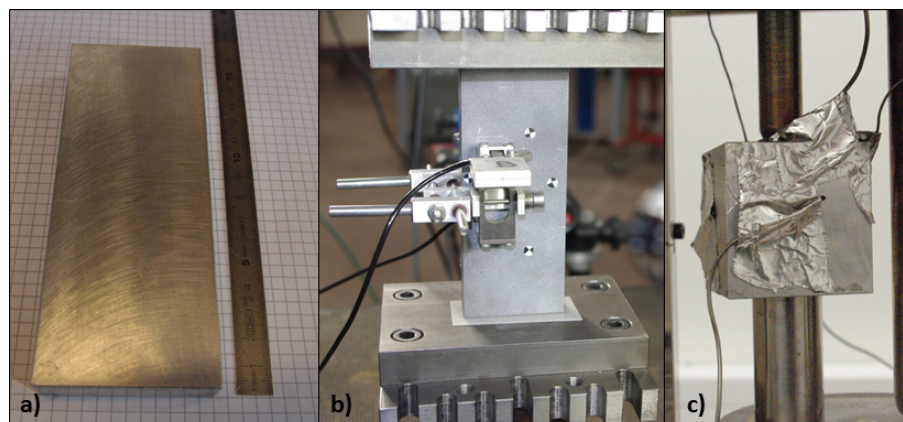


Figure 2.3 – Éprouvettes d'aluminium pour la validation de la mesure du module d'élasticité (a,b) et du coefficient de dilatation thermique (c).

Afin de valider le modèle thermique, des essais de transfert thermique ont été réalisés sur des échantillons d'aggloméré de lin. Pour éviter des effets de bord trop importants lors des essais, des échantillons de dimensions 150 x 150 x 33,5 mm<sup>3</sup> ont été utilisés. La surface de 150 x 150 mm<sup>2</sup> est consi-

2. Données Euralliage : <http://www.euralliage.com/>

dérée comme suffisamment importante pour que la mesure du transfert thermique ne soit pas affectée par des effets de bord (figure 2.4).



Figure 2.4 – Éprouvette d’aggloméré de lin utilisée pour les essais de transfert thermique.

L’essai de validation du modèle thermomécanique est un essai particulier qui fera l’objet de plus de détails dans la section 2.4. Pour cet essai, six panneaux de différents produits dérivés du bois ont été usinés. Les sections exposées de ces panneaux sont toutes équivalentes avec des dimensions de 1000 x 465 mm<sup>2</sup>. L’épaisseur des panneaux varie en fonction du produit comme présenté dans le tableau 2.1. Ces épaisseurs correspondent à celles utilisées dans la mise en œuvre d’un vantail de bloc-porte. La face exposée au feu lors de l’essai est présentée sur la figure 2.5.

Matériau	Épaisseur (mm)	Longueur x largeur (mm <sup>2</sup> )
Aggloméré de bois ignifugé	22	1000 x 465
Aggloméré de lin (x2)	33,5	
Bois massif latté	34	
Aggloméré de bois standard	38	
MDF	40	

TABLEAU 2.1 – Dimensions des panneaux testés.



Figure 2.5 – Éprouvettes de panneaux dérivés du bois pour l’essai de validation du modèle thermomécanique.

## 2.1.2 Teneur en eau

La teneur en eau des échantillons de bois peut avoir un impact sur les différents paramètres mesurés. Il est donc important de contrôler cette variable le plus précisément possible pour permettre une bonne exploitation des résultats expérimentaux et une répétabilité de la mesure. De plus, cette variable doit être prise en compte lors de la simulation numérique.

Pour les essais mécaniques, deux teneurs en eau différentes ont été prises en compte.

Des échantillons ont été testés sous conditions atmosphériques normales soit une humidité relative de l'air de 60 % et une température de 20 °C. Cela équivaut à une teneur en eau des panneaux d'aggloméré de lin de 10 %. La vérification de la teneur en eau des échantillons s'est faite par séchage et pesée sur des échantillons témoins en suivant la norme NF-EN-13183-1 [92]. D'autres échantillons ont été conditionnés dans une étuve pendant sept jours pour être testés à 120 °C. Ils ont donc été testés à une teneur en eau de 0 %.

La mesure des coefficients de dilatation thermique s'est faite à deux teneurs en eau différentes. Des essais à 0 % de teneur en eau ont été réalisés pour mesurer uniquement les déformations thermiques du matériau cellulosique. Ces échantillons ont été conditionnés au minimum une semaine dans une étuve à 103 °C pour être séchés [92]. Cette température est considérée comme trop basse pour détériorer le matériau. La vérification de la teneur en eau des échantillons s'est faite par des pesées successives séparées de 2 heures d'après la norme NF-EN-13183-1 [92]. L'échantillon est considéré comme sec lorsque la variation de sa masse est inférieure à 0,1 % entre deux pesées successives. D'autres échantillons, testés eux à 8 % de teneur en eau, ont été conditionnés à température ambiante durant l'été soit une humidité relative de l'air de 65 % et une température de 25 °C.

Les essais de caractérisation des propriétés thermiques ont été réalisés sur des échantillons dont la teneur en eau était de 10 %. Ces échantillons ont été conditionnés dans une salle climatique dont l'humidité relative de l'air était à 60 % et la température à 20 °C.

Pour les essais d'analyse thermogravimétrique, deux teneurs en eau ont été testées. Des échantillons conditionnés dans une salle climatique avec une humidité relative de l'air de 60 % et une température de 20 °C ont été testés. Ces échantillons ont une teneur en eau de 10 %. Un échantillon conditionné dans une étuve à 60 °C a aussi été testé. L'objectif était de sécher progressivement le matériau à basse température pour ne pas en altérer la composition. Il s'avère après essai que cette température est insuffisante pour sécher complètement le spécimen, la teneur en eau de cet échantillon étant de 6 %.

Les éprouvettes de transfert thermique ont été testées à trois teneurs en eau différentes pour observer l'impact du séchage sur le transfert thermique. Des échantillons à 0 %, 10 % et 14 % de teneur en eau ont ainsi été testés. Les échantillons à 0 % de teneur en eau ont été conditionnés dans une étuve à 103 °C, ceux à 10 % dans des conditions atmosphériques normales (humidité relative de 60 %, température 20 °C) et ceux à 14 % ont été placés dans une chambre climatique à 90 % d'humidité relative et une température de 5 °C. La stabilité de la teneur en eau des échantillons a été vérifiée par pesée d'après la norme NF-EN-13183-1 [92].

Les échantillons de validation du modèle numérique thermomécanique (figure 2.5) ont été testés avec une teneur en eau comprise entre 6 % et 10 % selon les produits. Ils ont été conservés au sec à une humidité relative autour de 80 % et une température de 3 °C en moyenne. Ce conditionnement parti-



culier représente les données atmosphériques de la ville de Metz au mois de décembre 2012 lors de la réalisation de l'essai à échelle 1.

Les teneurs en eau des différents échantillons selon les essais réalisés sont résumées dans le tableau 2.2.

Type d'essai	Teneur en eau (%)	Conditionnement
Propriétés élastiques	10	RH 60 % / T 20 °C
	0	Étuve 120 °C
Coefficient de dilatation thermique	8	RH 65 % / T 25 °C
	0	Étuve 103 °C
Propriétés thermiques (TPS)	10	RH 60 % / T 20 °C
Analyse thermogravimétrique (ATG)	10	RH 60 % / T 20 °C
	6	Étuve 60 °C
Transferts thermiques	0	Étuve 103 °C
	10	RH 60 % / T 20 °C
	14	RH 90 % / T 5 °C
Validation du modèle thermomécanique	6 - 10	RH 80 % / T 3 °C

TABLEAU 2.2 – Teneurs en eau des échantillons testés (RH = humidité relative).

## 2.2 Caractérisation des propriétés thermiques

La caractérisation des propriétés thermiques des panneaux d'aggloméré de lin a pour objectif de mieux comprendre le comportement de ce matériau à haute température. La campagne de caractérisation thermique de l'aggloméré de lin comprend trois essais différents, à savoir une analyse thermogravimétrique, des mesures par source transitoire plane (TPS) et des essais de transfert thermique sur des éprouvettes à différentes humidités.

### 2.2.1 Analyse thermogravimétrique

L'analyse thermogravimétrique (ATG) consiste à mesurer la variation au cours du temps de la masse d'un échantillon de petites dimensions soumis à une élévation de température. Cette mesure permet de quantifier la perte de masse volumique et de déterminer les températures de dégradation thermique d'un composé.



Figure 2.6 – Dispositif de mesure pour une analyse thermogravimétrique, Jordi labs.

Une étude ATG permet, par analyse inverse, en étudiant le taux de perte de masse lors d'un transfert thermique, d'obtenir les constantes cinétiques de la loi d'Arrhenius nécessaires à la retranscription des réactions chimiques subies et qui retranscrivent les mécanismes de dégradation thermique des composants du bois. Ces constantes de réaction peuvent ensuite être utilisées dans un modèle de simulation de la vaporisation de l'eau et de la pyrolyse du bois. Un exemple de résultats d'une étude ATG sur un bois de hêtre est présenté sur la figure 2.7 [33]. Nous observons trois pics successifs du taux de perte de masse correspondant aux réactions de dégradation séparées de l'hémicellulose (560 K), de la cellulose (620 K) et de la lignine (650 K).

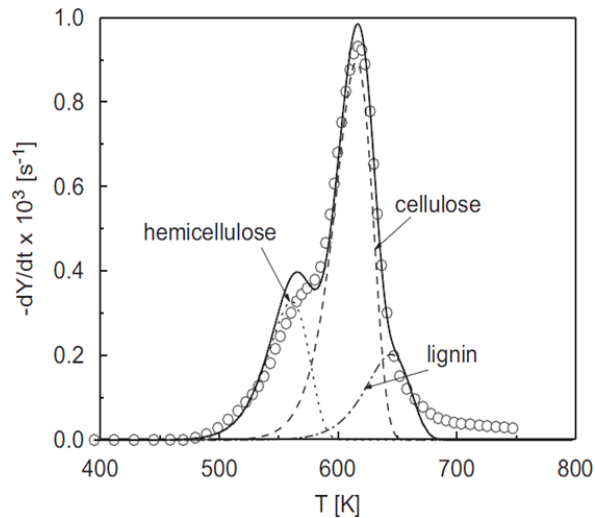


Figure 2.7 – Évolution du taux de perte de masse en fonction de la température des différents constituants pour un bois de hêtre [33].

Des essais d'analyse thermogravimétrique sur des panneaux d'aggloméré de lin sont réalisés dans un four électrique convectif dont la vitesse de montée en température et la température de consigne sont contrôlées. La vitesse de montée en température est de  $1,7 \text{ }^\circ\text{C}/\text{min}$  pour une température objectif de  $600 \text{ }^\circ\text{C}$ . Les échantillons sont placés dans un panier en acier lesté, de masse connue. L'ensemble, échantillon + porte échantillon, est pendu à une balance de mesure (Ohaus Scout Pro 200 g précise à 0,01 g) à l'intérieur du four par un câble en acier dont la masse est prise en compte lors de la mesure. Du fait de la pyrolyse de l'échantillon, la température maximale des gaz atteinte dans le four avant l'arrêt de chaque essai a été de  $320 \text{ }^\circ\text{C}$ . La figure 2.8 présente le matériel utilisé pour ces essais.

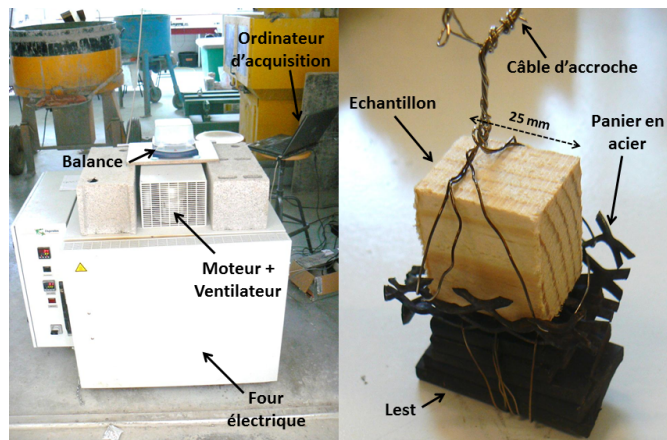


Figure 2.8 – Matériel de mesure utilisé pour les essais d'analyse thermogravimétrique.

Les températures des gaz étaient mesurées à l'aide de quatre thermocouples en inconel de type K. Trois thermocouples étaient placés dans le four d'essai proches de l'échantillon ( $\approx 10$  mm) mais sans contact avec ce dernier pour éviter d'éventuelles interférences lors de la mesure de perte de masse (figure 2.9). Le dernier thermocouple était placé à l'extérieur du four pour mesurer la température ambiante de la salle.

Trois échantillons d'aggloméré de lin ont été testés : un échantillon à 6 % de teneur en eau et deux à 10 % de teneur en eau. Les masses initiales respectives des échantillons étaient de 3,57 g, 3,51 g et 3,95 g. Un pas de temps d'acquisition de 2 s a été utilisé pour relever les températures et la masse des échantillons lors des essais.

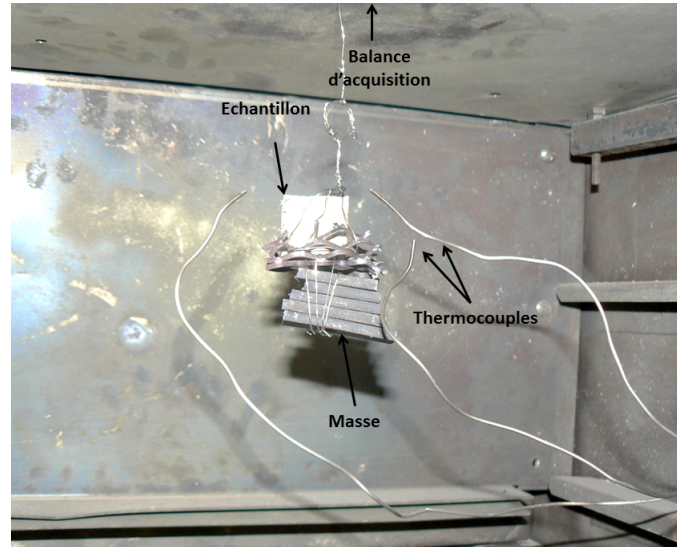


Figure 2.9 – Disposition d'un échantillon et des thermocouples dans le four lors d'un essai de perte de masse.

Les résultats des essais d'analyse thermogravimétrique sont présentés sur les figures 2.10 et 2.11. La figure 2.10 représente la perte de masse normalisée des trois échantillons d'aggloméré de lin. Cette masse normalisée est définie comme le ratio de la masse totale de l'échantillon sur sa masse anhydre. La masse anhydre a été considérée égale à la masse des échantillons à  $160\text{ }^{\circ}\text{C}$ <sup>3</sup>.

À  $20\text{ }^{\circ}\text{C}$ , les valeurs (supérieures à 1) correspondent à la teneur en eau initiale des échantillons. Pour chacun des échantillons, une première phase de séchage est observée entre  $20\text{ }^{\circ}\text{C}$  et  $150\text{ }^{\circ}\text{C}$ . Sur cette plage de température, il est possible de déterminer la teneur en eau des échantillons. Nous retrouvons les teneurs en eau de 6 % et 10 % à l'état initial. Pour tous les spécimens, la réaction de pyrolyse a lieu approximativement à la même température, autour de  $250\text{ }^{\circ}\text{C}$  (figures 2.10 et 2.11). Cette température est comparable aux données bibliographiques disponibles pour le bois massif et présentées en section 1.2.1b). De plus, des essais de perte de masse ont aussi été réalisés sur deux échantillons de pin maritime. Les températures de pyrolyse observées étaient de  $270\text{ }^{\circ}\text{C}$  et  $280\text{ }^{\circ}\text{C}$ .

De manière générale, la réaction de pyrolyse est beaucoup plus rapide que la réaction d'évaporation. La cinétique des essais de perte de masse en fonction de la température est représentée sur la figure 2.11. Un pic de vitesse bien défini est observé pour les trois échantillons d'aggloméré de lin lors

3. Nous estimons qu'à cette température le bois est sec et qu'il n'a pas commencé sa dégradation thermique suite à la réaction de pyrolyse

de la réaction de pyrolyse. Aucun pic de réaction n'est visible pour l'évaporation de l'eau du bois.

La dégradation thermique complète d'un échantillon d'aggloméré de lin dure environ 20 minutes à partir du temps de début de pyrolyse tandis que 30 minutes sont nécessaires pour l'évaporation de l'eau du bois. De plus, 80 % de la masse totale des échantillons secs est dégradée durant les quatre premières minutes de la réaction de pyrolyse.

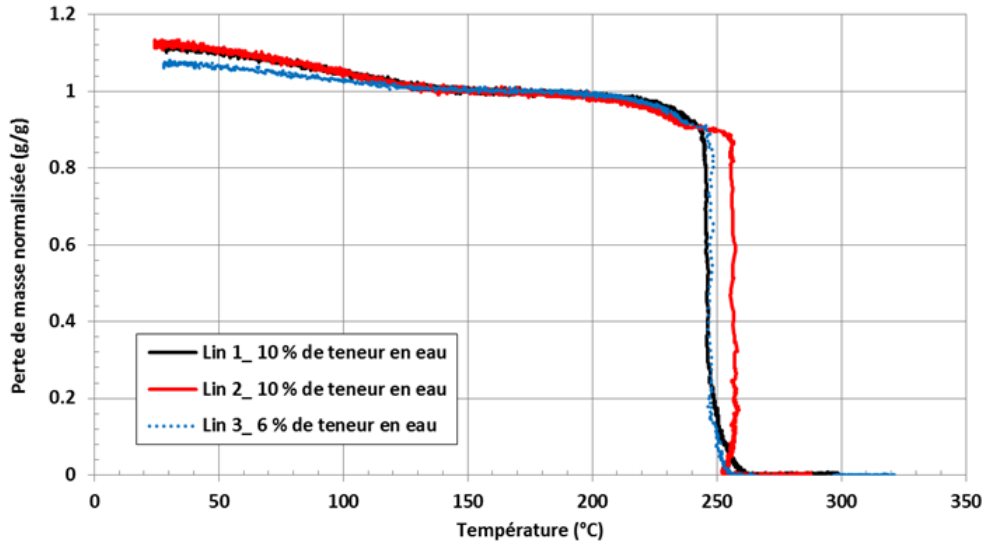


Figure 2.10 – Perte de masse normalisée des échantillons d'aggloméré de lin à 6 % et 10 % de teneur en eau, vitesse d'échauffement = 1,7 °C/min.

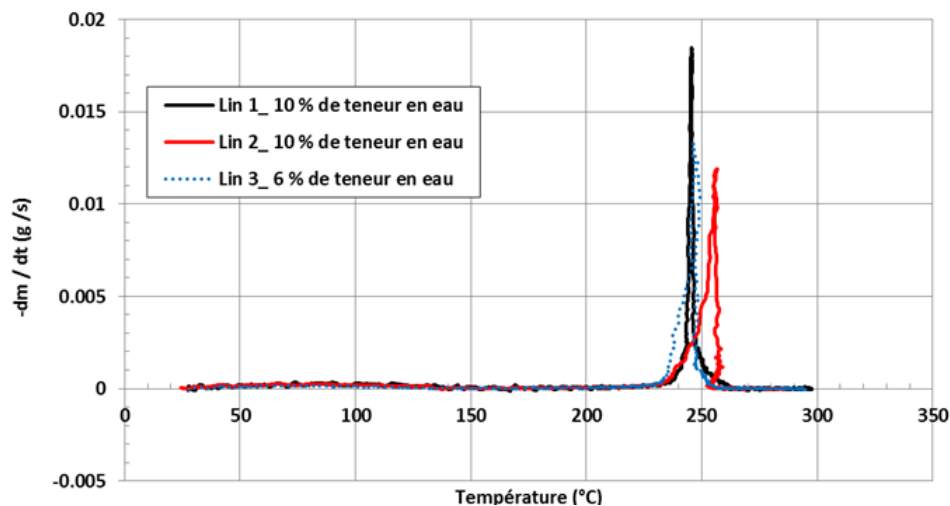


Figure 2.11 – Débit de la perte de masse en fonction de la température pour les échantillons d'aggloméré de lin à 6 % et 10 % de teneur en eau, vitesse d'échauffement = 1,7 °C/min.

Lors de l'analyse des essais de perte de masse, nous n'observons aucun impact visible de la dégradation de la résine (Urée Formaldéhyde : 8 %) utilisée pour la fabrication des panneaux d'aggloméré de lin. Il semble qu'elle soit confondue avec la réaction de pyrolyse des particules de bois.

À la fin des essais de perte de masse, peu de résidus ont été observés. Les échantillons se sont dégradés jusqu'à former de la cendre dont la masse est quasi nulle. Ces résidus présentent un très faible

pourcentage de charbon de bois. La figure 2.12 présente des exemples d'échantillons d'aggloméré de lin avant et après un essai de perte de masse.

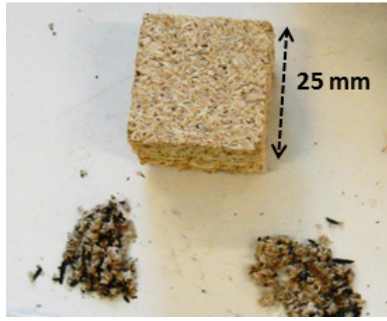


Figure 2.12 – Échantillons d'aggloméré de lin avant (en haut) et après (en bas) un essai de perte de masse.

À la suite de ces essais de perte de masse, il est possible de déterminer les paramètres cinétiques de la loi d'Arrhenius pour les réactions de pyrolyse de l'aggloméré de lin. Ces paramètres sont déterminés par une analyse inverse simple présentée par Rousset [25] et schématisée sur la figure 2.13. La méthode de détermination est explicitée ci-dessous.

La cinétique de dégradation de l'aggloméré de lin s'exprime en fonction du degré d'avancement  $\chi_i$  de la réaction de perte de masse et est donnée par l'équation différentielle suivante :

$$\frac{d\chi_i}{dt} = k_i(T) \cdot f(\chi_i) \quad (2.3)$$

$k_i$  représente la cinétique de la loi d'Arrhenius pour la réaction  $i$  dont l'expression est donnée par l'équation 1.25 rappelée ci-dessous.

$$k_i = A_i \cdot \exp\left(\frac{-E_i}{RT}\right) \quad (2.4)$$

$f(\chi_i)$  est exprimée en fonction de l'ordre de la réaction. Cet ordre peut être obtenu à l'aide de la méthode des vitesses initiales : pour un accroissement d'un facteur  $i$  de la concentration du produit de réaction (charbon de bois par exemple), si la vitesse de la réaction augmente d'un facteur  $i$ , la réaction est d'ordre 1, si elle augmente d'un facteur  $i^2$ , la réaction est d'ordre 2, par rapport au réactif considéré. Dans le cas d'une réaction d'ordre 1, la fonction  $f(\chi_i)$  est donnée par l'équation 2.5.

$$f(\chi_i) = 1 - \chi_i \quad (2.5)$$

$\chi_i$  représente l'avancement de la réaction  $i$  qui est défini en fonction de la masse de l'échantillon  $m_t$  à l'instant  $t$ , de la masse initiale de l'échantillon  $m_i$  et de la masse finale de l'échantillon  $m_f$ . Il est donné par l'équation 2.6.

$$\chi_i = \frac{m_i - m_t}{m_i - m_f} \quad (2.6)$$

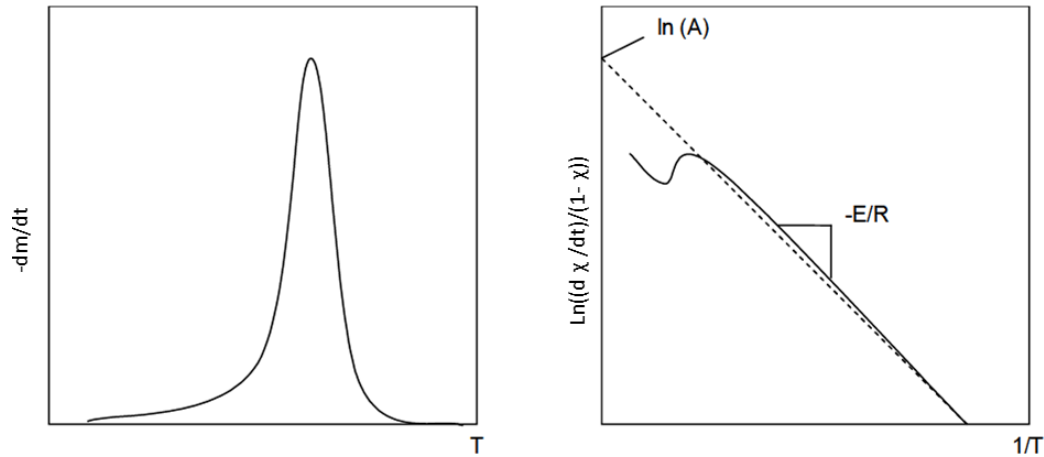


Figure 2.13 – Courbe générale (différentielle et logarithmique correspondante) pour la détermination des paramètres cinétiques d'Arrhenius [25].

En supposant la réaction de dégradation thermique d'ordre 1, l'intégration de l'équation 2.3 amène à l'expression analytique du degré d'avancement  $\chi_i$  en fonction du temps :

$$\frac{d\chi_i}{dt} = A \exp\left(\frac{-E_i}{RT}\right) (1 - \chi_i) \quad (2.7)$$

L'intégration de l'équation 2.7 permet d'obtenir l'équation 2.8 utilisée dans le calcul des paramètres cinétiques par une méthode différentielle (Williams and Besler 1994).

$$\ln\left(\frac{d\chi_i/dt}{1 - \chi_i}\right) = \ln(A) - E_i/RT \quad (2.8)$$

Il est alors possible de calculer les paramètres cinétiques de la loi d'Arrhenius en fonction des résultats des essais de perte de masse réalisés lors de l'analyse thermogravimétrique en traçant le graphique de  $\ln\left(\frac{d\chi_i/dt}{1 - \chi_i}\right)$  en fonction de l'inverse de la température  $1/T$ . La lecture du graphique obtenu permet de déterminer le rapport  $-E_i/R$  qui représente la pente de la courbe. L'ordonnée à l'origine est égale à  $\ln(A)$ .

Cette méthode a été appliquée lors de nos essais de perte de masse afin de déterminer les paramètres d'Arrhenius des réactions de pyrolyse de l'aggloméré de lin (figure 2.14). Les résultats de cette analyse sont regroupés dans le tableau 2.3. Les paramètres cinétiques sont bien homogènes pour les trois échantillons d'aggloméré de lin. L'énergie d'activation moyenne de la pyrolyse du matériau  $E_{i_b}$  est de 333 kJ/mol et le paramètre pré-exponentiel  $A_b$  est égal à  $4,71 \cdot 10^{31}$  /s. Ces valeurs sont cohérentes avec les données observées dans la littérature où l'énergie d'activation de la cellulose peut atteindre jusqu'à 297 kJ/mol. Le facteur pré-exponentiel mesuré est en revanche au-dessus des données bibliographiques où la valeur maximale relevée est de  $2,3 \cdot 10^{24}$  /s. Ces écarts peuvent s'expliquer par des conditions d'essai différentes et un possible manque de précision de la balance utilisée.

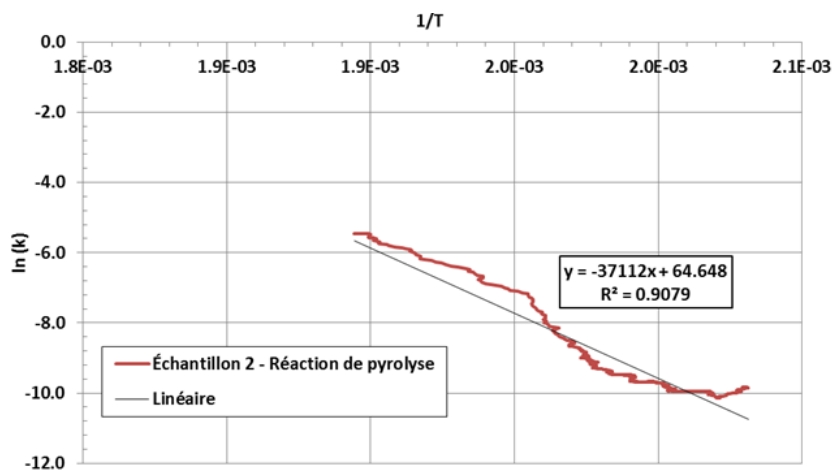


Figure 2.14 – Analyse graphique pour la détermination des paramètres d’Arrhenius de la réaction de pyrolyse, cas de l’échantillon 2.

Les paramètres d’Arrhenius mesurés ici seront utilisés pour retranscrire la réaction de pyrolyse d’un panneau d’aggloméré de lin lors des simulations numériques.

Échantillons	$E_{i_b}$ (kJ/mol)	$A_b$ (/s)	Température de pyrolyse (°C)	Masse initiale (g)	Masse sèche à 160 °C (g)
Lin 1 (10 % de teneur en eau)	348	$1,01 \cdot 10^{32}$	245	3,95	3,54
Lin 2 (10 % de teneur en eau)	309	$1,19 \cdot 10^{28}$	255	3,51	3,13
Lin 3 (6 % de teneur en eau)	342	$4,03 \cdot 10^{31}$	245	3,57	3,35
Valeurs moyennes	333	$4,71 \cdot 10^{31}$	248	-	-

TABLEAU 2.3 – Paramètres d’Arrhenius pour la réaction de pyrolyse de l’aggloméré de lin,  $v = 1,7$  °C/min.

## 2.2.2 Propriétés thermiques - Essai TPS

Les propriétés thermiques du panneau d’aggloméré de lin ont été mesurées par la méthode de source transitoire plane (TPS) décrite dans le guide d’utilisation Hot Disk [93] [94] et expérimentée par Jansson [95] ou Mindeguia [96].

La mesure TPS consiste à mesurer la résistance électrique d’un matériau à l’aide d’une sonde en Kapton ou en Mica. Cette sonde permet d’élèver localement la chaleur du matériau via l’apport d’une quantité de chaleur connue et de mesurer la résistance électrique, qui est reliée à la température du matériau au cours de l’opération. Il est alors possible de déterminer les propriétés thermiques du matériau. Cet essai permet de mesurer la conductivité thermique  $\lambda$  (W/m.K), la chaleur spécifique  $C_p$  (J/kg.K) et la diffusivité thermique  $D$  (mm<sup>2</sup>/s) de l’échantillon testé. La sonde de mesure devant être au cœur du matériau, il est nécessaire de la placer en “sandwich” entre deux parties de l’échantillon comme le montre la figure 2.15.

Les mesures sont effectuées “à chaud” dans un four d’essai. Les sondes de type Kapton permettent une mesure jusqu’à 180 °C. Pour des températures supérieures, il est nécessaire d’utiliser des sondes Mica, plus résistantes à la chaleur et pouvant être utilisées jusqu’à 1000 °C.

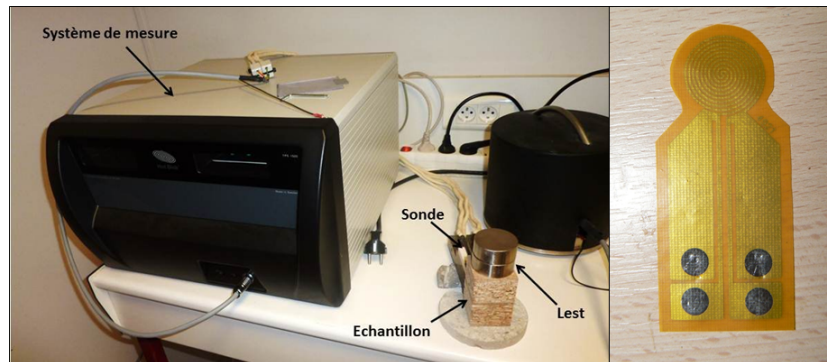


Figure 2.15 – A gauche : exemple de mesure TPS à 20 °C, à droite : la sonde Kapton de diamètre 9,719 mm utilisée.

Pour la caractérisation thermique de l’aggloméré de lin, des sondes Kapton de diamètre 9,719 mm ont été utilisées. Six échantillons prélevés dans le même panneau d’aggloméré de lin ont été étudiés. Chaque échantillon est composé de deux prismes d’aggloméré de lin (dimensions : 50 x 50 x 33,5 mm<sup>3</sup>). Préalablement aux essais, les échantillons ont été pré-séchés dans une étuve à 60 °C pour retirer l’eau du bois sans altérer le matériau.

Le protocole d’essai est le suivant : deux échantillons sont placés dans le four d’essai (figure 2.16) et deux mesures sont réalisées à 20 °C. La température du four est ensuite augmentée jusqu’à 100 °C avec une vitesse de 5 °C/min puis la température du four est stabilisée pendant au moins 100 minutes pour obtenir des échantillons homogènes en température. Un thermocouple était placé dans l’air ambiant du four pour suivre la température de consigne et un autre thermocouple était placé au centre d’un échantillon de contrôle disposé à l’intérieur du four. Deux mesures par échantillon sont ensuite réalisées avec un intervalle de 30 minutes entre chacune des mesures pour permettre une stabilisation thermique du matériau. Le même protocole est utilisé pour mesurer les propriétés thermiques à 180 °C.

Par la suite, les échantillons sont refroidis naturellement jusqu’à température ambiante. Une fois refroidis, les échantillons sont testés une dernière fois pour mesurer les propriétés thermiques des échantillons en résiduel<sup>4</sup>.

Afin de s’affranchir de la réaction de pyrolyse des échantillons qui aurait pu endommager les équipements de mesure, il n’a pas été réalisé d’essais à des températures supérieures à 180 °C. Des échantillons ont néanmoins été placés dans un four électrique et montés progressivement à des températures de 200 °C et 210 °C. Il a ainsi été possible de mesurer en résiduel (20 °C) les propriétés thermiques de six échantillons ayant subi un échauffement à 200 °C et trois échantillons ayant subi un échauffement à 210 °C. À ces températures, la réaction de pyrolyse s’est déclenchée pour certains échantillons. Les échantillons partiellement pyrolysés n’ont pas été utilisés pour les mesures résiduelles.

4. Nous entendons par mesure résiduelle une mesure réalisée à température ambiante sur un échantillon ayant préalablement subi une élévation de température donnée (180 °C ici).



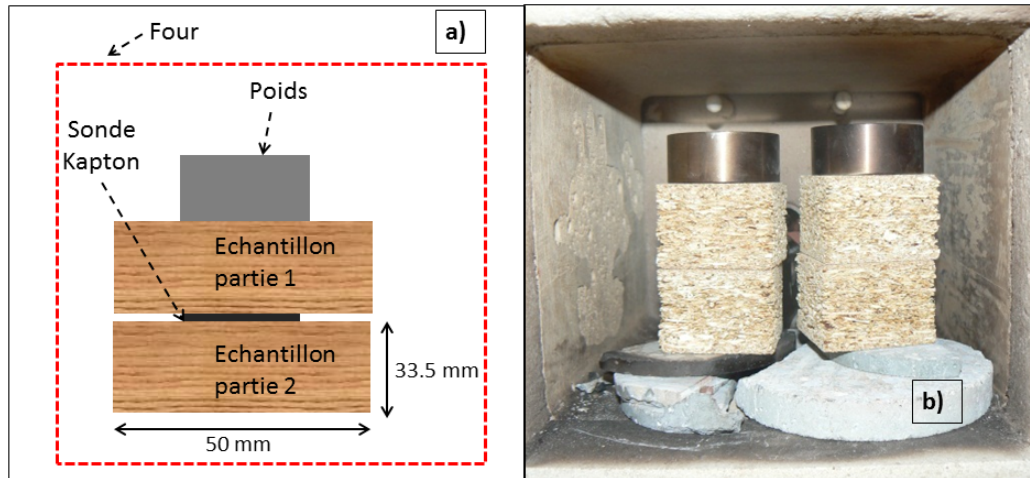


Figure 2.16 – a) Vue schématique de la mesure TPS des propriétés thermiques à haute température dans un four d’essai, b) essai TPS sur deux échantillons d’aggloméré de lin.

Les résultats présentés ici sont des moyennes des deux mesures réalisées à chaque température pour chaque échantillon. Ils sont présentés sur les figures 2.17 et 2.18 et résumés dans le tableau 2.4.

La figure 2.17 présente la conductivité thermique de l’aggloméré de lin mesurée à chaud (20 °C - 100 °C - 180 °C) et après refroidissement (mesures résiduelles après 180 °C, 200 °C et 210 °C) en fonction de la température. Les conductivités thermiques moyennes sont égales à 0,123 W/m.K, 0,109 W/m.K et 0,099 W/m.K respectivement à 20 °C, 100 °C et 180 °C. Les coefficients de variation<sup>5</sup> de la conductivité thermique sont respectivement de 7 %, 9 % et 7 % pour ces mêmes températures. Cela traduit des mesures relativement homogènes à chaque température. La réduction de la conductivité thermique entre 20 °C et 100 °C peut être expliquée par un changement de teneur en eau des échantillons. Le pré-séchage à 60 °C avant essai n’était certainement pas suffisant en termes de température pour sécher complètement l’eau du bois.

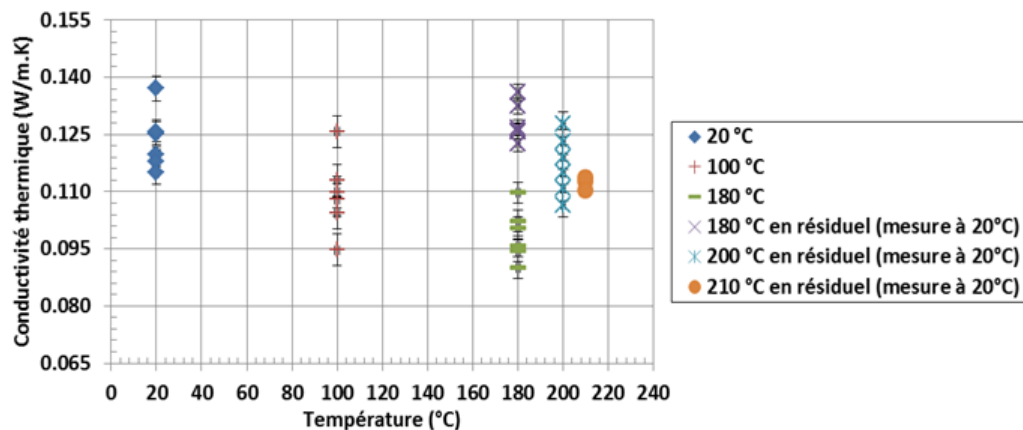


Figure 2.17 – Conductivité thermique du panneau d’aggloméré de lin suivant la température.

La figure 2.18 présente la chaleur spécifique de l’aggloméré de lin. Les résultats obtenus sont plus variables en fonction des échantillons pour une même température, notamment à 100 °C, avec des coefficients de variation respectivement égaux à 12 %, 20 % et 9 % à 20 °C, 100 °C et 180 °C. Les

5. Rapport de l’écart-type sur la moyenne.

valeurs moyennes de chaleur spécifique sont respectivement de 1636 J/kg.K à 20 °C, 3024 J/kg.K à 100 °C et 3311 J/kg.K à 180 °C. Il est possible de suggérer une explication pour l'augmentation de la chaleur spécifique avec la température. La dégradation thermique du bois débute par le retrait de l'eau chimiquement liée, étape qui nécessite un plus grand apport d'énergie que le séchage de l'eau libre car il est nécessaire de casser les liaisons intermoléculaires du bois.

La diffusivité thermique de l'aggloméré de lin à 20 °C est égale à 0,191 mm<sup>2</sup>/s. Cette valeur est plus faible que les données communément présentées dans la littérature pour du bois qui sont autour de 0,3 mm<sup>2</sup>/s. Cela peut s'expliquer par la faible conductivité thermique du matériau à température ambiante.

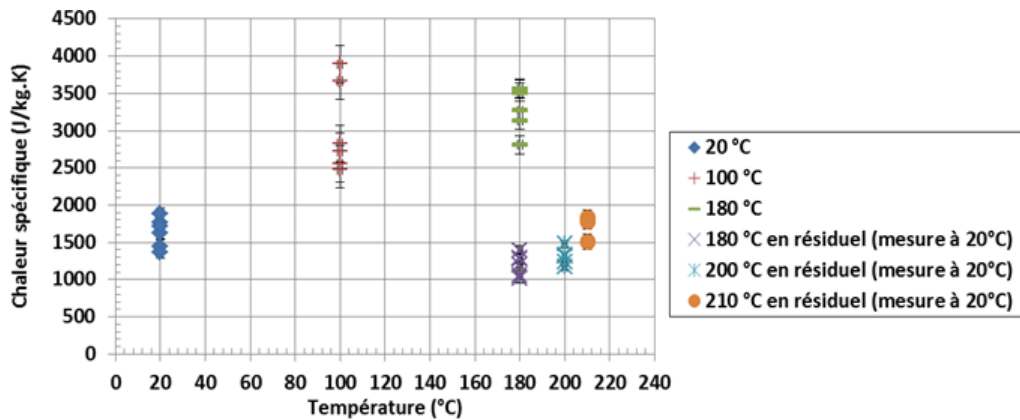


Figure 2.18 – Chaleur spécifique du panneau d'aggloméré de lin suivant la température.

Les mesures résiduelles donnent des résultats plus mitigés. Les mesures à chaud et en résiduel à 180 °C ne donnent pas les mêmes résultats. Nous remarquons un écart moyen de 30 % entre les valeurs à chaud et en résiduel pour la conductivité thermique avec respectivement 0,099 W/m.K et 0,128 W/m.K. Les valeurs de conductivité thermique et de chaleur spécifique à 180 °C en résiduel sont proches des valeurs mesurées à 20 °C pour un matériau initial n'ayant pas subi de programme thermique. Il y a une légère réduction de la chaleur spécifique en résiduel à 180 °C qui peut s'expliquer par un séchage du matériau vis à vis de l'échantillon initial. Il semble donc qu'il n'y ait pas eu de réaction entraînant une modification permanente du matériau à cette température. Cela peut s'expliquer par le fait qu'avant la réaction de pyrolyse, soit avant 250 °C (partie 2.2), le matériau ne subit pas de transformations importantes et irréversibles qui puissent modifier ses propriétés thermiques. Les résultats en résiduel pour les températures de 200 °C et 210 °C sont similaires à ceux obtenus à 180 °C en résiduel.

Au contraire des résultats obtenus par Jansson [95] sur du béton en mesures résiduelles, il semble que l'on ne puisse pas se satisfaire de mesures sur les échantillons de bois refroidis pour caractériser les propriétés à haute température. Il est possible que cela soit dû à un phénomène de dilatation du matériau lors de la phase de refroidissement et/ou à une variation de sa porosité. Plus d'essais sont nécessaires pour confirmer ces hypothèses.

Température	$\lambda_b$ (W/m.K)		$C_{pb}$ (J/kgm.K)		$D_b$ (mm <sup>2</sup> /s)	
	Moyennes	Écart type	Moyennes	Écart type	Moyennes	Écart type
20 °C	0,123	0,008	1640	198	0,191	0,015
100 °C	0,109	0,010	3020	603	0,097	0,024
180 °C	0,099	0,007	3310	300	0,077	0,012
180 °C en résiduel	0,128	0,005	1210	146	0,269	0,032
200 °C en résiduel	0,117	0,008	1310	102	0,227	0,034
210 °C en résiduel	0,112	0,002	1710	175	0,164	0,021

TABLEAU 2.4 – Propriétés thermiques moyennes de l’aggloméré de lin (moyennes sur six échantillons).

Les propriétés thermiques obtenues par la méthode TPS sont comparables aux propriétés thermiques du bois massif (section 1.2.2). La conductivité thermique du panneau d’aggloméré de lin à 20 °C correspond à un matériau cellulosique thermiquement peu conducteur, celle du bois massif étant comprise entre 0,12 W/m.K et 0,25 W/m.K selon les essences. Ce résultat est en accord avec la littérature qui dit que le lin est naturellement un bon isolant thermique.<sup>6</sup>

### 2.2.3 Essais de transfert thermique

Les essais de transfert thermique réalisés au cours de ce projet ont pour objectif de fournir une base de données fiable pour la validation du modèle thermique développé. Les essais de transfert thermique ont été réalisés sur des échantillons d’aggloméré de lin (dimensions 150 x 150 x 33,5 mm<sup>3</sup>) pour trois teneurs en eau différentes, à savoir 0 %, 10 % et 14 %. Un four d’essai a été élaboré spécifiquement pour la réalisation de ces mesures.

Le four d’essai est présenté sur la figure 2.19. Il est composé d’une boîte, en aluminium et bois, isolée par de la laine de roche dans le but d’obtenir un transfert de chaleur quasi-unidirectionnel suivant l’épaisseur de l’échantillon. La source de chaleur est assurée par six panneaux radiants d’une puissance nominale égale à 500 W et pouvant atteindre une température maximale en surface de l’ordre de 700 °C. Le contrôle de la température est assuré par un régulateur PID (Proportionnelle Intégrale Dérivée) et un thermocouple de type K placé en surface de la face exposée de l’échantillon.

L’instrumentation des essais est réalisée par huit thermocouples en inconel de type K, de diamètre 1 mm placés en face exposée et non-exposée de l’échantillon (2 sur la face non-exposée) et à 2 mm, 11 mm, 16,75 mm et 22 mm de la face exposée dans l’épaisseur du panneau. Un thermocouple est également placé dans l’ambiance du four d’essai. La figure 2.20 présente l’instrumentation d’un échantillon d’aggloméré de lin dans le four d’essai. Les températures sont enregistrées toutes les secondes via une centrale d’acquisition de type USB TC-08 PICO.

6. Par la suite, seules les propriétés thermiques mesurées à 20 °C seront utilisées dans le modèle thermique développé (chapitre 3). En effet, nous utiliserons une loi des mélanges et la variation des propriétés thermiques en fonction de la température résultera de la variation des proportions massiques ou volumiques de l’eau, du bois sec et du charbon de bois. Néanmoins, les essais réalisés ont permis de mieux comprendre le comportement du matériau en fonction de sa température.

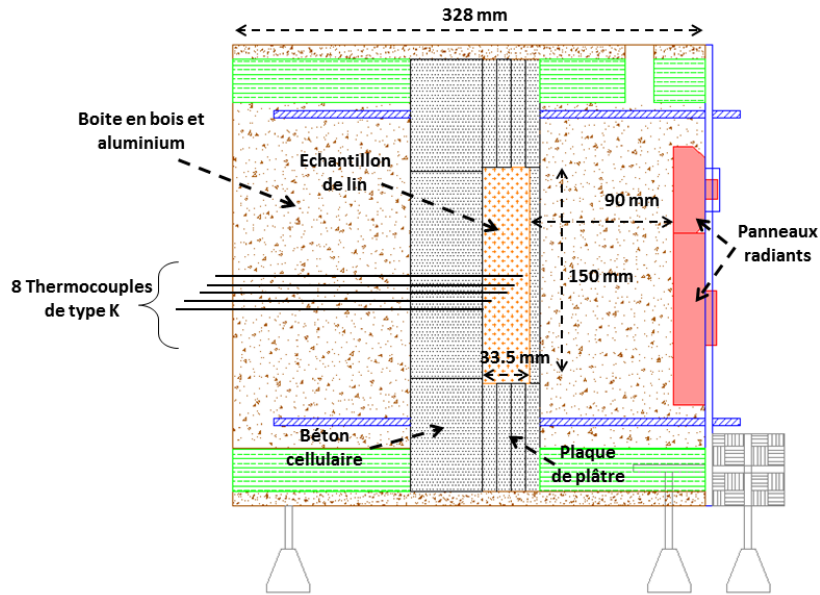


Figure 2.19 – Coupe d'un échantillon dans le four d'essai pour les mesures de transfert thermique.

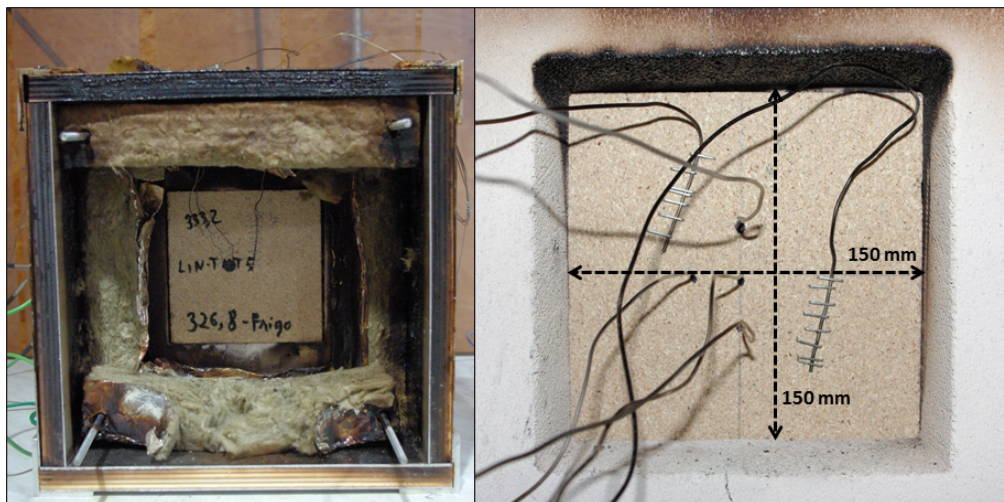


Figure 2.20 – Vue de l'intérieur du four d'essai (à gauche) et vue de la face non-exposée (à droite) d'un échantillon d'aggloméré de lin lors d'un essai de transfert thermique.

Les échantillons ont tous été testés dans les mêmes conditions d'essai à savoir une température cible de 300 °C en surface et une vitesse de chauffe de 100 °C/min. Le four d'essai a été placé sous une hotte aspirante pour éviter la propagation des fumées. Trois échantillons ont été testés à une teneur en eau de 0 %, et cinq échantillons ont été testés pour les teneurs en eau de 10 % et 14 %. Les températures des échantillons mesurées lors des essais sont présentées sur les figures 2.21, 2.22 et 2.23. Nous présentons les températures moyennes pour l'ensemble des échantillons à une teneur en eau donnée.

Les températures mesurées pour les échantillons d'aggloméré de lin sec (0 % de teneur en eau) augmentent progressivement sans perturbation significative (figure 2.21). Un léger ralentissement du transfert thermique est observé entre 600 et 1000 secondes, ce qui correspond au changement de pente et à la stabilisation de la température de chargement en face exposée.

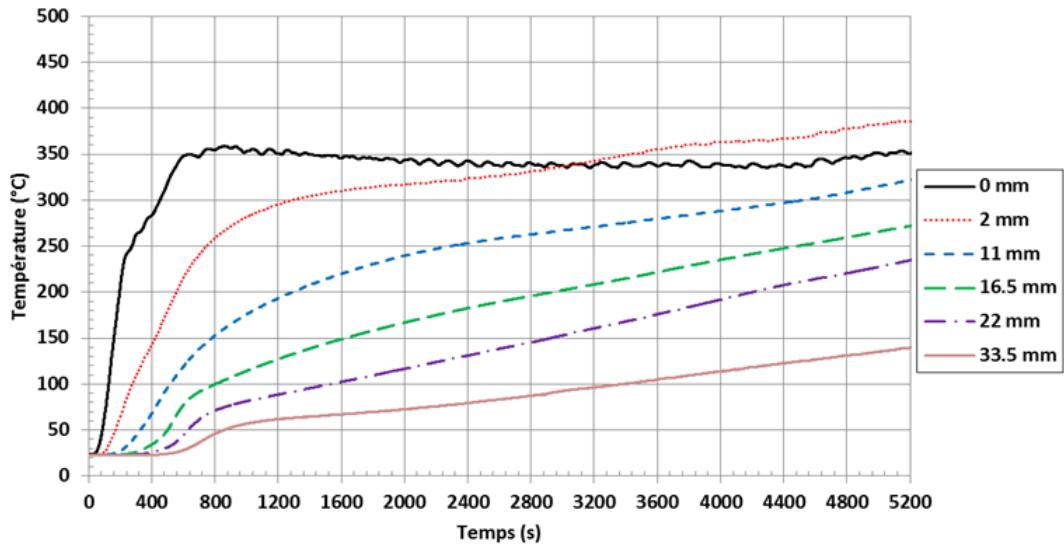


Figure 2.21 – Températures moyennes mesurées à différentes épaisseurs pour les échantillons d’aggloméré de lin sec (0 mm = FE, 33,5 mm = FNE).

Les échantillons humides (10 % et 14 % de teneur en eau) ont un comportement thermique différent (figures 2.22 et 2.23). En effet, l’augmentation des températures est clairement ralentie passé 300 secondes pour la température mesurée à 2 mm à l’intérieur de l’échantillon en arrière de la face exposée et après 1000 secondes pour la température mesurée à 22 mm. Une forme de plateau de température est alors visible. Plus la teneur en eau est élevée, plus la durée de ce plateau est importante. Il en résulte une stabilisation de la température en face non-exposée, qui dure 58 minutes pour les agglomérés de lin à 10 % de teneur en eau et 80 minutes pour ceux à 14 % de teneur en eau.

Ce ralentissement du transfert thermique au sein du matériau sous forme de plateau de température autour de 100 °C peut être attribué à la vaporisation de l’eau du bois. En effet, autour de 100 °C (à pression atmosphérique normale), l’énergie apportée par le chauffage n’est plus le moteur d’une augmentation de la température du matériau mais est utilisée pour le changement de phase de l’eau en vapeur (vaporisation). Nous observons aussi que plus la mesure est éloignée de la source de chaleur, plus la durée du plateau de vaporisation est importante. Cela peut être attribué à un transport d’eau, à la fois sous forme liquide et gazeuse, suite aux effets du gradient de pression (décrit par la loi de Darcy) et du gradient de concentration hydrique (décrit par la loi de Fick).

De manière générale, nous pouvons voir que les vitesses de chauffage dans le matériau, préalablement à l’étape de vaporisation de l’eau (0 à 1000 secondes), sont similaires quelle que soit la teneur en eau du matériau. Il n’y a pas de phénomène d’élévation de la température plus rapide pour un matériau humide que pour le matériau sec ou bien de transfert de chaleur dû à la migration d’eau chaude. Nous observons aussi que la température relevée au niveau de la face exposée est légèrement supérieure à la température de consigne avec une valeur proche de 340 °C au lieu de 300 °C et qu’après un certain temps, la température au sein des échantillons peut dépasser la température mesurée en surface. Concernant la température en face exposée, cela peut être expliqué par la forte inertie du four d’essai et des panneaux radiants. Du point de vue de la température au sein des échantillons, nous expliquons cela par la réaction exothermique de pyrolyse de l’aggloméré de lin qui apporte de l’énergie au matériau. Enfin, aucune combustion des gaz de pyrolyse n’a été observée durant ces essais de transfert thermique.

Les températures mesurées en surface des échantillons sont en revanche difficiles à interpréter. Du fait de la carbonisation du matériau et de la formation de fissures au niveau de la face exposée, il est difficile de savoir si les températures mesurées correspondent à la température du matériau sur l'ensemble de la durée des transferts thermiques. Il est fort probable que la température relevée prenne en compte les températures des gaz de pyrolyse créés ainsi que la température des gaz au sein du four. Un refroidissement de la face exposée par convection peut expliquer que la température mesurée sur cette face ne dépasse pas la température de consigne suite à la réaction de pyrolyse comme c'est le cas à 2 mm.

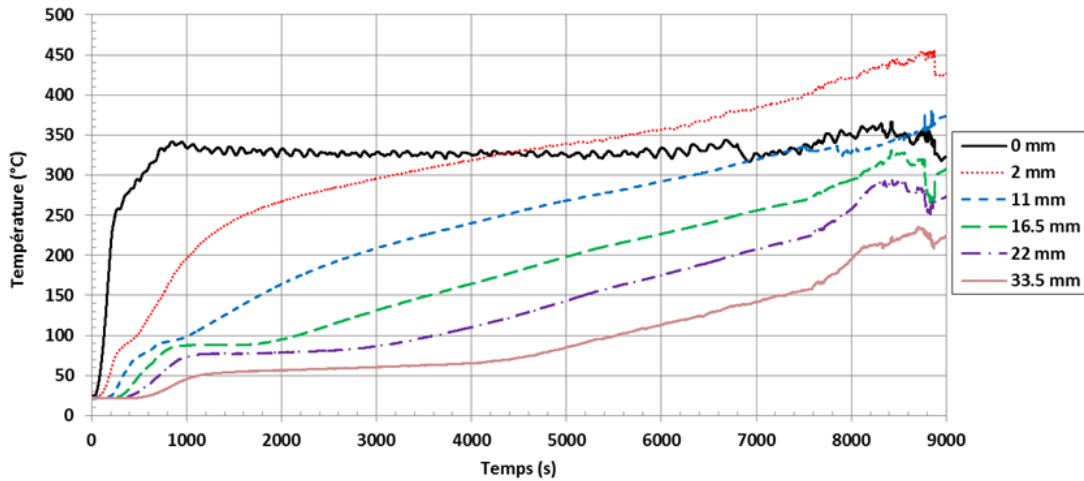


Figure 2.22 – Températures moyennes mesurées à différentes épaisseurs pour les échantillons d'aggloméré de lin à 10 % de teneur en eau (0 mm = FE, 33,5 mm = FNE).

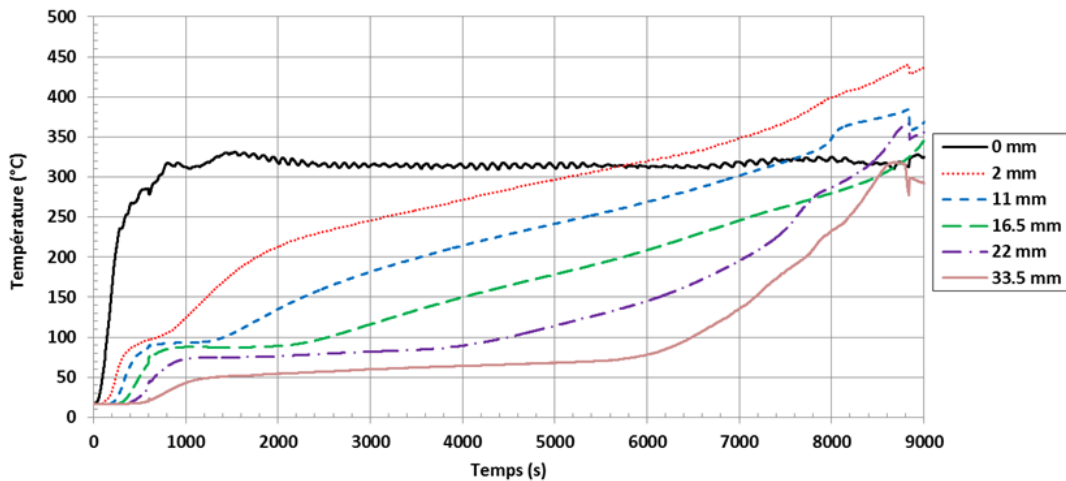


Figure 2.23 – Températures moyennes mesurées à différentes épaisseurs pour les échantillons d'aggloméré de lin à 14 % de teneur en eau (0 mm = FE, 33,5 mm = FNE).

La figure 2.24 présente une comparaison des températures mesurées en face exposée, à 11 mm de la face exposée et en face non-exposée pour les différents teneurs en eau. L'effet de la teneur en eau sur les transferts thermiques est clairement visible avec une augmentation de la durée des plateaux de vaporisation lorsque la teneur en eau augmente.

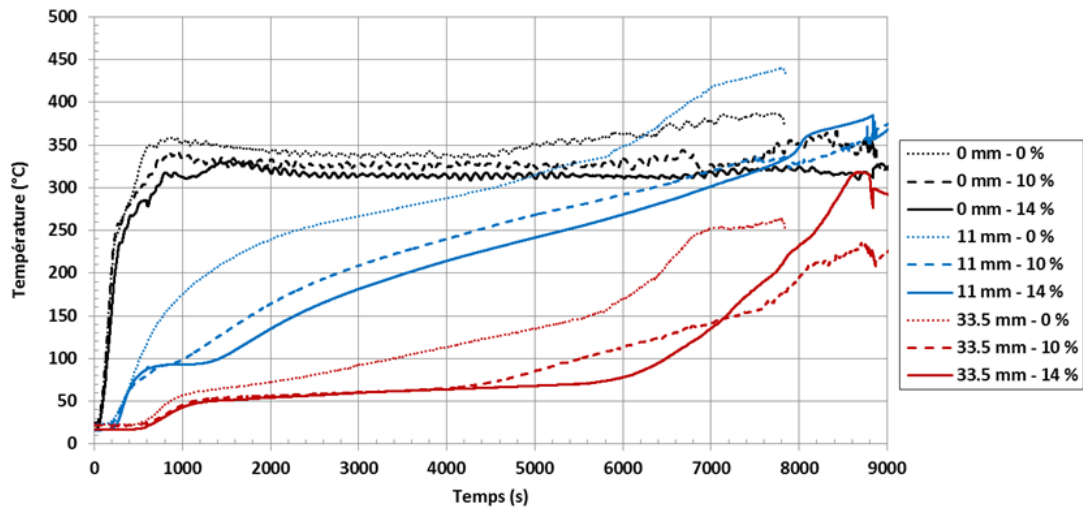


Figure 2.24 – Températures moyennes mesurées à 0 mm, 11 mm et 33,5 mm de la face exposée pour les agglomérés de lin à 0 %, 10 % et 14 % de teneur en eau.

La figure 2.25 présente différentes étapes de l'avancement de carbonisation en face non-exposée d'un échantillon d'aggloméré de lin. On constate que la carbonisation des échantillons s'effectue aussi par les bords de l'échantillon suite au retrait du matériau et au passage de gaz chauds lors de l'avancement du transfert thermique. La zone centrale de l'échantillon est généralement atteinte en dernier par l'étape de carbonisation. À la fin d'un essai de transfert thermique, l'échantillon s'est entièrement transformé en charbon de bois et cendres. Lors du refroidissement naturel des échantillons, la réaction de pyrolyse continue progressivement à dégrader le matériau. La structure de l'aggloméré ne permet alors plus de maintenir une certaine rigidité des éprouvettes. Il n'est pas possible de récupérer un échantillon sous forme de charbon de bois en fin d'essai.

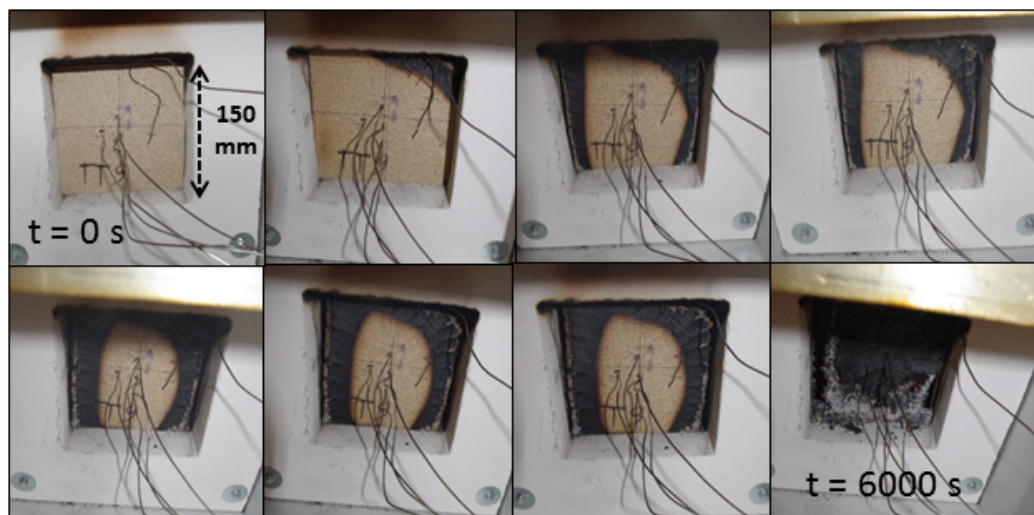


Figure 2.25 – Photos de la face non-exposée d'un échantillon à différentes étapes d'un transfert thermique.

La figure 2.26 présente l'avancement de la réaction de carbonisation pour différents temps d'exposition au chargement thermique. La vitesse de carbonisation mesurée est comprise entre 0,3 mm/min et 0,5 mm/min ce qui correspond aux ordres de grandeur des données bibliographiques (partie 1.2.2 d).

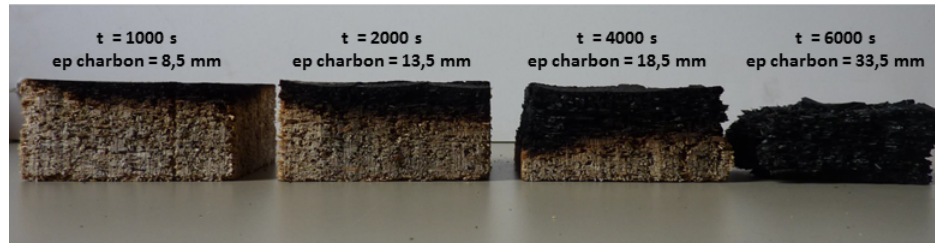


Figure 2.26 – Épaisseurs de charbon de bois formées après différents temps d'exposition au chargement thermique.

## 2.3 Caractérisation des propriétés mécaniques

La campagne de caractérisation des propriétés mécaniques des panneaux d'aggloméré de lin se compose de cinq essais différents, à savoir des essais de compression dans le plan et hors plan des panneaux, des essais de traction hors plan et des essais de mesure des coefficients de dilatation thermique suivant le plan et hors plan des panneaux.

Dans le but de caractériser les propriétés mécaniques du panneau d'aggloméré de lin, un four d'essai spécifique a été fabriqué en laboratoire. Le fonctionnement de ce four est présenté dans cette section.

En préalable, des essais de validation de la méthode de mesure des propriétés élastiques et du coefficient de dilatation thermique ont aussi été réalisés sur les éprouvettes d'aluminium présentées en section 2.1. Ces essais sont nécessaires à la validation de la méthode de mesure par stéréo-corrélation d'images et de la méthode de mesure de la dilatation thermique par extensométrie.

### 2.3.1 Mesure des déformations et validation

Les propriétés élastiques des panneaux d'aggloméré de lin ont été mesurées par un dispositif de stéréo-corrélation d'images numériques aussi appelé DIC pour Digital Image Correlation. La stéréo-corrélation d'images permet une mesure sans contact des champs de déplacement en trois dimensions. Les champs de déplacement sont ensuite transformés en champs de déformation à l'aide du tenseur de Lagrange (hypothèse des petites déformations). Le dispositif de stéréo-corrélation d'images utilisé lors de ces travaux nécessite les logiciels Vic Snap<sup>®</sup> et Vic 3D<sup>®</sup> [97] (équipement ANR10-EQPX-16 Xyloforest).

#### a) Principe de la mesure

Le principe d'analyse par corrélation d'images consiste à retrouver la position des points d'une image dite de référence, prise à l'instant  $t_0$  (état initial), dans une séquence d'images déformées prise à un temps  $t$  (état déformé), au cours d'une sollicitation (figure 2.27) [28] [98]. Le logiciel d'analyse numérique cherche alors à obtenir l'historique des positions de chaque pixel sur l'ensemble de la sollicitation. Pour cela, deux caméras synchrones sont orientées vers la surface de l'éprouvette à étudier. L'utilisation de deux caméras (stéréo-corrélation) permet d'obtenir une visualisation en trois dimensions des déplacements associés à la surface étudiée ( $U$ ,  $V$ ,  $W$ ), correspondant respectivement aux directions  $X$ ,  $Y$  et  $Z$ . Un mouchetis est appliqué à la surface de l'échantillon afin de créer un contraste permettant la reconnaissance des pixels. Ce mouchetis n'est pas nécessaire pour l'étude de matériaux



ayant une surface contrastée. Dans le cas de panneaux d'aggloméré de bois, les contrastes de couleur en surface sont trop faibles pour permettre une bonne corrélation des images. Un mouchetis de peinture noire et blanche a donc été retenu pour faciliter la corrélation.

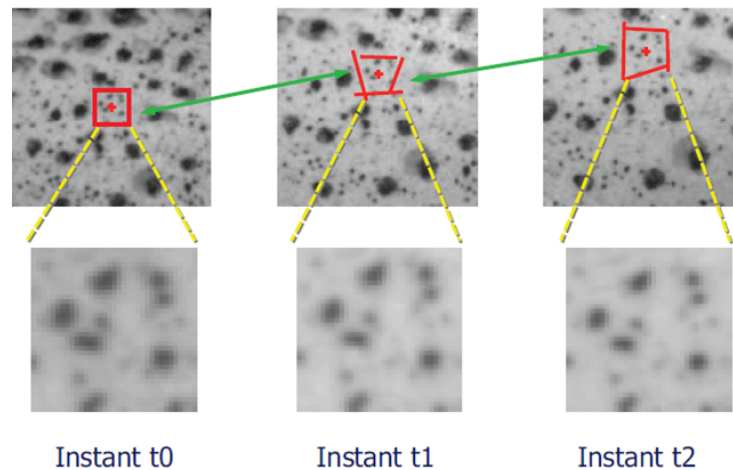


Figure 2.27 – Reconnaissance des ensembles de pixels lors de l'utilisation de la technique de corrélation d'images [97].

Avant la réalisation d'un essai, une calibration des caméras est nécessaire. Elle permet de fournir au logiciel d'analyse la position des caméras dans l'espace vis-à-vis de l'échantillon étudié. Le pas de temps pour la prise de photos doit aussi être défini et adapté aux phénomènes étudiés. Le pas de temps entre deux photos pour l'observation de la propagation d'une fissure sera ainsi plus petit que celui pour la caractérisation du module d'élasticité d'un matériau, le phénomène de fissuration étant généralement plus rapide.

Après la réalisation de l'essai, le logiciel Vic 3D<sup>®</sup> permet de définir la zone d'intérêt de l'étude sur l'image de référence (figure 2.28). Cette zone d'intérêt correspond à la zone d'analyse par corrélation des déplacements. Elle est ensuite divisée en un maillage composé d'imagettes.

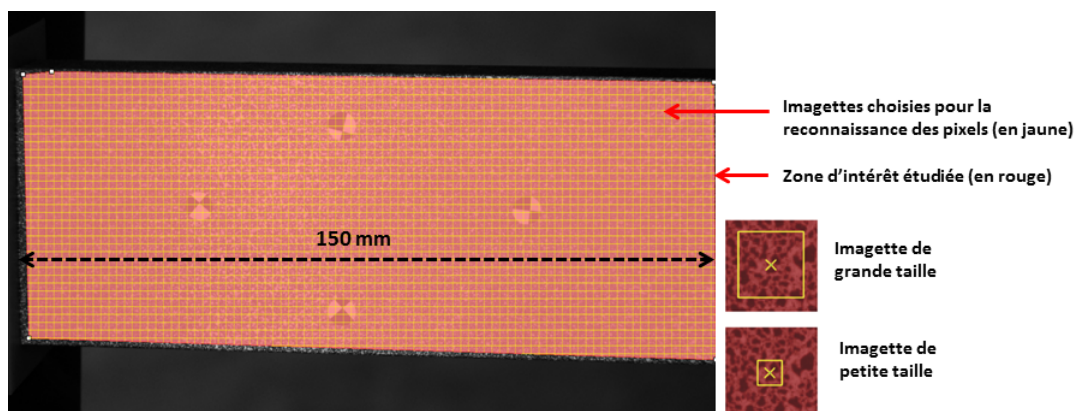


Figure 2.28 – Zone d'intérêt et imagettes lors d'une analyse de corrélation d'images sur l'éprouvette d'aluminium, d'après [28].

Le choix de la taille des imagettes est très important. En effet, une imagette de grande taille induira une faible résolution spatiale de la mesure mais réduira le bruit. Au contraire, une imagette de petite taille

induirra une meilleure résolution de la mesure mais un bruit de mesure plus important et éventuellement des pertes d'informations. Il est aussi nécessaire de bien choisir le pas de calcul pour le décalage de chaque imagerie entre deux images. Il correspond à la distance entre des images adjacentes dans la zone d'intérêt. Augmenter le pas permet de supprimer le bruit de la mesure. Cependant des pertes de données pourront être induites et la précision de la mesure pourra en être affectée. Baisser le pas de calcul permet d'affiner la mesure mais augmente significativement le temps de calcul de la corrélation avec des risques de redondance de mesure. Habituellement, le pas de décalage a une taille inférieure à la taille des images. Cela permet un chevauchement des images lors du calcul de corrélation. Plusieurs configurations doivent donc être testées afin d'optimiser le temps de calcul, tout en conservant une précision suffisante à l'étude des phénomènes mesurés.

L'analyse de corrélation est ensuite réalisée sur l'ensemble des images prises lors d'un essai. Un champ de positions à chaque instant  $t$  pour l'ensemble des pixels est ainsi déterminé. Ce champ de positions permet ensuite de définir un champ de déplacements et un champ de déformations de la zone d'intérêt à l'aide du logiciel Vic 3D<sup>®</sup>.

Plus de détails sur le principe de mesure par corrélation d'images peuvent être obtenus dans le livre de Sutton [98].

## **b) Précision de la mesure**

Il est possible de déterminer la précision du système de mesure par corrélation d'images à l'aide du bruit de mesure lors d'une étude préalable à un essai. La résolution des capteurs des caméras utilisés est de 4,2 megapixels (2048 pixels  $\times$  2048 pixels). La résolution locale de mesure de déplacement annoncée par le constructeur est de l'ordre de 0,01 pixel. La résolution locale de déformation associée annoncée par le constructeur est approximativement de 0,01 %. Étant donné la distance caméra-échantillon que nous avons choisie (environ 400 mm), la taille sur l'échantillon d'un pixel est de  $7\mu m$  et la résolution locale de mesure de déplacement est donc de l'ordre de  $0,07\mu m$ . Un déplacement de l'ordre du millimètre étant attendu lors de la caractérisation des panneaux d'aggloméré, la précision du système de corrélation d'images est suffisante.

Afin de connaître le bruit associé à la mesure, quelques images de l'échantillon sont capturées sans chargement mécanique. Une corrélation est ensuite effectuée sur ces images. Aucun chargement n'étant imposé à l'échantillon, les déplacements sont théoriquement nuls. Les déviations moyennes  $D_u$ ,  $D_v$  et  $D_w$ , respectivement associées aux déplacements  $U$  (horizontal),  $V$  (vertical) et  $W$  (hors plan), par rapport à l'image de référence, sont calculées pour chacune des images capturées. Ces valeurs étant supérieures à la résolution locale de mesure ( $0,07\mu m$ ), elles sont considérées comme étant la précision de notre mesure. Un exemple pour une taille d'images de 35 pixels est donné dans le tableau 2.5. La précision pour cet exemple est de  $2,5\mu m$  dans la direction  $U$ ,  $5,7\mu m$  dans la direction  $V$  et  $2,9\mu m$  dans la direction  $W$ .

Numéro de photo	Du (mm)	Dv (mm)	Dw (mm)
1	$7,8 \cdot 10^{-4}$	$-1,4 \cdot 10^{-3}$	$4,5 \cdot 10^{-4}$
2	$5,3 \cdot 10^{-4}$	$3,8 \cdot 10^{-4}$	$6,7 \cdot 10^{-4}$
3	$5,7 \cdot 10^{-4}$	$3,4 \cdot 10^{-3}$	$-9,7 \cdot 10^{-4}$
4	$-2,5 \cdot 10^{-3}$	$-5,7 \cdot 10^{-3}$	$2,5 \cdot 10^{-3}$
5	$-6,6 \cdot 10^{-5}$	$-2,8 \cdot 10^{-3}$	$-2,9 \cdot 10^{-3}$
Moyenne	$-1,4 \cdot 10^{-4}$	$-1,2 \cdot 10^{-3}$	$-5,0 \cdot 10^{-5}$
Écart type	$1,2 \cdot 10^{-3}$	$3,1 \cdot 10^{-3}$	$1,8 \cdot 10^{-3}$

TABLEAU 2.5 – Bruit du système de mesure par stéréo-corrélation d’images.

### c) Validation de la mesure

La validation de la mesure des propriétés élastiques par stéréo-corrélation d’images a été réalisée sur une éprouvette d’aluminium de dimension  $150 \times 60 \times 20 \text{ mm}^3$  présentée en section 2.1. En plus du système de corrélation d’images, un dispositif d’extensométrie a été ajouté lors des essais de compression pour valider les résultats. La figure 2.29 présente l’essai de compression ainsi que le système d’extensométrie.

L’essai de compression sans rupture a été réalisé sur une presse de capacité 100 kN avec une vitesse de chargement de  $0,75 \text{ mm/min}$  et un pas d’acquisition de  $2 \text{ s}$  entre chaque prise d’images. Trois cycles de compression ont été réalisés. Cet essai a été répété deux fois sur la même éprouvette pour vérifier la reproductibilité de la mesure.

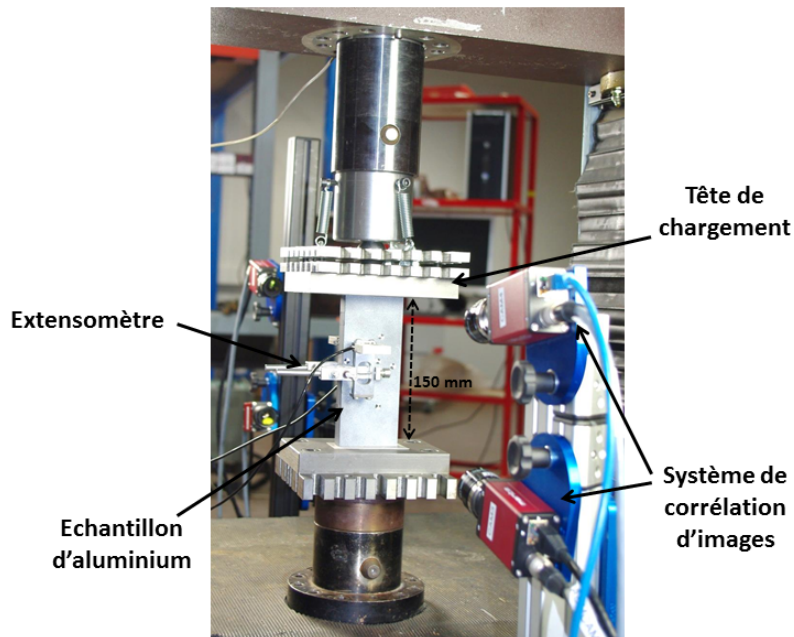


Figure 2.29 – Essai de compression de l’éprouvette d’aluminium pour la validation de la mesure par stéréo-corrélation d’images.

Les résultats de l’essai de compression sur l’éprouvette d’aluminium sont présentés dans le tableau 2.6 et sur la figure 2.30. Une contrainte mécanique maximale de  $81 \text{ MPa}$  a été appliquée sur l’échantillon, ce qui correspond à un effort de  $98 \text{ kN}$ . Les mesures par stéréo-corrélation d’images donnent

des modules d'élasticité respectivement de 75,4 GPa et 75,0 GPa pour les essais de compression 1 et 2. Le module d'élasticité moyen mesuré par le système d'extensométrie est de 67,0 GPa. Cela représente respectivement des écarts de 6,2 %, 5,6 % et 5,6 % avec la valeur théorique de 71,0 GPa donnée par le fabricant. Nous remarquons que les courbes de déformation issues de la mesure par stéréo-corrélation d'images ne passent pas par l'origine. Nous expliquons cela par les très faibles déformations de l'échantillon d'aluminium en dessous de 25 MPa. Les déformations mesurées sont alors dans le bruit de mesure.

Au vu des résultats de mesure obtenus pour l'échantillon d'aluminium, nous concluons que le système de corrélation d'images est fiable et qu'il permet de mesurer correctement les propriétés élastiques d'un matériau. Nous avons donc décidé d'utiliser ce système de mesure pour caractériser les propriétés élastiques de notre panneau d'aggloméré de lin.

Numéro de cycle	Stéréo-corrélation d'images		Extensométrie (GPa)
	Essai 1 (GPa)	Essai 2 (GPa)	
1	75,5	75,2	66,5
2	75,5	74,5	66,6
3	75,2	75,3	68,0
Moyennes	75,4	75,0	67,0
Écart type	0,20	0,44	0,85

TABLEAU 2.6 – Module d'élasticité moyen en fonction du système de mesure utilisé (extensométrie et corrélation d'images).

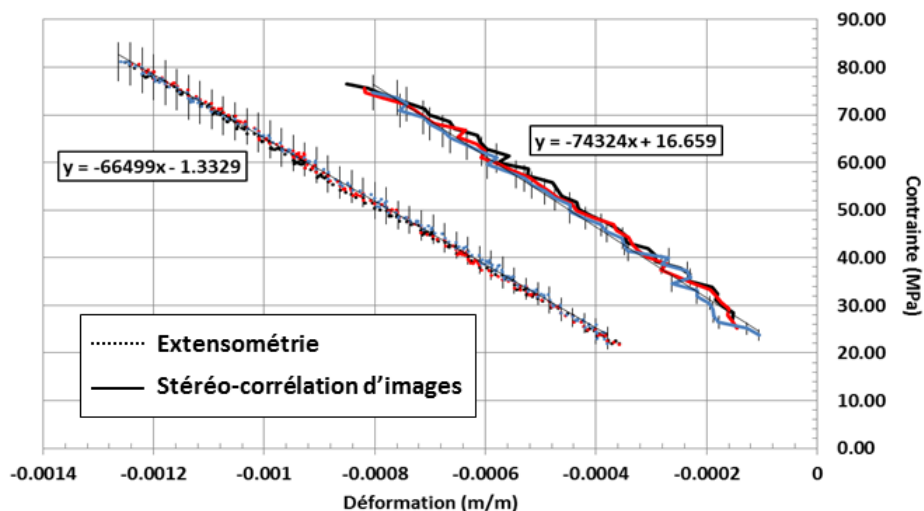


Figure 2.30 – Contrainte en fonction de la déformation lors de l'essai de compression : mesures par extensométrie (points) et par stéréo-corrélation d'images (traits pleins).

### 2.3.2 Caractérisation élastique dans le plan du panneau

Lors de la caractérisation des propriétés élastiques du panneau d'aggloméré de lin, nous nous sommes principalement focalisés sur le comportement mécanique du produit dans le plan du panneau. En effet, il est le plus sollicité lors de l'agression thermique d'un bloc-porte entraînant un cintrage de l'aggloméré de bois.

Les recherches bibliographiques tendent à montrer que les propriétés en compression d'un panneau d'aggloméré de bois sont plus affectées par une augmentation importante de la température que les propriétés en tension [37][75][77] (section 1.2.4). Nous avons donc décidé de caractériser le panneau d'aggloméré de lin par un essai de compression dans le plan du panneau.

Des essais de compression ont été réalisés à des températures de 20 °C et 120 °C (à chaud). Il n'a pas été possible de réaliser des essais de compression à plus haute température suite au problème de pyrolyse. En effet, des éprouvettes conditionnées à une température de 180 °C dans une étuve convective ont subi une réaction de pyrolyse bien en dessous de la température de pyrolyse déterminée par les essais de perte de masse (Température de pyrolyse par ATG = 250 °C). Cette température de pyrolyse "précoce" peut être due à un effet d'échelle sur les échantillons ou bien aux conditions thermiques de l'étuve de conditionnement différentes de celles du four utilisé lors des essais ATG (volume, rayonnement et convection différents).

Les échantillons utilisés pour ces essais de compression sont présentés dans la section 2.1. Ils ont pour dimensions 150 x 150 x 33,5 mm<sup>3</sup> et une teneur en eau de 10 % à 20 °C et 0 % à 120 °C.

#### a) Caractérisation à froid

La caractérisation à froid du module d'élasticité et du coefficient de Poisson du panneau d'aggloméré de lin a été réalisée par des essais de compression avec et sans rupture. Un montage avec une tête de chargement rotulée a été utilisé pour compenser les éventuels défauts de planéité des éprouvettes d'aggloméré de lin. Les essais ont été réalisés sur une presse de chargement de capacité 100 kN. Les déformations ont été mesurées par le biais d'un système de stéréo-corrélation d'images. La figure 2.31 présente le montage d'un essai de compression dans le plan du panneau sur un échantillon d'aggloméré de lin.

Au total, 7 échantillons ont été testés sans rupture suivant trois cycles de charge-décharge avec une vitesse de chargement de 0,2 mm/min et 7 échantillons ont été testés jusqu'à rupture avec une vitesse de chargement de 0,5 mm/min. Les essais de compression avec cycles ont été réalisés pour une contrainte variant entre 0,1 MPa et 1,2 MPa.

Ces essais de caractérisation permettent de déterminer le module d'élasticité  $E_{x,y}$  (MPa) et le coefficient de Poisson  $\nu_{xy}$  (rapport  $\epsilon_x$  sur  $\epsilon_y$ ) dans le plan du panneau d'aggloméré de lin ainsi que la contrainte maximale à la rupture  $\sigma_{max}$  (MPa). Le module d'élasticité  $E_{x,y}$  correspond à la tangente de la courbe contrainte/déformation entre 0,4 MPa et 1,2 MPa. Le cumul des erreurs sur la mesure des déformations  $\epsilon_x$  sur  $\epsilon_y$  explique la grande variabilité du coefficient de Poisson.

Les résultats des essais de compression sans et avec rupture sont présentés dans le tableau 2.7 et sur les figures 2.33 et 2.34.

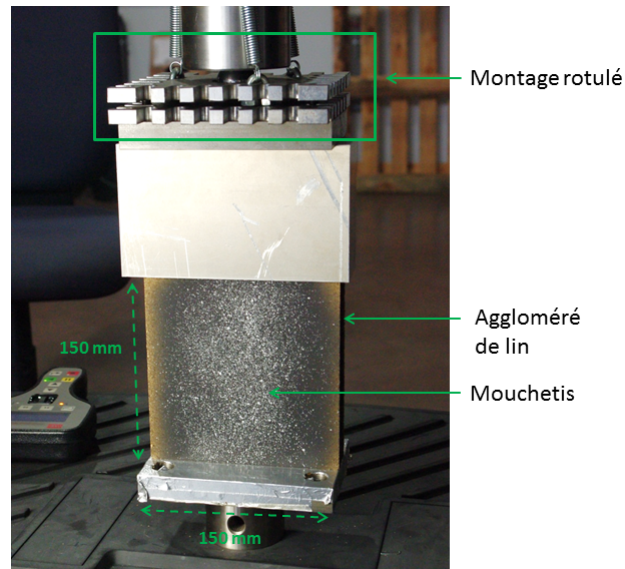


Figure 2.31 – Essai de compression dans le plan du panneau d’aggloméré de lin à température ambiante.

Ces résultats sont obtenus par analyse numérique des images issues du système de stéréo-corrélation d’images. Le logiciel d’analyse permet d’extraire les déformations d’une zone d’intérêt à l’aide d’extensomètres “numériques” (figure 2.32). Pour chaque échantillon d’aggloméré de lin, au moins quatre extensomètres numériques ont été utilisés pour mesurer les propriétés élastiques du matériau avec des écarts types de l’ordre de 20 MPa entre les résultats des extensomètres. Les résultats présentés ici sont des moyennes de ces extensomètres pour chaque échantillon.

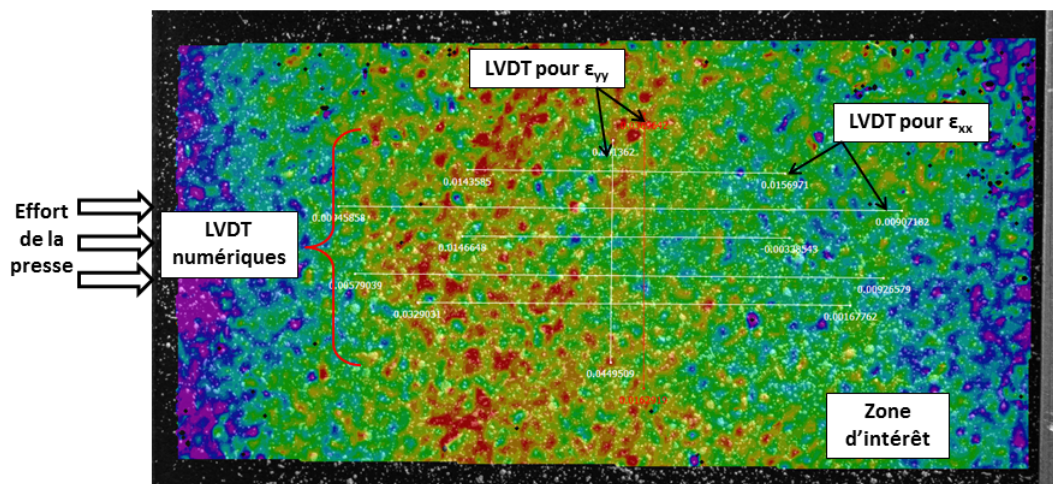


Figure 2.32 – Position des LVDTs numériques sur la zone d’intérêt d’un échantillon d’aggloméré de lin.

Les mesures effectuées sur le panneau d’aggloméré de lin donnent un module d’élasticité de 658 MPa et un coefficient de Poisson de 0,24 lors des essais de cycle de chargement. Des résultats légèrement inférieurs sont obtenus lors des essais de compression avec rupture où le module d’élasticité et le coefficient de Poisson sont respectivement égaux à 638 MPa et 0,18. La contrainte maximale moyenne en compression admise par les échantillons d’aggloméré de lin est de 2,7 MPa. Le module d’élasticité mesuré est relativement faible. Pour comparaison, la norme NF-EN-312 [63] imposant les exigences pour

les panneaux de particules indique un module d'élasticité en flexion allant de 1050 MPa à 3350 MPa selon les applications. La résistance en flexion est comprise entre 5,5 MPa et 22 MPa.

Nous pouvons expliquer la faible valeur du module d'élasticité en compression par la structure du matériau et la manière dont est appliquée la contrainte mécanique. Lors d'un essai en flexion, la structure du matériau permet un meilleur équilibre des contraintes entre les zones en traction et en compression suite à la présence de la fibre neutre (fibre sans contrainte) ce qui peut mener à une mesure du module d'élasticité légèrement plus haute.

Essais par cycles		1	2	3	4	5	6	7	Écart types	Moyennes
$E_{x,y}$ (MPa)	Essai 1	558	899	491	819	668	600	655	144	<b>658</b>
	Essai 2	551	-	526	819	668	655	642	104	
$\nu_{xy}$	Essai 1	0,32	0,41	0,18	0,20	0,12	0,22	0,20	0,10	<b>0,24</b>
	Essai 2	0,23	-	0,22	0,47	0,14	0,16	0,22	0,12	

Essais de rupture	1	2	3	4	5	6	7	Moyennes	Écart types
$E_{x,y}$ (MPa)	687	574	504	760	660	622	662	<b>638</b>	82,3
$\nu_{xy}$	0,20	0,20	-	0,17	0,10	0,21	0,18	<b>0,18</b>	0,04
$\sigma_{max}$ (MPa)	3,0	2,6	2,8	2,7	2,7	2,5	2,6	<b>2,7</b>	0,16

TABLEAU 2.7 – Résultats de la caractérisation mécanique en compression dans le plan du panneau d'aggloméré de lin à 20 °C.

D'un point de vue général, les résultats présentés dans le tableau 2.7 montrent une dispersion assez importante avec des écarts par rapport à la moyenne allant jusqu'à 45 % pour le module d'élasticité et 76 % pour le coefficient de Poisson. Cette dispersion peut s'expliquer à la fois par la nature du matériau et par la technique d'analyse numérique. Les panneaux d'aggloméré de lin sont composés en majorité de particules de bois et de lin qui sont des matériaux fortement hétérogènes. Il y a donc une première variabilité due au matériau lui-même (dimensions et propriétés mécaniques des particules de bois). Il peut aussi exister une variabilité des propriétés mécaniques au sein d'un même panneau d'aggloméré de lin suite à une répartition aléatoire des particules ou de la résine et donc un écart des propriétés mécaniques mesurées sur les différents échantillons issus de ce panneau. De plus, les extensomètres numériques sont placés manuellement sur la zone d'intérêt. Il est possible que l'alignement de ces outils de mesure en fonction des axes de chargement et leur position par rapport au centre de l'éprouvette ne soient pas parfaits (figure 2.32). Cela peut donc légèrement impacter sur les résultats de mesure (quelques MPa).

Concernant les modes de rupture des échantillons, nous avons observé une rupture par glissement de couches au centre de l'échantillon sans rupture des fibres de bois. Une rupture à 45° est aussi observée sous l'appui de chargement avec une rupture des fibres sur cette zone. Cette rupture à 45° est certainement due à un frottement du matériau lors de l'essai. Ce mode de rupture est classique pour les essais de compression de panneaux d'aggloméré où la résistance à l'arrachement entre les fibres est faible. La figure 2.33 présente un exemple de mode de rupture lors d'un essai de compression d'un échantillon d'aggloméré de lin.

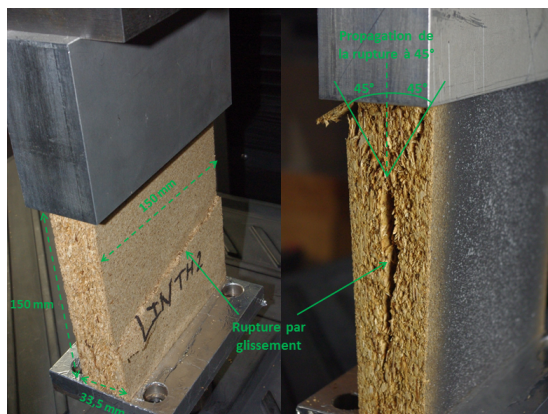


Figure 2.33 – Mode de rupture par glissement des particules et propagation de la fissure lors d’un essai de compression.

La figure 2.34 présente les courbes de contrainte - déformation obtenues pour les différents échantillons testés jusqu’à la rupture. Les résultats sont globalement compris dans le même fuseau de valeurs et montrent la même évolution. Les déformations dans le plan du panneau sont de l’ordre de 1 %.

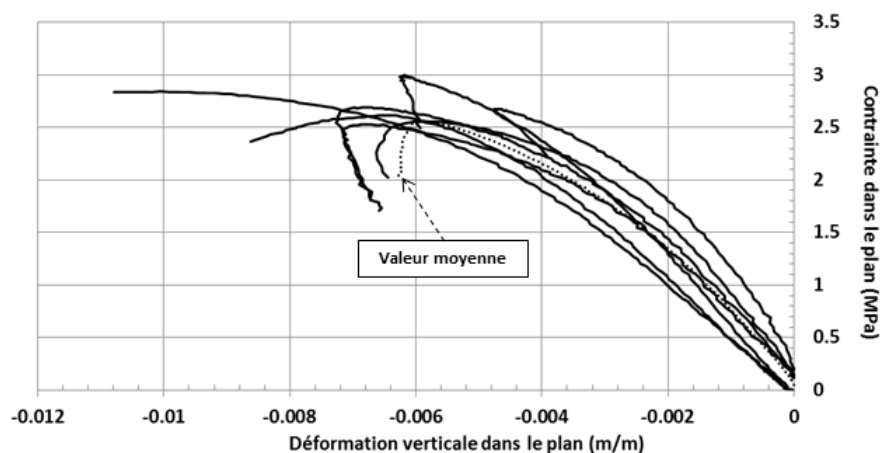


Figure 2.34 – Courbes contrainte - déformation pour les essais de rupture en compression de l’aggloméré de lin à 20 °C.

La figure 2.35 présente les champs de déplacement suivant l’axe de chargement à trois instants  $t$  différents lors d’un essai de compression à 20 °C. Ces champs de déplacement ont été obtenus par l’analyse de données du système de stéréo-corrélation d’images. La visualisation des champs de déplacement permet de bien comprendre le comportement du matériau lors de l’essai. Celui-ci subit des déplacements non-homogènes suivant la hauteur de l’échantillon. La partie située en dessous de la tête de chargement, soit la partie haute de l’échantillon, subit de plus grands déplacements que la partie basse de l’échantillon. À la fin de l’essai, la visualisation du champ de déplacement montre une variation des “couches” de déplacement qui ne sont plus parallèles les unes aux autres. Cela traduit la rupture de l’échantillon d’aggloméré de lin.



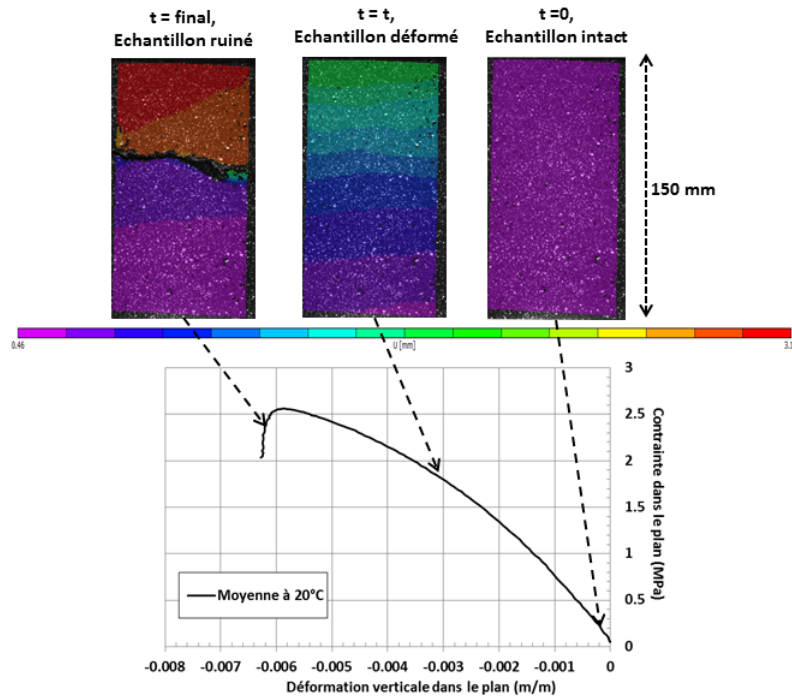


Figure 2.35 – Analyse du déplacement suivant l’axe de chargement à différents temps d’essai.

### b) Caractérisation à chaud

La caractérisation à chaud des propriétés élastiques du panneau d’aggloméré de lin a été réalisée à une température de 120 °C. Préalablement aux essais de compression, cinq échantillons ont été placés dans une étuve à 120 °C pendant cinq jours. Les essais de compression ont été effectués en dehors de l’enceinte sur une presse de capacité 100 kN avec une vitesse de chargement de 0,5 mm/min. Seuls des essais jusqu’à rupture de l’échantillon ont donc été réalisés. Des essais cycliques auraient entraîné un refroidissement trop important des échantillons. La température au centre de l’échantillon en fin d’essai était de l’ordre de 115 °C (mesure par thermocouple inconel de type K).

Les résultats de ces mesures sont présentés dans le tableau 2.8 et sur la figure 2.36. Le module d’élasticité moyen à 120 °C, qui a été mesuré sur la zone de contrainte comprise entre 0,2 MPa et 0,9 MPa, est égal à 565 MPa. Cette valeur est 14 % plus faible que le module d’élasticité à 20 °C. Le coefficient de Poisson est égal à 0,12 soit 50 % plus faible que celui à 20 °C. Nous observons des écarts de mesure allant jusqu’à 32 % pour le module d’élasticité et 57 % pour le coefficient de Poisson. Ces dispersions de résultats sont supérieures aux pourcentages d’écarts moyens entre les valeurs mesurées à 20 °C et à 120 °C.

Essais de rupture	1	2	3	4	5	Moyennes	Écarts types
$E_{x,y}$ (MPa)	508	457	580	680	597	<b>565</b>	85,7
$\nu_{xy}$	0,10	0,10	0,19	0,08	0,012	<b>0,12</b>	0,06
$\sigma_{max}$ (MPa)	2,0	1,7	2,0	2,0	1,9	<b>1,9</b>	0,13

TABLEAU 2.8 – Résultats de la caractérisation mécanique en compression dans le plan du panneau d’aggloméré de lin à 120 °C.

Des tests de Khi2<sup>7</sup> sur les moyennes des modules d'élasticité à 20 °C et 120 °C donnent respectivement des probabilités égales à 0,02 % et 0,23 % soit bien inférieures à 5 %. D'après ce test, il y a donc une dépendance du module d'élasticité avec la température. Néanmoins, suite à l'importante dispersion des valeurs à 20 °C et 120 °C, il semble difficile de conclure sur l'impact réel de la température sur les propriétés mécaniques des panneaux d'aggloméré de lin. Il est possible que ces écarts s'expliquent par la variabilité du matériau et non par une réduction des propriétés mécaniques avec la température.

Une comparaison des courbes contrainte - déformation moyennes à 20 °C et 120 °C est présentée sur la figure 2.37. On y remarque des tendances similaires concernant le module d'élasticité à 20 °C et 120 °C avec des pentes de courbes analogues.

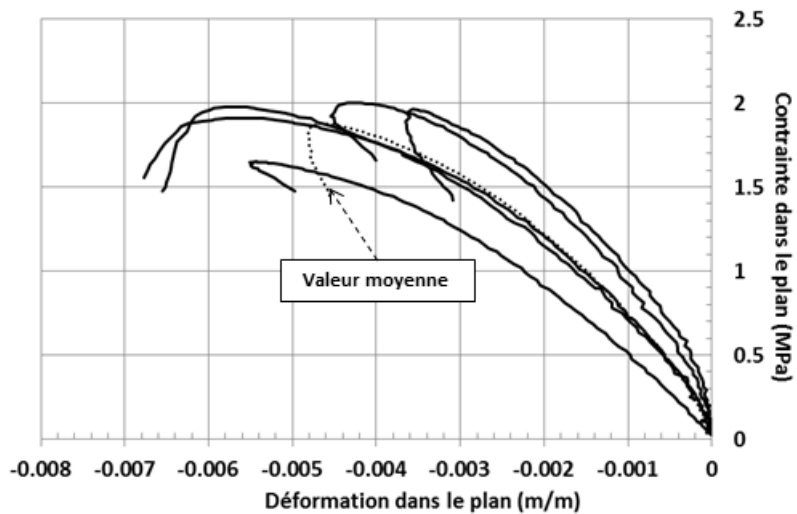


Figure 2.36 – Courbes contrainte - déformation, essais de rupture en compression de l'aggloméré de lin à 120 °C.

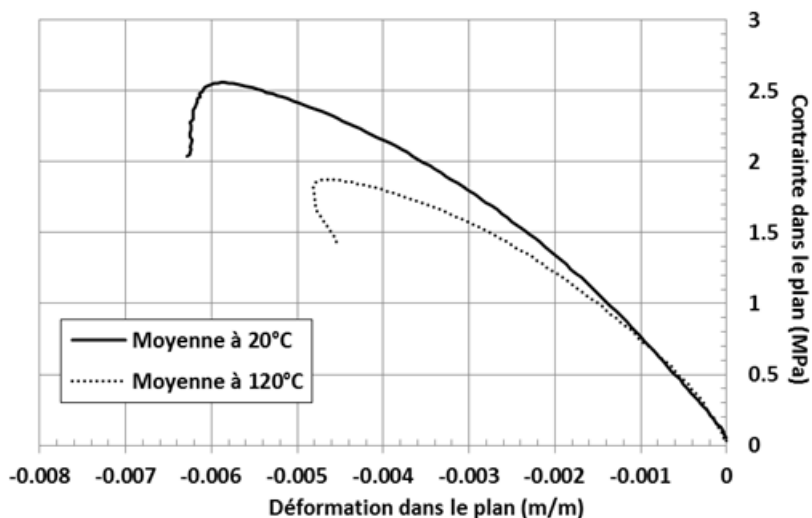


Figure 2.37 – Comparaison des courbes contrainte - déformation des essais de rupture en compression de l'aggloméré de lin à 20 °C et 120 °C.

7. Le test de Khi2 est un test statistique permettant de vérifier l'indépendance entre deux variables aléatoires.

### 2.3.3 Caractérisation élastique hors plan du panneau

Les panneaux d'aggloméré de lin étant des matériaux orthotropes, ils ont aussi été caractérisés mécaniquement dans la direction hors plan, autrement dit suivant l'épaisseur du produit. Nous voulions ainsi savoir s'il est nécessaire d'utiliser ou non un modèle mécanique orthotrope lors de nos simulations numériques. Des essais de compression et de traction perpendiculaire aux faces du panneau ont été réalisés à température ambiante sur des échantillons de dimensions 50 x 50 x 33,5 mm<sup>3</sup>.

Les essais de compression ont été réalisés dans la continuité des essais de caractérisation dans le plan du panneau. Les essais de traction perpendiculaire aux faces, ou essais d'arrachement, ont été réalisés pour obtenir un élément de comparaison avec les essais de caractérisation habituellement réalisés sur les panneaux d'aggloméré [63].

L'instrumentation de ces essais a été effectuée à l'aide du système de stéréo-corrélation d'images préalablement utilisé pour la caractérisation dans le plan du panneau. Les essais ont été réalisés sur une presse de capacité 100 kN.

Un mouchetis noir et blanc a été appliqué sur l'épaisseur des échantillons afin d'augmenter les contrastes de surface et permettre la mesure par corrélation d'images.

#### a) Essais de compression

Les essais de compression ont été réalisés suivant trois cycles de chargement. Les deux premiers cycles de chargement ne dépassent pas une contrainte de 0,4 MPa (1000 N) sur l'échantillon puis le dernier cycle est amené jusqu'à la ruine du matériau. Ces essais ont été réalisés avec une vitesse de chargement de 0,75 mm/min sur cinq échantillons différents.

Les résultats des essais de compression dans l'épaisseur du panneau d'aggloméré de lin sont présentés dans le tableau 2.9. Le module d'élasticité moyen est égal à 22,2 MPa. Le coefficient de Poisson et la limite d'élasticité sont respectivement égaux à 0,019 et 0,48 MPa.

La valeur du module d'élasticité est très faible par rapport au résultat dans le plan du panneau d'aggloméré de lin. Le module d'élasticité est ainsi 96,6 % plus faible dans l'épaisseur. Ces résultats sont en accord avec les données mesurées par Najafi [69] où le module d'élasticité dans l'épaisseur d'un panneau de particules est de 80 % à 92 % plus faible que le module d'élasticité dans le plan du panneau.

De même, le coefficient de Poisson dans l'épaisseur du panneau est beaucoup plus faible que celui dans le plan avec une valeur moyenne de 0,019 contre 0,18 précédemment. Cela est certainement dû à la structure interne du matériau et à une réorganisation des fibres et des cavités d'air dans l'épaisseur des échantillons lors des essais.

<b>Compression dans l'épaisseur</b>	<b>1</b>	<b>2</b>	<b>3</b>	<b>4</b>	<b>5</b>	<b>Moyennes</b>	<b>Écart types</b>
$E_z$ (MPa)	21,3	22,8	22,0	26,6	23,6	22,2	2,06
$\nu_{xz,yz}$	0,023	0,014	0,013	0,022	0,024	0,019	0,005
$R_e$ (MPa)	0,48	0,50	0,46	0,48	0,48	0,48	0,014

TABLEAU 2.9 – Résultats des essais de compression dans l'épaisseur du panneau.

## b) Essais de traction

Les essais de traction sont basés sur la norme NF-EN-319 [65] qui prescrit la méthode de détermination de la résistance à la traction perpendiculaire aux faces des panneaux de particules. Cet essai permet de caractériser la cohésion interne du panneau d'aggloméré.

Ces essais nécessitent de coller l'échantillon testé sur deux semelles de surface 50 x 50 mm<sup>2</sup> (ici des semelles en aluminium). Les échantillons ont été collés sur ces semelles à l'aide d'une colle époxy dont la résistance d'adhésion théorique atteint jusqu'à 35 MPa, soit nettement supérieure à la résistance mécanique du matériau. La figure 2.38 présente un essai de traction hors plan et le montage de l'essai.

Les résultats de caractérisation en traction sont présentés dans le tableau 2.10. Le module d'élasticité en traction perpendiculaire aux faces du panneau d'aggloméré de lin est égal à 16,2 MPa. Le coefficient de Poisson et la contrainte maximale à la rupture (cohésion interne) sont respectivement égaux à 0,052 et 0,088 MPa. D'après la norme NF-EN-312 [63], la résistance à la traction hors plan, soit la cohésion interne, pour un panneau d'aggloméré de bois de cette épaisseur est comprise entre 0,14 MPa et 0,30 MPa. La cohésion interne du panneau testé est nettement inférieure aux exigences normatives.



Figure 2.38 – Éprouvette de traction et essai de traction hors plan avant et après rupture.

Essais de cohésion	1	2	3	4	5	6	7	Écarts types	Moyenne
$E_z$ (MPa)	10,4	10,6	16,2	9,3	28,0	14,1	24,9	5,8	16,2
$\nu_{xz,yz}$	0,026	0,0015	0,0092	0,025	0,22	0,081	0,0	0,056	0,052
$\sigma_{max}$ (MPa)	0,081	0,075	0,091	0,096	0,11	0,076	0,088	0,093	0,088

TABLEAU 2.10 – Résultats des essais de traction perpendiculaire aux faces du panneau.

Les résultats de la caractérisation dans l'épaisseur du panneau d'aggloméré de lin montrent une grande différence entre les caractéristiques mécaniques dans le plan et dans l'épaisseur du panneau. Les propriétés mécaniques dans l'épaisseur du panneau sont nettement plus faibles (96,6 %) que celles dans

le plan du panneau. Cela vient principalement de l'alignement des fibres parallèlement aux faces du panneau lors de la fabrication des panneaux d'aggloméré. L'orthotropie du matériau doit donc être considérée dans le modèle mécanique.

### 2.3.4 Dilatation thermique

#### a) Mise au point d'un dilatomètre

Dans le but de mesurer les coefficients de dilatation thermique du panneau d'aggloméré de lin dans le plan et hors plan du panneau, un four d'essai et un montage par extensométrie ont été développés en s'inspirant des dilatomètres commerciaux. Le four d'essai est présenté sur les figures 2.39 et 2.40. Il est composé de six panneaux radiants de dimensions 120 x 60 mm<sup>2</sup> et de puissance nominale unitaire égale à 500 W pour une température maximale des panneaux de l'ordre de 700 °C. Le contrôle de la température est assuré par un régulateur PID et un thermocouple en inconel de type K placé au contact de l'échantillon. Le système d'extensométrie consiste en des tiges d'Invar (alliage de fer et de nickel) placées dans des paliers de guidage dont le rôle est de transmettre le déplacement de l'éprouvette à des capteurs de déplacement de type LVDT (Linear Variable Differential Transformer = Transformateur Différentiel à Variation Linéaire) placés à l'extérieur du four. Le choix de l'Invar est justifié par le faible coefficient de dilatation thermique de ce matériau compris entre  $1,2 \cdot 10^{-6} / ^\circ\text{C}$  et  $2,0 \cdot 10^{-6} / ^\circ\text{C}$ . Ce coefficient de dilatation thermique est vingt à trente fois plus faible que le coefficient de dilatation thermique du bois dans les directions radiale et tangentielle.

De manière à placer l'échantillon au plus près du centre du four d'essai, deux cales en Invar de 45 mm de hauteur sont placées sous celui-ci. Un ventilateur est utilisé pour refroidir les LVDT au niveau de la zone de mesure. L'ensemble du montage est disposé sous une hôte d'aspiration pour les fumées de pyrolyse.

L'instrumentation de l'essai est réalisée par deux LVDT de 2 mm de course (précision de 0,1  $\mu\text{m}$ ) et sept thermocouples en inconel de type K. Six thermocouples sont placés au contact des faces de l'échantillon et un thermocouple est placé au centre de celui-ci pour vérifier l'homogénéité de l'échauffement.

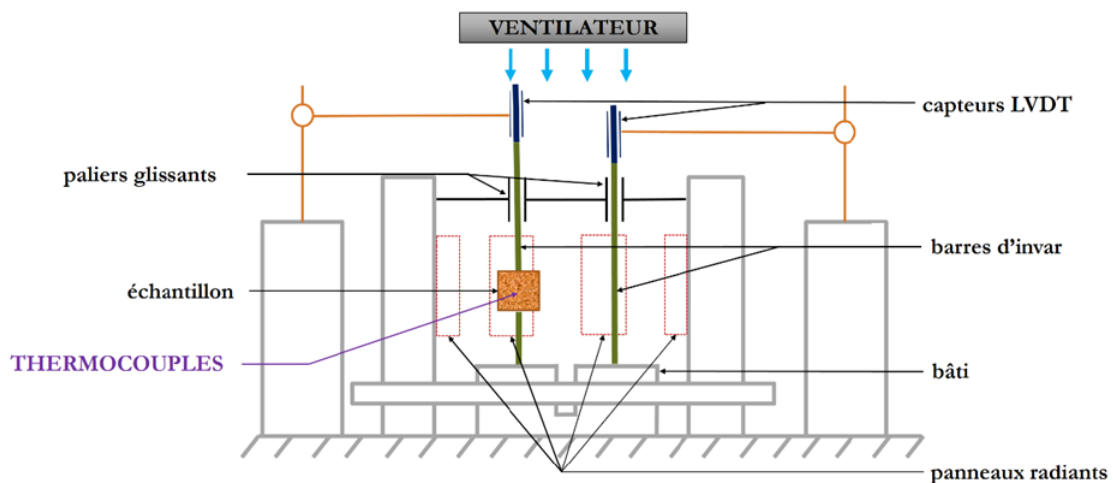


Figure 2.39 – Schéma du four d'essai pour la caractérisation de la dilatation thermique.

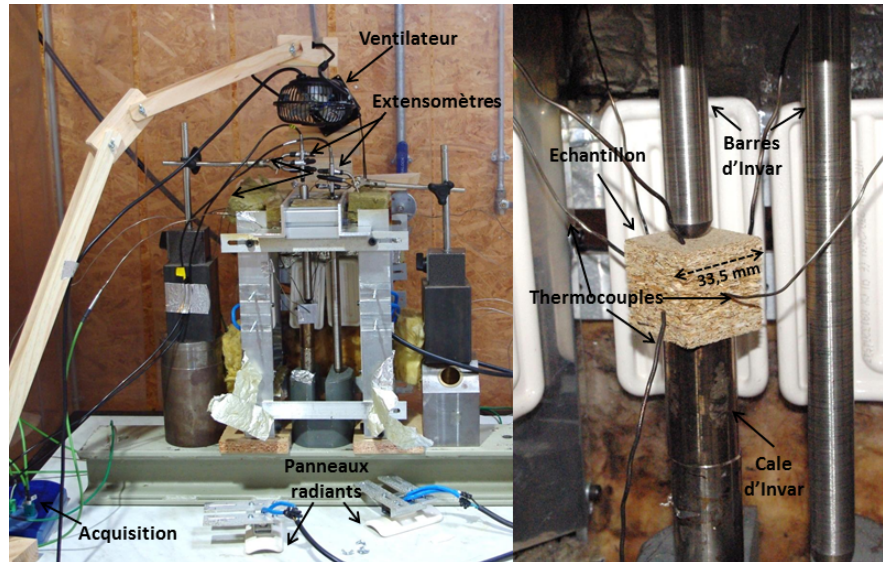


Figure 2.40 – Four d’essai pour la caractérisation de la dilatation thermique.

### b) Validation de la méthode

Préalablement aux mesures de dilatation thermique sur un panneau d’aggloméré, la méthode de mesure a été appliquée à un échantillon d’aluminium de nuance 5083 et de dimensions  $35,5 \times 35,5 \times 35,5 \text{ mm}^3$ . L’instrumentation des déplacements a été doublée d’un système de corrélation d’images afin de valider le système d’extensométrie.

L’essai de validation sur l’éprouvette d’aluminium a été réalisé avec une vitesse d’échauffement de  $3 \text{ }^\circ\text{C}/\text{min}$  jusqu’à une température de  $190 \text{ }^\circ\text{C}$ . La figure 2.41 présente les résultats de dilatation thermique de l’aluminium mesurés avec les systèmes d’extensométrie et de stéréo-corrélation d’images. À titre indicatif, la déformation théorique de l’échantillon est aussi représentée sur la figure.

Dans un premier temps, nous constatons que les deux déformations mesurées sont proches de la déformation théorique sur toute la plage de température testée. Les coefficients de dilatation thermique obtenus avec l’extensométrie et la stéréo-corrélation d’images sont respectivement égaux à  $25,5 \cdot 10^{-6} /^\circ\text{C}$  et  $23,0 \cdot 10^{-6} /^\circ\text{C}$ . Cela équivaut à des écarts de 2 % et 8 % par rapport au coefficient de dilatation thermique théorique ( $\alpha_{\text{Théorique}} = 25,0 \cdot 10^{-6} /^\circ\text{C}$ ).

Suite à cet essai sur l’échantillon d’aluminium, nous concluons que le système de mesure par extensométrie permet d’obtenir précisément le coefficient de dilatation thermique. Nous avons donc décidé de poursuivre ces essais sur les échantillons d’aggloméré de lin.

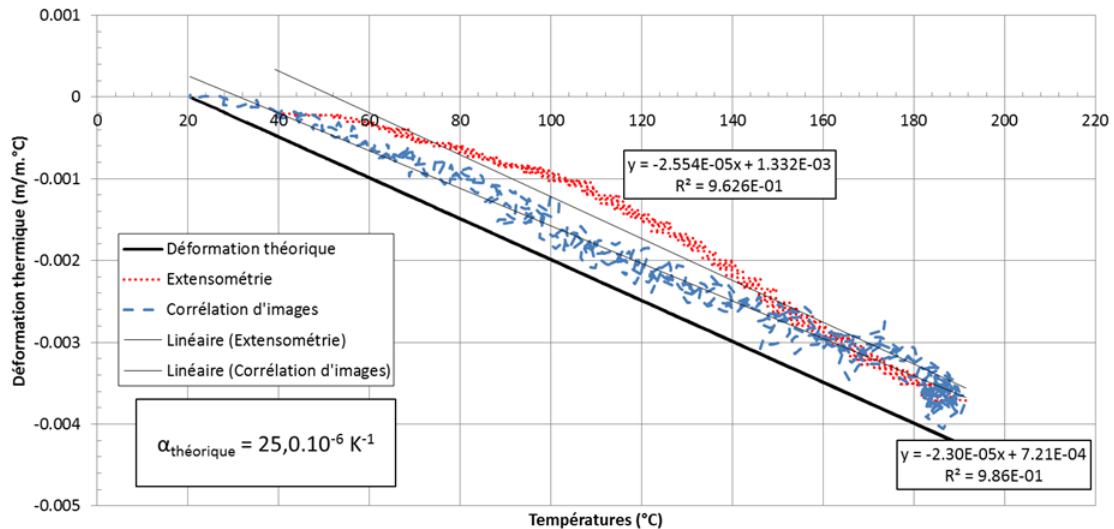


Figure 2.41 – Mesures de la déformation thermique de l’aluminium par extensométrie (points) et stéréo-corrélation d’images (tirets).

### c) Coefficients de dilatation thermique de l’aggloméré de lin

Les échantillons d’aggloméré de lin ont été testés suivant deux directions (dans le plan et hors plan) du panneau et à deux teneurs en eau (0 % et 8 %). 15 échantillons d’aggloméré de lin sec ont été testés (6 pour la direction dans le plan et 9 pour la direction hors plan du panneau) et 20 échantillons à 8 % de teneur en eau (10 par direction), soit un total de 35 éprouvettes.

Les essais de caractérisation sur les échantillons d’aggloméré de lin ont été réalisés avec une vitesse d’échauffement de 2 °C/min jusqu’au début de la pyrolyse des éprouvettes. En raison de la très faible rigidité du charbon de bois et du poids de la barre d’Invar, il n’a pas été possible de mesurer la déformation thermique des échantillons lors de la formation du charbon de bois (pyrolyse). En effet, la barre d’Invar venait fausser la mesure en poinçonnant la surface des échantillons.

Les figures 2.42 à 2.44 présentent successivement les déformations thermiques moyennes et les coefficients de dilatation thermique moyens pour les différentes orientations et teneurs en eau du matériau. L’ensemble des courbes de déformation thermique des échantillons est présenté en Annexe 2. On y constate que les mesures sont répétables pour une même orientation et une même teneur en eau.

Concernant les déformations thermiques moyennes, nous remarquons un comportement différent entre les échantillons secs et humides (figures 2.42 et 2.43).

Les échantillons secs présentent une phase de dilatation thermique relativement faible sur la quasi totalité de la plage de mesure. Vient ensuite une phase de retrait importante qui peut être attribuée à une perte de rigidité du matériau et à l’impact du poids de la barre d’Invar lors de la mesure. Nous remarquons que cette seconde phase débute dès 210 °C pour les échantillons testés parallèlement au plan du panneau et seulement vers 235 °C pour ceux testés dans la direction hors plan. Après analyse des températures de chaque échantillon, nous expliquons ce décrochage de la courbe de déformation thermique par le début de la réaction de pyrolyse. En effet, dès que la réaction de pyrolyse est enclenchée, la formation de charbon de bois en surface entraîne un affaissement de l’échantillon et un enfoncement de la barre d’Invar au niveau de la zone de mesure. Il semble donc que cet écart de com-

portement selon l'orientation de la déformation thermique mesurée, dans le plan ou hors plan, ne soit pas propre au matériau mais dépend des échantillons et de leur pyrolyse. En revanche, il est possible que l'orientation des échantillons ait un impact sur la température d'amorçage de la réaction de dégradation thermique (gamme de température d'amorçage 200 °C à 235° C).

Du point de vue de l'amplitude de la déformation thermique mesurée, l'orientation des échantillons d'aggloméré de lin sec a un impact sur les mesures. Sur la plage de température allant de 20 °C à 150 °C, la déformation thermique dans la direction hors plan du panneau est jusqu'à quatre fois plus importante que celle dans le plan du panneau. Elle est ainsi de  $1,84 \cdot 10^{-3}$  m/m dans la direction hors plan contre  $4,44 \cdot 10^{-4}$  m/m dans le plan du panneau.

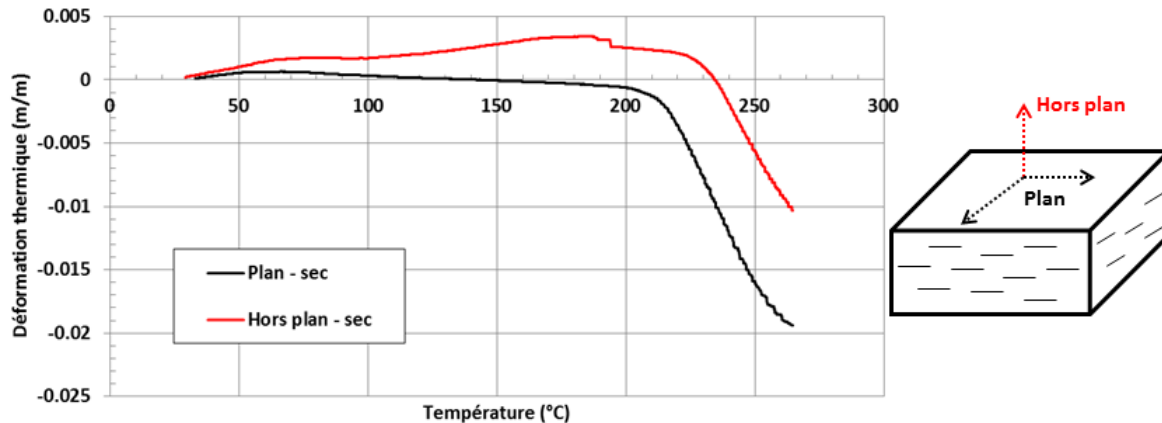


Figure 2.42 – Déformations thermiques de l'aggloméré de lin sec mesurées dans le plan et hors plan par extensométrie (moyenne de 6 à 9 échantillons).

Les résultats de mesure sur les échantillons à 8 % de teneur en eau donnent un comportement différent des échantillons secs. Trois phases de déformation sont observées, une première phase de dilatation thermique puis deux phases de retrait distinctes. La phase de dilatation thermique se situe entre 20 °C et 50 °C et correspond à une expansion du matériau. Cette phase est similaire pour les deux orientations testées. La première phase de retrait débute vers 50 °C - 80 °C pour terminer vers 200 °C. Elle correspond dans un premier temps au séchage du matériau en dessous de 100 °C puis à une "stabilisation" du retrait entre 100 °C et 200 °C. Passé 200 °C, nous observons la seconde phase de retrait avec une augmentation de la vitesse de déformation thermique qui peut s'expliquer par le début de la dégradation thermique du matériau (pyrolyse).

De même que pour les échantillons secs, nous retrouvons un impact en fonction de l'orientation des échantillons sur l'amplitude des déformations thermiques mesurées à 8 % de teneur en eau. La déformation thermique hors plan du panneau est beaucoup plus importante que celle dans le plan du panneau. Elle est jusqu'à cinquante fois plus élevée dans la première direction et environ sept fois plus élevée sur la plage de température allant de 120 °C à 200 °C. Ce comportement est en accord avec la littérature. Il s'explique par la structure des fibres du bois qui sont soumises à de plus grandes variations dimensionnelles dans les directions radiale et tangentielle que dans la direction longitudinale lors d'une variation de la température et / ou de la teneur en eau du matériau [42].

La comparaison des résultats entre les échantillons secs et humides montre que la déformation mesurée ici est principalement due à une déformation hydrique, suite au retrait de l'eau du bois, plutôt qu'à une déformation thermique du matériau à proprement parler. Il semble donc que les déplacements



mesurés sur un bloc-porte en bois lors d'un essai de résistance au feu soient principalement dus à un gradient d'humidité suivant l'épaisseur du vantail plutôt qu'à un gradient de température.

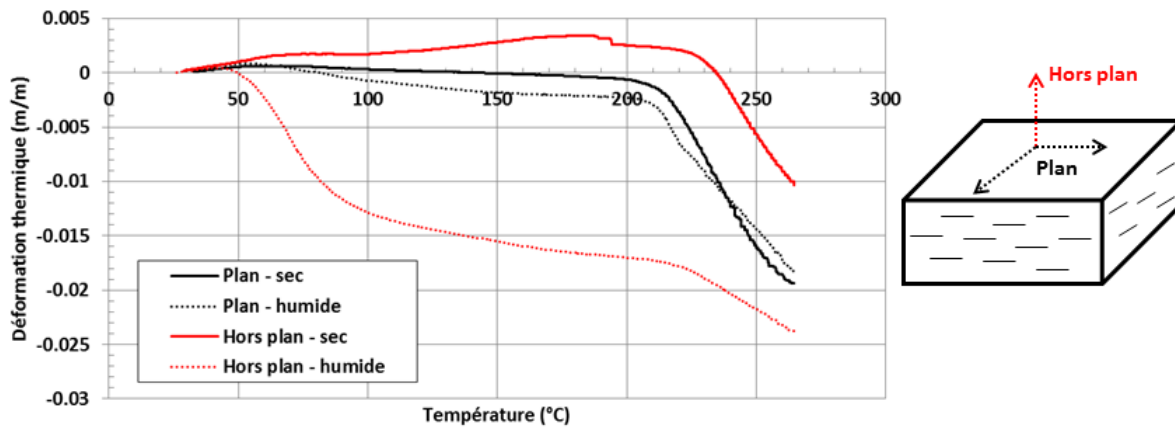


Figure 2.43 – Déformations thermiques de l’aggloméré de lin sec et à 8 % de teneur en eau mesurées dans le plan et hors plan par extensométrie (cas humide : moyenne de 10 échantillons).

La figure 2.44 présente les coefficients de dilatation thermique ( $1/^\circ\text{C}$ ) calculés en fonction des déformations thermo-hydriques mesurées. Un coefficient de dilatation positif représente une expansion du matériau et un coefficient de dilatation négatif un retrait de celui-ci. Ces coefficients sont calculés d’après l’équation 2.9 [13] où  $\epsilon_{th}$  représente la déformation mesurée et  $T_{ref}$  la température ambiante ( $^\circ\text{C}$ ). Les coefficients de dilatation thermique obtenus pour les échantillons à 8 % de teneur en eau seront par la suite utilisés pour les simulations du comportement thermomécanique d’un panneau d’aggloméré de lin (chapitre 4).

$$\alpha_{th} = \frac{\epsilon_{th}}{T - T_{ref}} \quad (1/^\circ\text{C}) \quad (2.9)$$

Notons que, dans la formule, les coefficients de dilatation sont des coefficients “sécants”, calculés à partir des déformations subies à partir de la température de début d’essai.

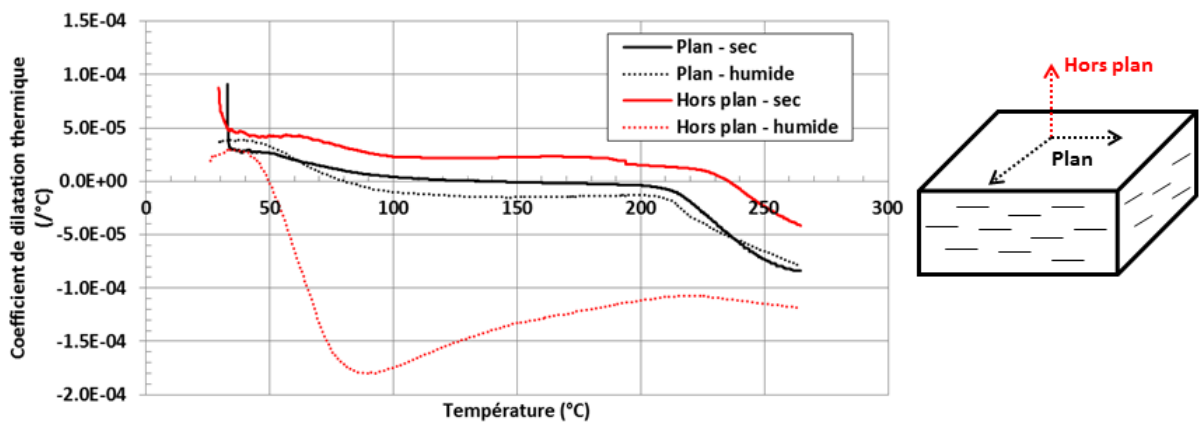


Figure 2.44 – Coefficients de dilatation thermique de l’aggloméré de lin sec mesurés dans le plan et hors plan.

La figure 2.45 présente une comparaison des coefficients de dilatation thermique mesurés sur les échantillons à 8 % de teneur en eau avec des coefficients de dilatation thermique issus de la littérature [44][54]. Nous remarquons des tendances différentes entre la littérature et nos mesures. Tabaddor propose un comportement similaire à nos résultats avec une phase de dilatation puis une phase de retrait qui débute dès 70 °C ainsi qu'un changement de pente passé 100 °C. En revanche, l'amplitude de son coefficient de dilatation thermique lors de la phase de retrait est beaucoup plus élevée que celle mesurée sur les échantillons d'aggloméré de lin. Janssen propose des coefficients de dilatation thermique très différents de nos résultats avec une phase de dilatation jusqu'à 260 °C puis une phase de retrait importante lors de la formation de charbon de bois.

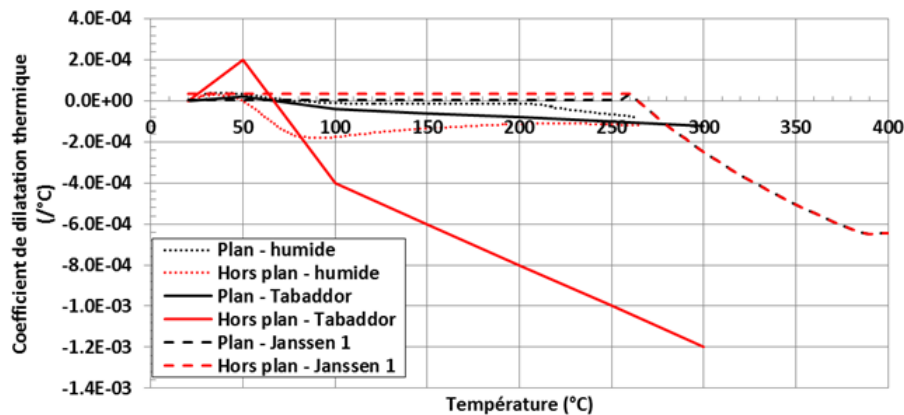


Figure 2.45 – Coefficients de dilatation thermique de l'aggloméré de lin sec mesurés dans le plan et hors plan.

## 2.4 Caractérisation du comportement global : essai à grande échelle

Dans le but de valider le modèle thermomécanique qui sera développé aux chapitres suivants, un essai a été réalisé dans un des fours industriels de résistance au feu de la société EFECTIS France. Cet essai a permis de mesurer les transferts thermiques au sein de différents panneaux dérivés du bois et leurs déplacements hors plan. Les mesures obtenues au cours de cet essai seront par la suite utilisées pour valider à grande échelle les modèles de simulation thermique et mécanique développés.

### 2.4.1 Présentation de l'essai

L'essai à grande échelle a été réalisé au laboratoire de la société EFECTIS France situé à Maizières-les-Metz sur un four industriel aux dimensions de paroi de fermeture de 3 x 3 m<sup>2</sup> (dimensions hors tout du four 3,1 (L) x 1,5 (l) x 3,6 (h) m<sup>3</sup>). Lors de cet essai, six panneaux issus de produits dérivés du bois ont été testés : deux panneaux d'aggloméré de lin, un panneau de bois massif latté, un panneau d'aggloméré de bois standard, un panneau d'aggloméré de bois ignifugé et un panneau de fibres de bois à densité moyenne (MDF). Ces panneaux étaient montés et vissés sur un voile en béton cellulaire soit par des cornières en acier soit par des paumelles en acier. Ces deux modes de fixation permettent d'obtenir des cas de validation avec des conditions aux limites mécaniques différentes. Le voile en béton cellulaire constituant la paroi de fermeture du four avait une épaisseur de 200 mm pour une masse volumique théorique de 550 kg/m<sup>3</sup>. Dans le but de réaliser l'essai dans de bonnes conditions et pour pallier la chute successive des panneaux de bois, un dispositif de volets en plaques de plâtre de 25 mm a été réalisé en face non-exposée du four. Ces volets étaient fermés avant la chute d'un panneau afin

de poursuivre l'essai sur les panneaux restant sans laisser d'ouverture en face avant du four. Lors du montage des panneaux de bois, un espace de l'ordre de 5 mm en plus des dimensions des échantillons a été laissé sur le pourtour des ouvertures pour permettre l'installation des six panneaux de bois. Ce jeu a été calfeutré par la suite avec de la fibre minérale (Insuflax®) préalablement à la réalisation de l'essai. Des plans de montage sont présentés en Annexe 3.

La figure 2.46 présente la face non-exposée du four d'essai ainsi que la position des différents échantillons. Les dimensions et le mode de fixation de chaque panneau sont présentés dans le tableau 2.11.



Figure 2.46 – À gauche, vue de la chambre du four d'essai ; au centre, vue de la face non-exposée des échantillons testés lors de l'essai à grande échelle (dimensions : 3 x 3 m<sup>2</sup>) ; en haut à droite, zoom sur une fixation par cornière ; en bas à droite, zoom sur une paumelle.

Type de panneau	Masse volumique (kg/m <sup>3</sup> )	Dimension (mm <sup>3</sup> ) h x l x ep	Mode de fixation
Bois massif latté	660	1000 x 465 x 34	Vissé sur cornières
Aggloméré de bois ignifugé	675	1000 x 465 x 22	
MDF	730	1000 x 465 x 40	
Aggloméré de bois standard	615	1000 x 465 x 38	
Aggloméré de lin	390	1000 x 465 x 33,5	
Aggloméré de lin	390	1000 x 465 x 33,5	Monté sur 3 paumelles

TABLEAU 2.11 – Dimensions et mode de fixation des panneaux de bois testés.

L'instrumentation des panneaux a été réalisée à l'aide de thermocouples de type "pastille" en face non-exposée et de thermocouples en inconnel de diamètre 1,5 mm dans l'épaisseur. Les déplacements hors plan de certains panneaux de bois ont été relevés à l'aide de capteurs filaires vissés à la face non-exposée des échantillons. Le voile en béton cellulaire a aussi été instrumenté de manière à relever la température au centre de la face non-exposée et pour mesurer les déplacements hors plan. En plus de ces systèmes de mesure, une caméra équipée d'un système de refroidissement par eau et air comprimé a été installée dans une ouverture prévue à cet effet pour filmer une partie de la face exposée lors de l'essai afin d'aider à l'interprétation des résultats.

Le chargement thermique imposé lors de cet essai correspond au programme thermique conventionnel EN-1363-1 [2]. Une dépression de l'ordre de 20 Pa a été maintenue en tête de four pendant l'essai. La vérification du suivi du chargement thermique à l'intérieur du four d'essai est assurée par six pyromètres à plaque ("thermoplates"). La montée en température du four est assurée par douze brûleurs à gaz (méthane) disposés sur la hauteur du four d'essai à gauche et à droite de la face exposée.

Dans ce document, nous nous intéressons plus particulièrement aux deux panneaux d'aggloméré de lin, ce produit étant le matériau étudié dans notre projet. Une description générale de l'essai est néanmoins réalisée dans la partie suivante.

## 2.4.2 Observations générales

Au cours de l'essai, des gouttelettes d'eau ont été observées en face non-exposée de tous les échantillons. Cela traduit un transfert de masse d'eau au sein des matériaux suite aux gradients de température et de pression. Des dégagements de fumées blanches ont également été observés au niveau de la face non-exposée. Ils traduisent l'évaporation de l'eau du bois ainsi que la pyrolyse des matériaux cellulosiques.

La fibre minérale utilisée pour calfeutrer les jeux de montage s'est dégradée après environ 20 minutes d'essai. À la suite de la dégradation de cette fibre minérale, les échantillons de bois étaient exposés au passage de gaz chauds sur les bords des panneaux. Il est possible que la ruine des panneaux ait alors été accélérée.

Pour chacun des panneaux de bois, une réduction de la vitesse d'échauffement, pouvant s'apparenter à des plateaux de température autour de 100 °C, a été mesurée par les thermocouples en face non-exposée et dans l'épaisseur des échantillons. Ces plateaux de température traduisent la vaporisation de l'eau initialement présente dans le bois. L'explication de ces plateaux a déjà été présentée au paragraphe 2.2.3.

D'un point de vue général, le temps de tenue au feu des panneaux, qui a été défini comme étant le moment où le volet de plâtre doit être fermé avant la ruine d'un échantillon et sa chute à l'intérieur du four, est variable. Il dépend à la fois de l'épaisseur du panneau, du type de matériau testé et de la décision du conducteur d'essai de fermer les volets. Les temps de tenue au feu des différents panneaux sont présentés dans le tableau 2.12.

Les résultats de ruine des panneaux permettent d'estimer la vitesse de propagation du front de carbonisation des panneaux de bois testés. Cette vitesse est comprise entre 0,58 mm/min et 0,91 mm/min. Elle correspond à une estimation, étant donné que les volets de plâtre devaient être fermés pendant l'essai. Ces résultats, bien qu'imprécis car dépendant de la décision de fermeture du volet, sont cohérents avec les données bibliographiques présentées dans la partie 1.2.2 d).

Type de panneau	Temps de tenue au feu	Vitesse de carbonisation estimée
Bois massif latté	21 min	(ruine des joints de colle)
Aggloméré de bois ignifugé	35 min	0,58 mm/min
MDF	50 min	0,69 mm/min
Aggloméré de bois standard	64 min	0,59 mm/min
Aggloméré de lin	32 min	0,88 mm/min
Aggloméré de lin sur paumelles	28 min	0,91 mm/min

TABLEAU 2.12 – Temps de fermeture des volets de plâtre avant la ruine des différents panneaux de bois.

La figure 2.47 présente des images de la face non-exposée (b et c) et de l'intérieur du four (a) au cours de l'essai à grande échelle. Sur les photos b et c, sont représentés les panneaux de bois massif et d'aggloméré de bois standard peu de temps avant leur ruine. La photo a, représentant l'intérieur du four, permet de visualiser la formation de fissures en face exposée des panneaux de bois. Nous observons aussi la combustion des gaz de pyrolyse dans le four durant l'essai.

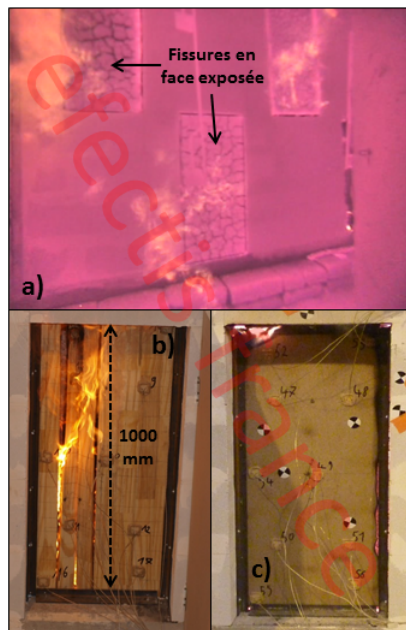


Figure 2.47 – Faces exposée et non-exposée du four lors de l'essai à grande échelle.

### 2.4.3 Résultats thermiques

Les figures 2.48 à 2.50 présentent les températures mesurées lors de l'essai à grande échelle sur les panneaux d'aggloméré de lin, dans l'épaisseur de calfeutrement de laine minérale du panneau d'aggloméré de lin monté sur paumelles et en face non-exposée du voile en béton cellulaire.

La figure 2.48 représente les moyennes des températures mesurées en face non-exposée, à 8 mm, 16,5 mm et 25 mm de la face exposée pour les deux panneaux d'aggloméré de lin. La température moyenne relevée par les thermoplates du four est aussi représentée et comparée à la courbe de charge-normalisée EN-1363-1. Les incertitudes de mesures basées sur la variance expérimentale et les incertitudes de mesure des thermocouples ont aussi été calculées.

Nous remarquons que la température de chargement normalisée EN-1363-1 est bien suivie par le four d'essai.

Concernant les températures mesurées pour les deux panneaux d'aggloméré de lin, nous observons des plateaux d'évaporation autour de 100 °C qui sont associés à la vaporisation de l'eau contenue dans le matériau. De même que pour les essais de transfert thermique présentés précédemment (paragraphe 2.2.3), plus le point de mesure est éloigné de la face exposée, plus la durée du plateau de vaporisation est importante. Cette durée est ainsi d'environ 4 min à 8 mm de la face exposée et de 20 min en face non-exposée (à 33,5 mm). Cela traduit un phénomène de transfert de masse d'eau au sein du matériau de la face exposée vers la face non-exposée ainsi qu'une réduction de la cinétique de vaporisation plus proche de la face exposée.

Une comparaison des températures relevées sur les deux panneaux d'aggloméré de lin montre que les deux transferts thermiques sont similaires.

Un calcul des incertitudes (équation 2.10), basé sur l'écart type expérimental, est présenté sur la figure 2.48. Ces incertitudes représentent la dispersion des valeurs observées autour de la moyenne [99]. Elles sont comprises entre 0,7 °C et 35 °C sur les 35 premières minutes d'essai et tendent à augmenter jusqu'à 250 °C après fermeture des volets de plâtre car la ruine des panneaux est proche. Il peut alors y avoir des effets de bord avec le passage de gaz chauds et une carbonisation du matériau sur les côtés des panneaux.

$$s^2(T_i) = \frac{1}{n-1} \sum_{j=1}^n (T_j - \bar{T})^2 - type \quad (2.10)$$

Une étude sur la dépendance du champ de température en fonction de la position des thermocouples, suivant la largeur et la hauteur des panneaux, au niveau de la face non-exposée a aussi été réalisée. Nous en avons conclu qu'il n'y avait pas de dépendance marquée entre la position des thermocouples et les mesures effectuées.

La précision des thermocouples et des thermoplates utilisés ici est respectivement de 4 °C et 15 °C. La température moyenne en face non-exposée présentée prend en compte l'ensemble des thermocouples placés en face non-exposée des panneaux d'aggloméré de lin. Certains thermocouples se trouvaient ainsi à seulement 50 mm des bords des panneaux.

Sur la figure 2.48, nous remarquons une augmentation soudaine de la température des thermocouples à partir de 37 minutes d'essai. Les volets de plâtre des panneaux ont déjà été fermés à ce temps d'essai. Il est fort probable que la combustion généralisée des panneaux ait lieu à cet instant avec une importante convection de gaz chauds ou bien que les thermocouples soient directement exposés à la température du four suite à la ruine du matériau.

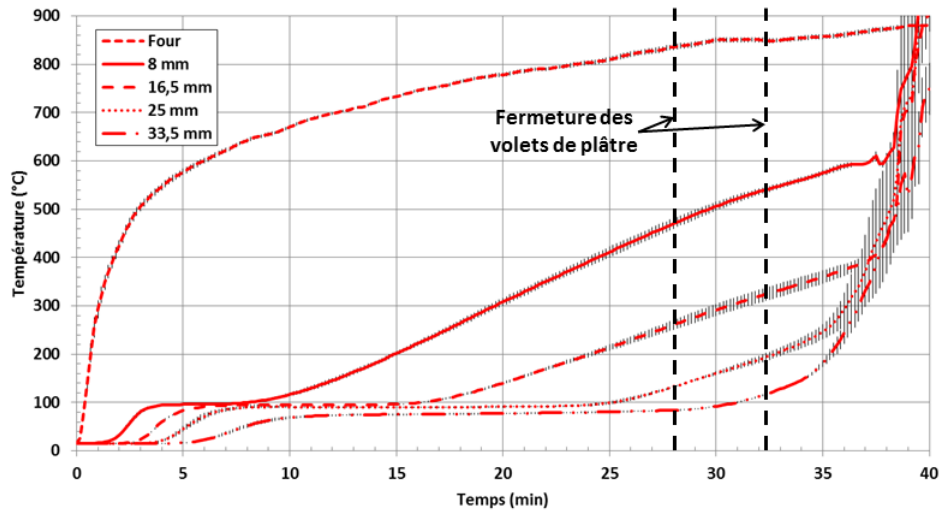


Figure 2.48 – Températures moyennes des panneaux d’aggloméré de lin.

Concernant les températures relevées au niveau des paumelles et dans l’épaisseur de la laine minérale (figure 2.49), nous observons des températures similaires jusqu’à 18 minutes d’essai. Des plateaux de température autour de 100 °C sont aussi observés. Cela s’explique par le fait que les thermocouples, placés sur les éléments en acier et en laine minérale, mesurent un historique de température analogue à celui des panneaux d’aggloméré de lin en début d’essai.

Passé 20 minutes d’essai, il y a une importante augmentation de la température pour les thermocouples situés au niveau de la laine minérale et de la paumelle haute pouvant atteindre 600 °C à 28 minutes d’essai. La température mesurée sur la paumelle basse est alors de 280 °C environ. Il semble donc qu’il y ait un important gradient de température sur la hauteur du panneau d’aggloméré de lin suite au passage de gaz chauds. À 40 minutes d’essai, les températures, au niveau de la paumelle haute et de la laine minérale, sont proches de 850 °C soit la température du four d’essai. On considère alors qu’ils sont directement exposés à l’ambiance du four.

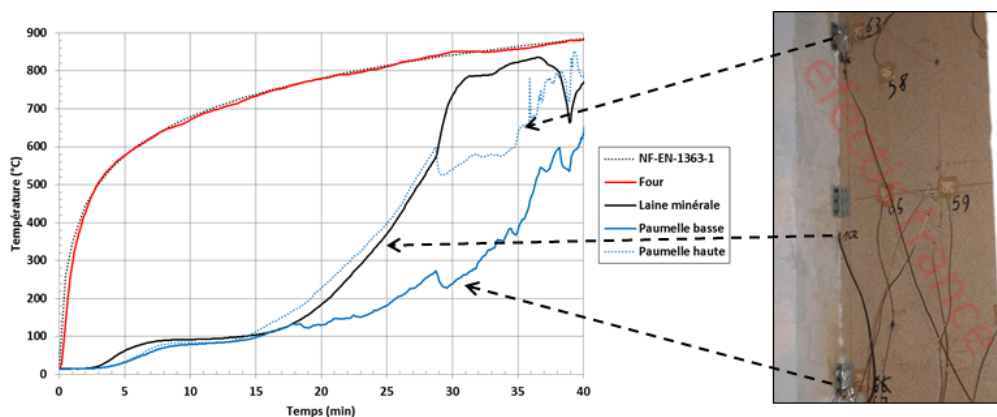


Figure 2.49 – Températures relevées sur les paumelles et dans la laine minérale.

La température mesurée au centre de la face non-exposée du voile en béton cellulaire (figure 2.50) est relativement constante jusqu’à 38 minutes d’essai, autour de 14 °C, soit la température de la halle d’essai. Passé ce temps, la température augmente pour atteindre 135 °C en une dizaine de minutes. Un plateau de température est alors observé autour de 55 minutes d’essai, qui peut être attribué à une

réaction interne au matériau (séchage), puis la température augmente de nouveau jusqu'à un maximum de 185 °C vers 62 minutes soit juste avant que l'essai ne soit arrêté. À la fin de l'essai, soit après 64 minutes de chargement thermique, la température à l'intérieur du four est de 930 °C environ.

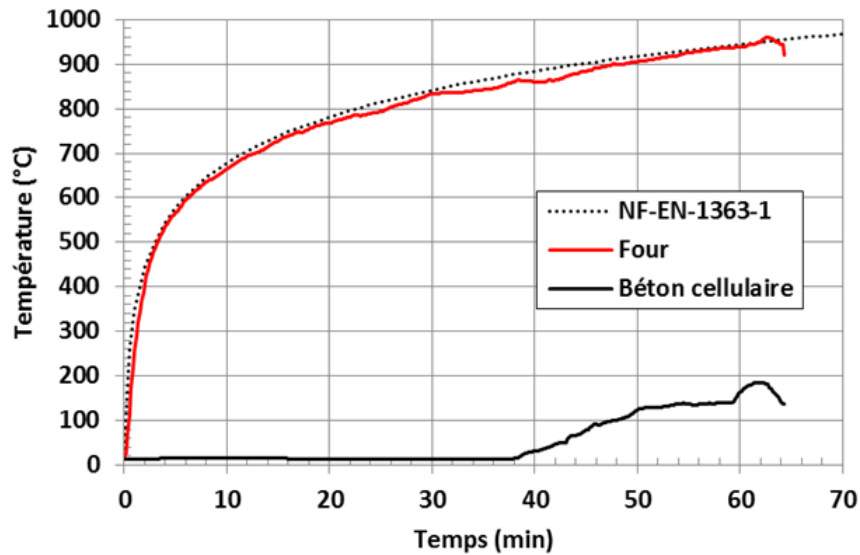


Figure 2.50 – Températures au centre de la face non-exposée du voile en béton cellulaire.

#### 2.4.4 Résultats thermomécaniques

Au cours de l'essai, les déplacements hors plan de certains panneaux de bois et du voile en béton cellulaire ont été mesurés à l'aide de capteurs filaires. Ces résultats sont représentés sur les figures 2.51 à 2.53.

Les déplacements mesurés lors de l'essai montrent deux comportements différents entre le voile en béton cellulaire et les échantillons de bois. Les panneaux de bois (figures 2.51 et 2.52) présentent des déplacements en deux phases. On assiste d'abord à une phase de dilatation du matériau sur la face chauffée qui se traduit par un déplacement des panneaux vers l'intérieur du four puis à une phase de retrait visible par le cintrage des panneaux à l'opposé du four d'essai. Cette phase de retrait fait suite au séchage du matériau et à la formation de charbon de bois à partir de la face exposée des panneaux et au gradient de température dans l'épaisseur des panneaux. Le cintrage des différents échantillons est visible à l'œil nu durant l'essai.

Les deux phases de déformation (dilatation puis retrait) sont bien visibles sur la figure 2.51 pour le panneau d'aggloméré de bois standard. Ce panneau est aussi celui qui a la plus grande durée de résistance au feu, principalement due à sa masse volumique élevée ( $615 \text{ kg/m}^3$ ) et son épaisseur importante (38 mm). Entre 12 et 40 minutes, le panneau s'est cintré vers l'intérieur du four d'essai car la dilatation globale du panneau est plus importante que son retrait. Passé 40 minutes, le retrait du matériau prend le pas sur sa dilatation et le panneau commence à se cintrer à l'opposé du four. Le déplacement au centre du panneau d'aggloméré de bois a atteint 2,2 mm vers le four à 34 min durant la phase de dilatation thermique puis le retrait a pris le pas sur la dilatation pour atteindre un déplacement hors plan de 12 mm à l'opposé du four à la soixantième minute d'essai.

Les déplacements présentés sur la figure 2.51 pour différents panneaux vissés sur cornières sont dif-



ficilement comparables les uns aux autres car les types de matériau et les épaisseurs de panneau sont différents. Nous remarquons néanmoins des tendances de déformation similaires.

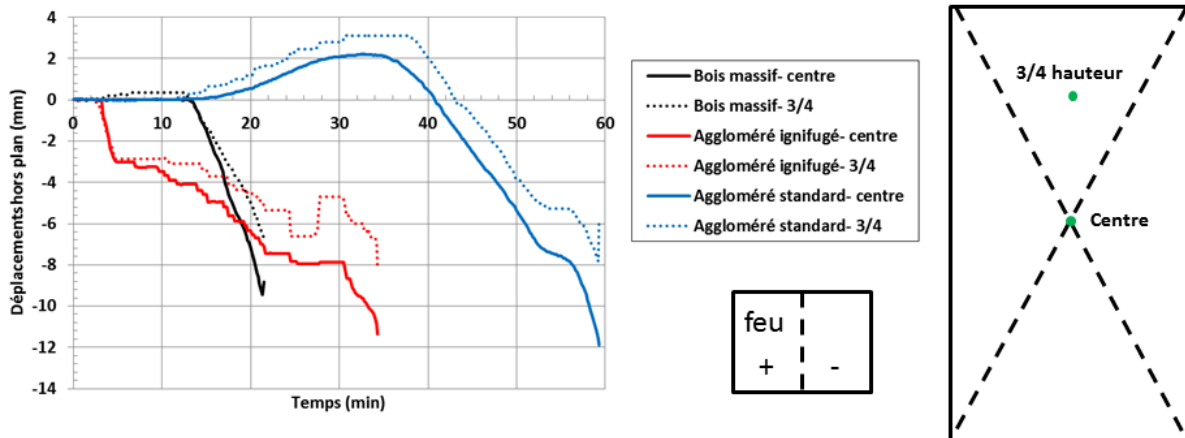


Figure 2.51 – Déplacements hors plan mesurés au centre et aux trois quarts de la hauteur sur trois panneaux de bois vissés sur cornières.

Les déplacements mesurés sur le panneau d’aggloméré de lin (figure 2.52) suivent la même logique. Suite au cintrage du panneau, un déplacement à l’opposé de la source de chaleur a bien été mesuré au centre de la face non-exposée du panneau. Un déplacement vers le feu a été mesuré au coin supérieur du panneau à l’opposé des paumelles (sous la serrure). Ce déplacement vers le feu s’explique par la liberté de mouvement du coin supérieur et le cintrage du panneau à l’opposé du feu. Un déplacement maximal de -16,5 mm a été mesuré au centre du panneau d’aggloméré de lin. Il est de 1,6 mm vers l’intérieur du four au coin supérieur du panneau.

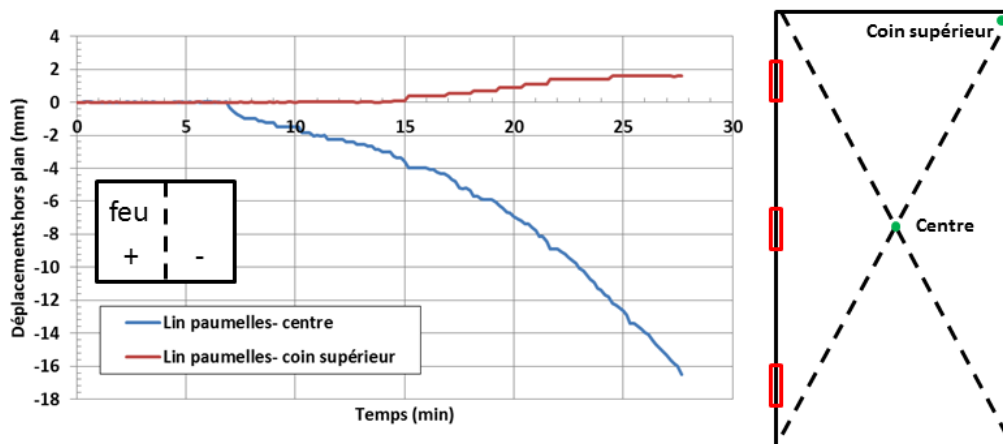
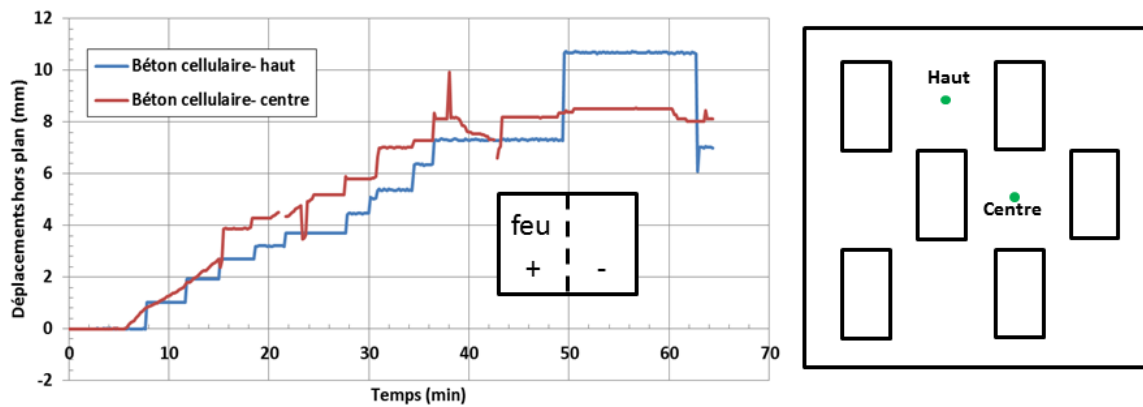


Figure 2.52 – Déplacements hors plan mesurés sur le panneau d’aggloméré de lin monté sur paumelles au centre et au coin supérieur à l’opposé des paumelles.

Concernant les déplacements mesurés sur le voile en béton cellulaire (figure 2.53), la maçonnerie s’est déplacée vers l’intérieur du four sur l’ensemble de la durée de l’essai sous l’impact du gradient thermique dans son épaisseur. Ces déplacements traduisent une dilatation du matériau. Aucun déplacement significatif n’est mesuré durant les six premières minutes d’essai puis le voile en béton commence à se cintrer de manière homogène pour atteindre un déplacement hors plan autour de 10 mm en fin d’essai. Les paliers de déplacement observés sur la figure 2.53 sont certainement dus à un problème de capteur

lors de la mesure.

Puisque le voile dans son ensemble n'est pas pris en compte dans nos modélisations (voir chapitre 4), son déplacement mesuré sera retranché aux déplacements mesurés sur les panneaux.



## Conclusion de l'étude expérimentale

Les études expérimentales ont permis d'avoir une meilleure compréhension du comportement des produits dérivés du bois et notamment du panneau d'aggloméré de lin.

Les propriétés thermiques nécessaires à la simulation d'un transfert thermique dans un matériau cellulosique ont aussi été mesurées. Nous avons ainsi pu mesurer la conductivité thermique et la chaleur spécifique de l'aggloméré de lin jusqu'à 180 °C. De plus, l'étude thermogravimétrique, menée sur l'aggloméré de lin, nous donne accès aux paramètres de dégradation thermique nécessaires à la simulation de la pyrolyse du matériau en fonction de la température. Les résultats obtenus pour l'énergie d'activation  $E_b$  et le facteur pré-exponentiel  $A_b$  sont sensiblement plus élevés que certaines données bibliographiques. Néanmoins, nous décidons de conserver ces résultats qui permettent selon nous de décrire la réaction de pyrolyse de l'aggloméré de lin.

À cela, il convient d'ajouter les résultats des essais mécaniques. Les propriétés élastiques du panneau d'aggloméré de lin ont ainsi pu être caractérisées à savoir le module d'élasticité et le coefficient de Poisson en fonction des directions du produit (plan du panneau et hors plan). Les coefficients de dilatation thermique du matériau en fonction de la température ont aussi été mesurés pour ce produit. Nous nous sommes rendu compte que les déformations à haute température sont principalement dues à un gradient hydrique dans l'épaisseur du matériau et non pas à un gradient thermique. D'un point de vue global, les essais mécaniques ont mis en avant la forte orthotropie des produits de type panneaux d'aggloméré de bois. Nous avons par exemple mesuré un module d'élasticité dans le plan du panneau d'aggloméré de lin 96,6 % plus important que celui hors plan. De même, le coefficient de dilatation thermique est, dans le cas d'un aggloméré de lin à 8 % de teneur en eau, environ sept fois plus élevé dans la direction hors plan. Ces résultats concordent avec les données bibliographiques présentées dans le chapitre 1 et doivent être pris en compte lors des simulations numériques.

Les essais ont de plus montré l'importance de la prise en compte des particularités du matériau cellulosique et donc des réactions de vaporisation de l'eau et de dégradation thermique (pyrolyse) du matériau.

Les résultats de caractérisation thermique et mécanique présentés dans ce chapitre seront utilisés en tant que données d'entrée du modèle thermomécanique présenté dans les prochains chapitres. D'autre part, les résultats des essais de transfert thermique et de l'essai à grande échelle serviront de base à la validation du modèle thermomécanique développé. Nous notons que l'essai à grande échelle avait pour objectif d'étudier le comportement thermomécanique de différents matériaux pour différentes conditions aux limites. L'utilisation de ces résultats dans le chapitre 4 peut poser certaines questions en termes de validité de la mesure car chaque couple matériau / conditions aux limites mécaniques est différent. Un essai à grande échelle supplémentaire étudiant le comportement thermomécanique d'un même matériau dans des conditions aux limites mécaniques données permettrait de lever des doutes sur les mesures réalisés lors du premier essai à grande échelle.



# Chapitre 3

## Modélisation numérique du transfert thermique

### Introduction

La modélisation numérique du comportement thermique d'un matériau cellulosique exposé à une sollicitation thermique sévère est présentée dans ce chapitre. Le modèle développé permet de retranscrire un transfert thermique au sein d'un matériau cellulosique en prenant en compte la vaporisation de l'eau et les réactions de dégradation thermique, à savoir la pyrolyse du bois et la combustion des gaz de pyrolyse ainsi que la modification des propriétés physiques induite par ces réactions de dégradation. Dans ce modèle, seul les aspects énergétiques et la modification des propriétés thermiques du matériau sont pris en compte. Des phénomènes plus complexes tels que les transferts de masse ne sont pas pris en compte.

Les calculs thermiques sont réalisés avec le logiciel CAST3M<sup>®</sup> <sup>1</sup> [100]. Les différentes étapes de calcul sont schématisées par l'algorithme de résolution thermique présenté sur la figure 3.1. À chaque pas de temps, quatre étapes principales sont effectuées à savoir le calcul du transfert thermique, le calcul des paramètres cinétiques de dégradation, l'ajout de sources de chaleur volumiques et la modification des propriétés thermiques du matériau.

### 3.1 Équation de diffusion de la chaleur

Le bilan thermique au sein d'un solide est effectué par la résolution de l'équation 3.1, aussi appelée Loi de Fourier [101]. Les méthodes de résolution thermiques disponibles dans CAST3M<sup>®</sup> sont détaillées dans l'Annexe 1.

$$\begin{cases} \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} + \text{div}(q) = r \\ q = -\lambda \text{grad}(T) \end{cases} \quad (3.1)$$

Avec

- $\rho$  : masse volumique ( $\text{kg/m}^3$ ),
- $C_p$  : chaleur spécifique ( $\text{J/kg.K}$ )

---

1. Du temps de calcul pour cette étude a été fourni par l'équipement informatique MCIA (Mésocentre de Calcul Intensif Aquitain) de l'Université de Bordeaux et de l'Université de Pau et des Pays de l'Adour.

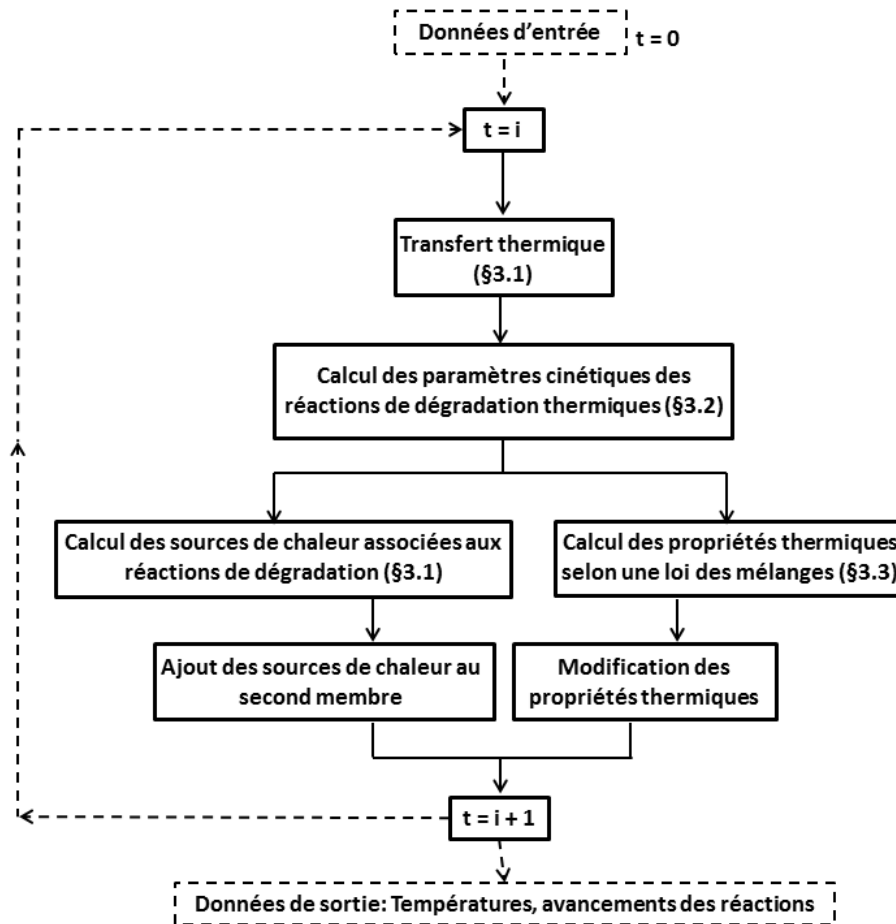


Figure 3.1 – Algorithme de résolution d'un calcul thermique.

- $T$  : la température (K),
- $t$  : temps (s),
- $q$  : source volumique de chaleur ( $\text{W}/\text{m}^3$ ),
- $r$  : source de chaleur ( $\text{W}/\text{m}^3$ ),
  - si  $r > 0$  : apport de chaleur au matériau (réactions exothermiques),
  - si  $r < 0$  : consommation de chaleur (réactions endothermiques).
- $\lambda$  : conductivité thermique ( $\text{W}/\text{m.K}$ ).

Des conditions initiales sont nécessaires à la résolution de cette équation, à savoir la température initiale du système au temps  $t = 0$ . Les conditions aux limites thermiques peuvent être de trois types :

- condition de Dirichlet : température imposée  $T = T_{\text{imp}}$ ,
- condition de Neumann : flux imposé<sup>2</sup>  $q = q_{\text{imp}}$ ,
- condition de Fourier par convection et rayonnement :  $q = \underbrace{q_{\text{conv}}}_{\text{Convection}} + \underbrace{q_{\text{rad}}}_{\text{Rayonnement}} = H(T_{\text{gaz}} - T_{\text{surface}}) + \sigma \varepsilon (T_{\text{gaz}}^4 - T_{\text{surface}}^4)$ .

2. Ce flux peut être évalué au cours du calcul.

Afin de prendre en compte les particularités de la dégradation thermique d'un matériau cellulosique trois sources de chaleur indépendantes sont introduites dans le second membre de l'équation 3.1 :  $Q_e$ ,  $Q_b$  et  $Q_c$  afin de simuler l'apport ou la consommation d'énergie respectivement du aux réactions de vaporisation de l'eau, de pyrolyse du bois et de combustion des gaz de pyrolyse. L'équation 3.2 présente la diffusion de la chaleur utilisée dans notre modèle.

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} - \nabla(\lambda \nabla T) = Q_e + Q_b + Q_c \quad (3.2)$$

Les sources volumiques associées aux réactions de dégradation utilisées dans l'équation 3.2 sont calculées en fonction (équation 3.3) :

- de la dérivée par rapport au temps de l'avancement des réactions de dégradation  $\frac{d\chi_i}{dt}$  (/s) avec  $\frac{d\chi_i}{dt} = k_i \cdot (1 - \chi_i) = A \cdot \exp\left(\frac{-E_i}{RT}\right) \cdot (1 - \chi_i)$ ,
- de la masse volumique du composant dégradé  $\rho_i$  (kg/m<sup>3</sup>)
- de l'énergie de réaction  $Hr_i$  (J/kg),
- l'indice  $i$  fait référence soit à l'eau contenue dans le bois (réaction de vaporisation) soit au bois lui-même pour la réaction de pyrolyse (équation 3.3).

L'avancement des réactions est déterminé à partir de deux lois d'Arrhenius associées respectivement à la vaporisation de l'eau du bois et à la pyrolyse du matériau. Ces lois d'Arrhenius sont présentées dans la partie 3.2.

$$Q_i = \frac{d\chi_i}{dt} \cdot \rho_i \cdot Hr_i \text{ (W/m}^3\text{)} \quad (3.3)$$

Lors de la résolution des transferts thermiques par le logiciel de calcul par éléments finis CAST3M<sup>®</sup>, la méthode de résolution Dupont à deux pas de temps a été utilisée pour ce projet (cf Annexe 1).

## 3.2 Modèle de dégradation thermique

Le modèle présenté sur la figure 3.2 a été choisi pour simuler la dégradation thermique d'un matériau cellulosique. Ce modèle prend en compte deux réactions de dégradation thermique  $k_e$  et  $k_b$  permettant de simuler respectivement la vaporisation de l'eau et la pyrolyse du bois.

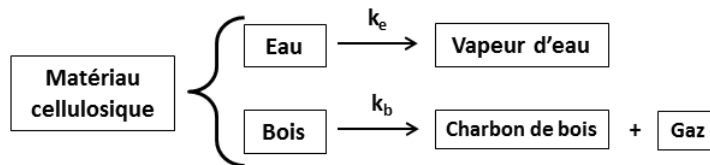


Figure 3.2 – Modèle de dégradation thermique utilisé.

Les cinétiques de ces réactions de dégradation sont déterminées à l'aide de deux lois d'Arrhenius distinctes représentées par l'équation 3.4 où  $A_i$  représente le facteur pré-exponentiel (/s),  $E_i$  l'énergie

d'activation de la réaction (J/mol), R la constante des gaz parfaits (8,314 J/mol.K) et T la température (K), l'indice i de la loi d'Arrhenius étant successivement égal à "e" pour la réaction de vaporisation ou "b" pour la réaction de pyrolyse. Les degrés de réaction sont déterminés à tous les nœuds du maillage à chaque pas de temps de calcul. Comme illustré sur l'algorithme de la figure 3.1, les degrés d'avancement des réactions conditionnent, localement, les sources de chaleur au second membre (équation 3.3) ainsi que l'actualisation des propriétés thermiques via des lois de mélange (paragraphe 3.3). Ce choix de modélisation permet a priori de nous affranchir de la connaissance de lois d'évolution des paramètres en fonction de la température. Cette méthode se démarque de celle proposée par exemple par le standard européen EN-1995-1-2 [6] dont nous avons pu vérifier, via des simulations de transfert thermiques préalablement à ce projet, qu'il s'avérait incapable de simuler le champ de température au sein des types de matériau étudiés ici. En effet, le champ de température sur l'ensemble de l'épaisseur du matériau n'est pas correctement retranscrit car les évolutions des propriétés thermiques proposées ne sont pas adaptées à tous les matériaux cellulosiques.

$$k_i = A_i \cdot \exp\left(\frac{-E_i}{RT}\right) \quad (3.4)$$

### 3.2.1 Loi d'Arrhenius associée à la vaporisation de l'eau du bois

Les paramètres de la loi d'Arrhenius associée à la vaporisation de l'eau du bois sont issus d'un rapport interne à EFECTIS France [102] et d'un calage manuel de l'énergie de réaction  $Hr_e$  consommée lors de la vaporisation de l'eau. Le calage de la valeur de l'énergie de réaction  $Hr_e$  a consisté à l'étude des résultats de différents cas de calcul. Lors de cette étude, les écarts entre les températures simulées et mesurées ont été étudiés dans le but de les réduire et d'obtenir une valeur de  $Hr_e$  la plus adaptée à notre étude. La figure 3.3 présente un exemple de l'impact de la valeur de  $Hr_e$  sur l'avancement de la réaction de vaporisation dans le temps et sur les températures en deux points du maillage (à 8 mm et 16 mm de la face exposée d'un échantillon) lors de la simulation d'un transfert thermique. Comme attendu, une augmentation de la valeur de  $Hr_e$  entraîne une phase de vaporisation plus longue. Plus de détails sur la sensibilité du modèle thermique vis-à-vis des paramètres utilisés sont présentés dans le chapitre 5.

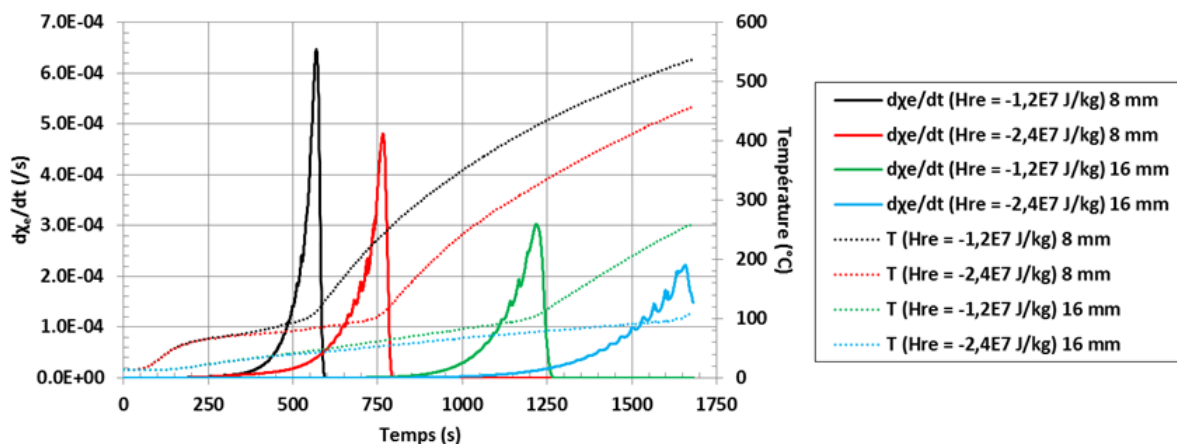


Figure 3.3 – Exemple de l'impact de la modification de l'énergie de réaction de vaporisation sur le taux d'avancement de la réaction de vaporisation  $d\chi_e/dt$  et sur les températures à 8 mm et 16 mm de la face exposée d'un échantillon.

Le tableau 3.1 présente les données utilisées pour le calcul de la source volumique de vaporisation. Le



facteur pré-exponentiel  $A_e$  et l'énergie d'activation  $E_{i_e}$  permettent de cibler la température d'activation de la vaporisation de l'eau autour de 100 °C (figure 2.13 et équation 3.4).

Paramètres	Valeurs
$E_{i_e}$ (J/mol)	$1,60 \cdot 10^5$
$A_e$ (/s)	$1,0 \cdot 10^{19}$
$Hr_e$ (J/kg)	$-1,2 \cdot 10^7$

TABLEAU 3.1 – Paramètres d'Arrhenius pour la loi de vaporisation de l'eau du bois.

Il est à remarquer que l'énergie de réaction  $Hr_e$  utilisée ici est environ cinq fois supérieure à l'énergie de vaporisation théorique de l'eau, égale à 2257 kJ/kg. Il est possible que l'énergie de réaction nécessaire à la vaporisation de l'eau liée aux molécules de bois soit supérieure, suite à une variation de la pression interne dans le matériau, à celle mesurée pour une pression atmosphérique normale.  $Hr_e$  est ici négative afin de prendre en compte une consommation d'énergie induite par la vaporisation de l'eau du bois (réaction endothermique).

De plus, il a été décidé de considérer cette source d'énergie sur une plage de température prédéfinie afin de mieux contrôler la consommation d'énergie. Lors de la simulation d'un transfert thermique à travers un panneau d'aggloméré de lin, la plage de température utilisée pour l'activation de la source de vaporisation est comprise entre 100 °C et 115 °C. La source d'énergie  $Q_e$  est donc calculée en fonction des équations 3.3 et 3.4, aux nœuds du maillage, sur cette plage de température. En dehors de cette plage, la source volumique de vaporisation est égale à zéro. La détermination de cette plage a été obtenue par une série de simulation et la comparaison des écarts entre les températures simulées et mesurées lors d'un essai de référence.

Une condition d'arrêt de la vaporisation en fonction de l'avancement de la réaction  $\chi_e$  est aussi utilisée pour stopper la consommation d'énergie due au départ de l'eau du bois lorsque celle-ci est entièrement vaporisée. Cette condition d'arrêt est effectuée au niveau de la face non-exposée du matériau lorsque l'avancement  $\chi_e$  est égal à un, c'est-à-dire lorsque la totalité de l'eau du matériau s'est vaporisée.

### 3.2.2 Loi d'Arrhenius associée à la pyrolyse du bois

Les paramètres de la loi d'Arrhenius utilisés pour simuler la pyrolyse de l'aggloméré de lin sont issus de l'étude thermogravimétrique effectuée lors de la caractérisation thermique du produit (chapitre 2, section 2.2.1). Ces paramètres sont présentés dans le tableau 3.2.

Paramètres	Valeurs
$E_{i_b}$ (J/mol)	$3,33 \cdot 10^5$
$A_b$ (/s)	$4,71 \cdot 10^{31}$
$Hr_b$ (J/kg)	$2,0 \cdot 10^6$

TABLEAU 3.2 – Paramètres d'Arrhenius pour la loi de pyrolyse de l'aggloméré de lin.

Le paramètre  $Hr_b$  correspond à l'énergie de réaction de la pyrolyse du bois. Sa valeur est calée manuellement en se basant sur les ordres de grandeur des valeurs bibliographiques et sur la comparaison successive avec les résultats de transfert thermique expérimentaux (partie 2.2.3) et les résultats de différents calculs numériques.  $Hr_b$  a ici une valeur positive pour prendre en compte l'apport de chaleur

dû à la réaction de pyrolyse du bois (réaction exothermique). La figure 3.4 présente un exemple de l'impact de la valeur de  $Hr_p$  sur l'avancement de la réaction de pyrolyse et sur les températures en deux points du maillage (à 8 mm et 16 mm de la face exposée d'un échantillon) lors de la simulation d'un transfert thermique.

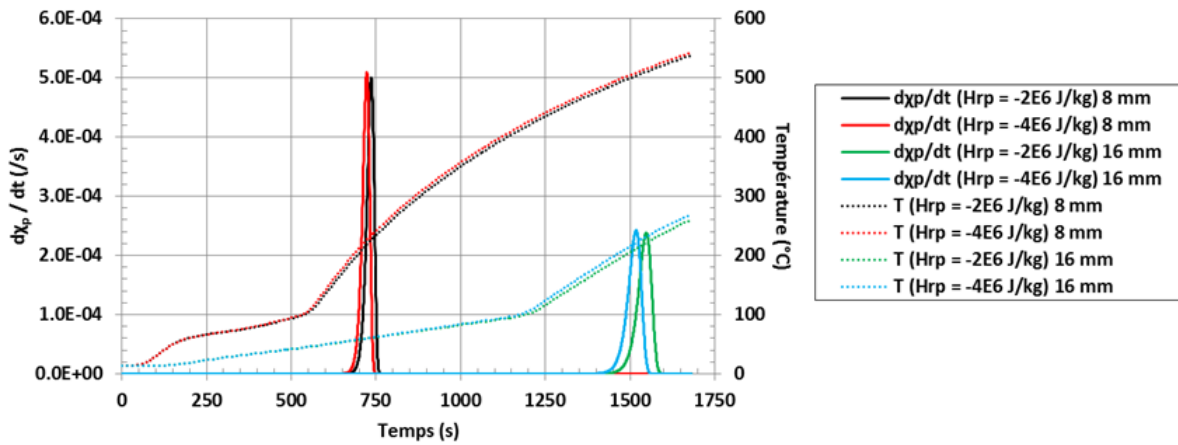


Figure 3.4 – Exemple de l'impact de la modification de l'énergie de réaction de pyrolyse  $Hr_p$  sur le taux d'avancement de la réaction de pyrolyse  $d\chi_p/dt$  et sur les températures à 8 mm et 16 mm de la face exposée d'un échantillon.

Contrairement à la source de chaleur volumique de vaporisation, la source de chaleur de pyrolyse  $Q_b$  n'est pas restreinte à une certaine gamme de température.

### 3.2.3 Modèle de combustion

Afin de prendre en compte la combustion des gaz de pyrolyse, un modèle de combustion simplifié a été intégré au modèle thermique. Ce modèle consiste à ajouter une source de chaleur positive au niveau de la face exposée de l'élément simulé sur un petit volume d'une épaisseur d'une maille.

La source volumique de combustion  $Q_c$  est calculée en fonction de l'avancement de la réaction de pyrolyse  $\chi_b$  dans l'épaisseur de l'échantillon simulé, de la masse volumique initiale de bois  $\rho_{b_{ini}}$ , de la chaleur de combustion des gaz de pyrolyse  $Hr_c$  ( $17,0 \cdot 10^3$  kJ/kg) et du pourcentage de gaz combustibles  $\%_c$  inclus dans les gaz de pyrolyse. On considère ici que la totalité des gaz de pyrolyse produits à l'instant  $t$  est instantanément transportée au niveau de la face exposée du matériau. L'expression de cette source de chaleur de combustion est donnée par l'équation 3.5.

$$Q_c = (\chi_{b_n} - \chi_{b_{n-1}}) \cdot \frac{\rho_{b_{ini}}}{dt} \cdot Hr_c \cdot \frac{\%_c}{100} \quad (3.5)$$

La figure 3.5 synthétise le modèle thermique proposé ci-dessus ainsi que les zones d'application des sources volumiques de vaporisation, de pyrolyse et de combustion utilisées. Les fronts "localisés" de vaporisation et de pyrolyse sont directement obtenus suite aux calculs de l'avancement des réactions thermiquement activées de vaporisation et de pyrolyse par le biais des relations d'Arrhenius utilisées dans le modèle thermique.

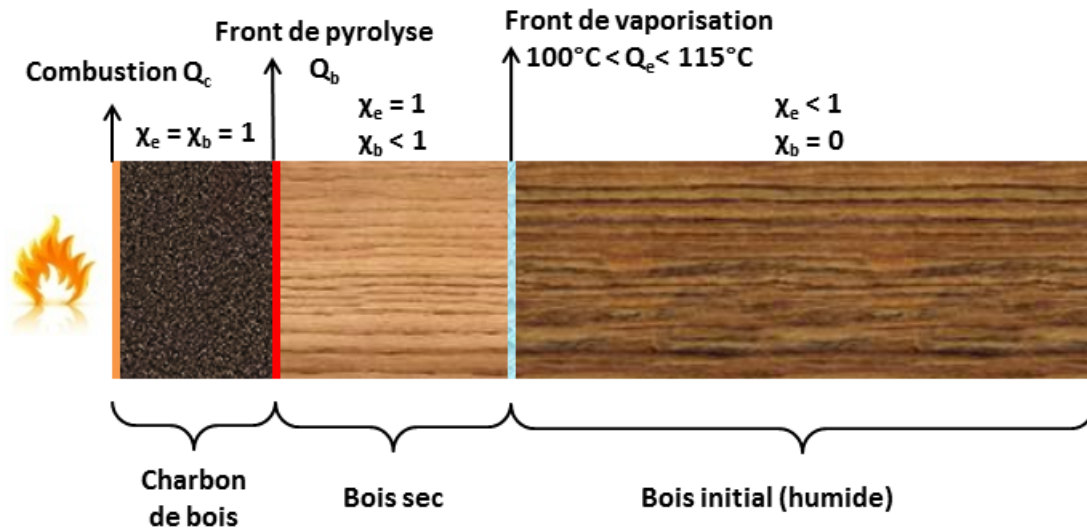


Figure 3.5 – Schématisation de l'application du modèle thermique proposé.

### 3.3 Calcul des propriétés thermiques du matériau

Lors du retrait hydrique et de la dégradation thermique d'un matériau cellulosique, suite aux réactions de vaporisation ou de pyrolyse, les propriétés physiques du matériau sont modifiées.

Afin de considérer l'impact de la température et la proportion de chacun des composés (eau, bois, charbon de bois) sur les propriétés physiques du matériau, la solution proposée consiste à utiliser une loi des mélanges permettant de déterminer les propriétés physiques d'un matériau global ( $\rho_{tot}$ ,  $\lambda_{tot}$  et  $Cp_{tot}$ ). Cette loi des mélanges s'applique en considérant les hypothèses suivantes :

- Hypothèse 1 : le volume du solide est considéré constant. Cela nous permet de raisonner en termes de masse volumique. Le modèle développé ne permet pas de prendre en compte les conséquences thermiques d'une variation de volume suite à la formation de fissures, au retrait du matériau simulé ou à la réduction du matériau en résidus solides.
- Hypothèse 2 : la masse volumique de chaque composant est connue en fonction de la température et l'évolution de la température dans l'épaisseur du matériau est calculée en fonction du temps ( $T = f(t)$ ). Cette hypothèse est validée à l'aide des lois d'Arrhenius (partie 3.2) qui permettent de calculer l'avancement des réactions de vaporisation et de pyrolyse, et les propriétés thermiques du matériau pour le pas de temps suivant.
- Hypothèse 3 : les fractions massiques des réactifs à l'état initial et des produits à l'état final sont connues. Cette hypothèse est validée à l'aide de données bibliographiques ou de mesures en laboratoire.

La conductivité thermique  $\lambda_{tot}$  et la masse volumique  $\rho_{tot}$  sont alors calculées en fonction des fractions massiques des trois composés suivants : le bois sec, l'eau et le charbon de bois comme présenté par les équations 3.6 et 3.7 . La chaleur spécifique  $Cp_{tot}$  est calculée en fonction des fractions volumiques des trois composés selon l'équation 3.8.

À chaque pas de temps, la proportion de chaque composant est calculée à l'aide des lois d'Arrhenius décrites en partie 3.2. Les équations 3.6 à 3.8 prennent ainsi en compte les degrés d'avancement des réactions  $\chi_e$  et  $\chi_b$  relatives respectivement à la réaction de vaporisation de l'eau et à la pyrolyse du matériau cellulosique. La formation de charbon de bois est représentée par le taux de production  $\gamma$ , exprimé en fonction de la fraction massique du charbon de bois final par rapport à celle du bois sec initial. La teneur en eau initiale du matériau est prise en compte à l'aide du coefficient  $\omega$ .

$$\rho_{tot} = \rho_b \cdot (1 + \chi_b \cdot (1 - \gamma) + \omega \cdot (1 - \chi_e)) \quad (3.6)$$

$$\lambda_{tot} = (1 - \chi_b) \cdot \lambda_b + \frac{\rho_b}{\rho_c} \cdot \gamma \cdot \chi_b \cdot \lambda_c + \frac{\rho_b}{\rho_e} \cdot \omega \cdot (1 - \chi_e) \cdot \lambda_e \quad (3.7)$$

$$Cp_{tot} = \frac{(1 - \chi_b) \cdot Cp_p + \gamma \cdot \chi_b \cdot Cp_c + \omega \cdot (1 - \chi_e) \cdot Cp_e}{(1 + \chi_b \cdot (\gamma - 1) + \omega \cdot (1 - \chi_e))} \quad (3.8)$$

Ce principe de loi des mélanges nous permet de prendre en compte les contributions de chaque composé (eau, bois et charbon de bois) aux propriétés physiques d'un matériau cellulosique global au cours d'un transfert thermique en tout point du maillage. Le calcul des propriétés physiques du matériau est effectué après chaque pas de temps pour prendre en compte les variations de propriétés au pas de temps suivant<sup>3</sup>.

### 3.4 Conditions aux limites thermiques

Nous avons pu voir dans la partie 3.1 qu'il existe trois conditions aux limites thermiques différentes : les conditions de température imposée (condition de Dirichlet), de flux imposé (condition de Neumann) ou bien une condition d'échange par convection et rayonnement thermique avec une température à l'infini (condition de Fourier).

Seules les conditions de type température imposée et de type Fourier par convection et rayonnement ont été utilisées.

Pour la simulation des essais présentés par Sand [55] et des essais de transfert thermique présentés dans la partie 2.2.3, une condition de température imposée en surface est utilisée pour appliquer la température mesurée au niveau de la face exposée (ou proche de celle-ci) sur le maillage éléments finis. Dans le cas d'un transfert thermique sous chargement thermique standardisé NF-EN-1363-1 [2], une condition d'échange par convection et rayonnement avec la température de chargement est utilisée.

Si une face non-exposée au chargement thermique est présente, une condition aux limites par convection et rayonnement avec la température à l'infini  $T_{inf}$  est imposée. La température à l'infini correspond généralement à la température ambiante (20 °C). S'il n'existe pas de face non-exposée car le système simulé est symétrique (chargement sur l'ensemble de l'échantillon), seule la moitié de ce système est simulée en mode axisymétrique et une condition sans échange par conduction ( $\lambda \frac{\partial T}{\partial n} = \vec{0}$ ) est appliquée au niveau de l'axe de symétrie (figure 3.6).

3. Ces étapes sont introduites dans la procédure "Para\_ther" disponible dans CAST3M®.

De même, pour réduire les temps de simulation, seule une petite hauteur des éléments à simuler a été prise en compte (simulation 2D). Des conditions sans échange par conduction ( $\lambda \frac{\partial T}{\partial n} = 0$ ) ont donc été imposées sur les parties basse et haute du maillage pour empêcher les échanges avec l'extérieur. Cette hypothèse est correcte si l'on considère que la zone simulée se trouve au centre de l'échantillon et qu'elle ne subit pas d'effet de bord.

La figure 3.6 schématise les différentes conditions aux limites décrites ci-dessus.

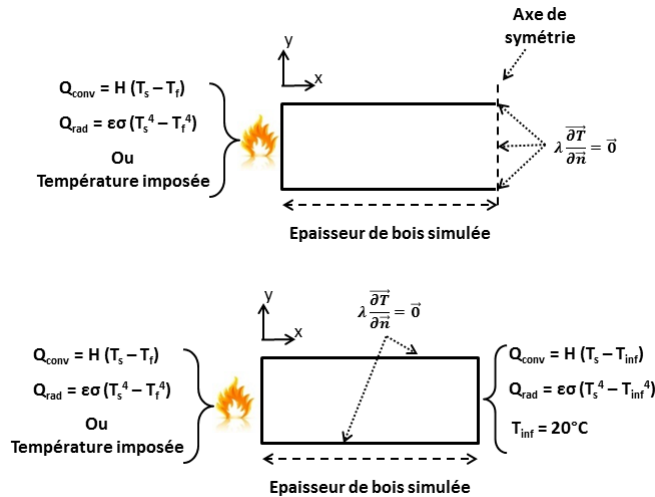


Figure 3.6 – Schématisation des conditions aux limites thermiques utilisées, en haut avec une symétrie de chargement, en bas avec une face non-exposée.

### 3.5 Validation du modèle thermique

La validation numérique du modèle thermique développé a été réalisée en comparant les résultats de simulation thermique avec les résultats de trois campagnes d'essais issus :

- des essais de transfert thermique effectués sur des grumes de bois massif par Larfeldt [61] et repris par Sand [55],
- des essais réalisés en laboratoire sur des échantillons d'aggloméré de lin à différentes teneurs en eau présentés dans la partie 2.2.3,
- de l'essai à grande échelle présenté dans la partie 2.4.

#### 3.5.1 Cas d'un bois massif

Les résultats expérimentaux sont issus des articles de Larfeldt [61] et Sand [55]. Pour ces essais, des grumes de bouleau ont été introduites dans un four cylindrique dont la température était maintenue à 700 °C. De l'azote gazeux était introduit durant les essais pour créer une atmosphère inerte et ainsi éviter la combustion des gaz de pyrolyse. Quatre types d'échantillons ont été testés : un échantillon de charbon de bois, un échantillon de bois sec et deux échantillons humides avec une teneur en eau  $\omega$  respectivement égale à 14 % et 44 %.

Les échantillons de bois d'un diamètre de 50 mm mesuraient 300 mm de hauteur. L'échantillon de charbon de bois, ayant subi préalablement une dégradation thermique par pyrolyse dans le four d'essai, mesurait 300 mm de hauteur pour un diamètre de 40 mm.

Lors des essais, les températures ont été mesurées à l'aide de thermocouples en surface et à différentes positions suivant le rayon des échantillons. La position radiale des thermocouples a été vérifiée à l'aide d'une mesure par rayons X. La perte de masse des échantillons a elle aussi été mesurée au cours du temps.

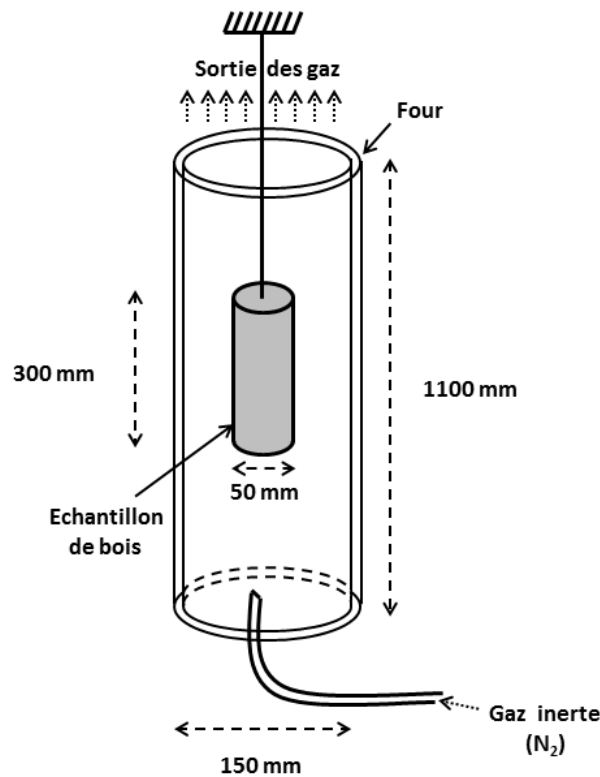


Figure 3.7 – Schématisation de l'essai d'après Sand [55].

La simulation de ces essais sur le logiciel CAST3M<sup>®</sup> a été réalisée sur un maillage axisymétrique 2D en utilisant des éléments quadratiques. Des mailles de 0,5 mm de hauteur et 0,3 mm de largeur ont été utilisées à la suite d'une étude de sensibilité au maillage. Le maillage ainsi que les conditions aux limites sont présentés sur la figure 3.8. La température mesurée expérimentalement sur la face exposée de l'échantillon est utilisée comme condition aux limites thermique (condition de Dirichlet). Les propriétés thermiques du bouleau, du charbon de bois et de l'eau sont basées sur les articles de Larfeldt [61], Sand [55] et Hankalin [57]. Elles sont présentées dans le tableau 3.3 pour le charbon de bois et le tableau 3.4 pour le bois massif sec et humide. Il est à noter que la réduction du volume due à la formation de charbon de bois n'est pas prise en compte dans le modèle développé. Étant donné l'usage d'azote lors de ces essais, aucune combustion des gaz de pyrolyse n'était possible. La source volumique de combustion n'est donc pas utilisée lors de ces simulations.

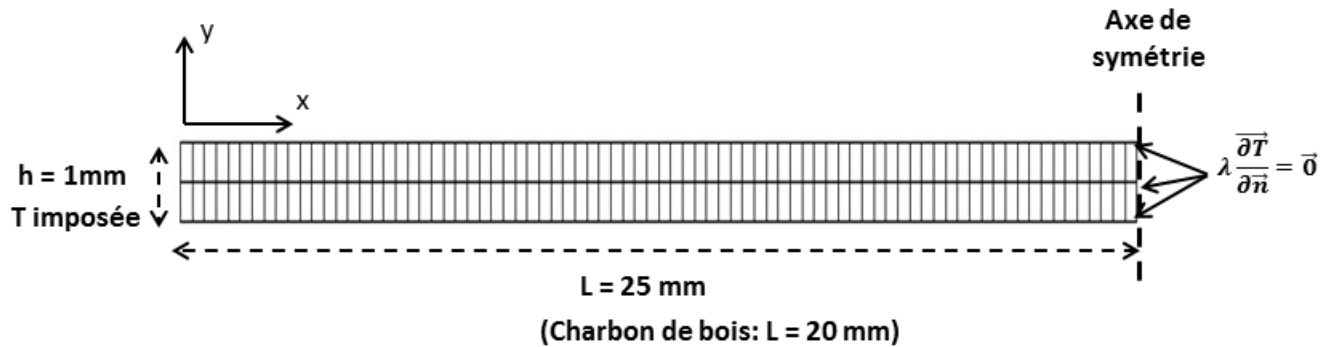


Figure 3.8 – Maillage et conditions aux limites thermiques utilisés pour le bois massif.

T (°C)	$\rho_c$ (kg/m <sup>3</sup> )	$Cp_c$ (J/kg.K)	$\lambda_c$ (W/m.K)
20	125	1000	0,09
300	125	1050	0,2

TABLEAU 3.3 – Propriétés thermiques utilisées pour la simulation du transfert thermique dans le charbon de bois.

Composés	$\rho_{e,b,c}$ (kg/m <sup>3</sup> )	$Cp_{e,b,c}$ (J/kg.K)	$\lambda_{e,b,c}$ (W/m.K)	Paramètres	Vaporisation	Pyrolyse
Bouleau	410	2439	0,2	$E_{i,e,b}$ (J/mol)	$1,60 \cdot 10^5$	$1,00 \cdot 10^5$
Charbon de bois	82 ( $\Leftrightarrow \gamma = 0,2$ )	1150	0,11	$A_{e,b}$ (/s)	$1,00 \cdot 10^{19}$	$8,83 \cdot 10^6$
Eau	1000	4286	0,658	$Hr_{e,b}$ (J/kg)	$-4,50 \cdot 10^6$	$7,00 \cdot 10^6$

TABLEAU 3.4 – A gauche, les propriétés thermiques utilisées pour la simulation des bois secs et humides. À droite, les paramètres des lois d'Arrhenius pour les réactions de vaporisation de l'eau et de pyrolyse du bois.

La comparaison entre les températures simulées et mesurées expérimentalement est présentée sur les figures 3.9, 3.10, 3.12 et 3.14 pour respectivement l'échantillon de charbon de bois, l'échantillon sec et les échantillons à 14 % et 44 % de teneur en eau. De plus, les pertes de masse simulées sont comparées aux pertes de masse mesurées sur les figures 3.11, 3.13 et 3.15 pour les échantillons sec et humides.

Comme observé sur la figure 3.9, les températures simulées pour l'échantillon de charbon de bois sont en bon accord avec les températures mesurées durant l'essai. Au centre de l'échantillon (température mesurée à 19 mm de la face exposée), l'élévation de la température simulée est en retard durant les 150 premières secondes d'essai. Nous notons aussi un petit décalage du transfert thermique au début de la simulation jusqu'à 140 secondes qui peut être dû à l'état de surface du charbon de bois (fissures) plus propice à la diffusion de la chaleur lors de l'essai réel.

Pour cette simulation, les paramètres initiaux ont dû être adaptés au modèle thermique développé pour prendre en compte une variation de la conductivité thermique du charbon de bois. Nous considérons ainsi que les paramètres  $\lambda_b$ ,  $\rho_b$  et  $Cp_b$  des équations 3.6 à 3.8 correspondent aux propriétés thermiques du charbon de bois à 20 °C. Par la suite, les propriétés thermiques du charbon de bois vont progressivement augmenter jusqu'aux propriétés du charbon de bois à 300 °C (voir tableau 3.3). Pour

cela, nous utilisons l'avancement fictif de la loi d'Arrhenius de pyrolyse (équation 3.4) et les équations de la loi des mélanges présentée dans la partie 3.3. Au dessus de 300 °C, les propriétés thermiques du charbon de bois restent constantes. Cette adaptation du modèle thermique est basée sur l'hypothèse que les propriétés thermiques du charbon de bois évoluent avec la température [57].

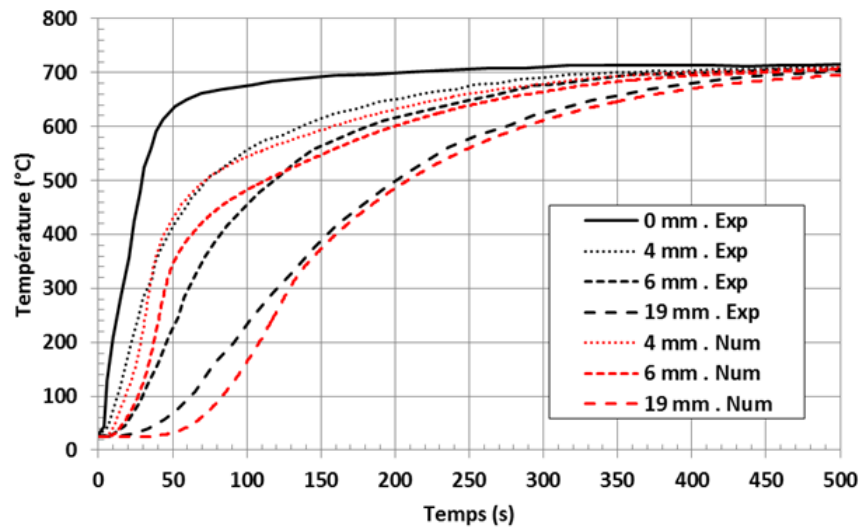


Figure 3.9 – Températures prédites (courbes rouges) et expérimentales (courbes noires) pour l'échantillon de charbon de bois à différentes épaisseurs relativement à la face exposée.

Les températures simulées pour la grume de bouleau sèche sont en bon accord avec les températures expérimentales. La figure 3.10 montre que les températures à 2 mm, 9 mm et 14 mm de la face exposée sont correctement simulées. En revanche, la qualité des résultats simulés est moins bonne au centre de l'échantillon (température mesurée à 23 mm de la face exposée). Nous remarquons une inflexion dans la pente de la température au niveau du centre de l'échantillon vers 500 s. Ce comportement est attribué à la source de pyrolyse au centre de l'échantillon à 250 °C à cet instant. Ces différences peuvent être dues aux lacunes du modèle thermique. Des phénomènes ayant un impact certain sur le transfert thermique ne sont pas pris en compte lors de la simulation tels que le développement de fissures, le retrait du bois lors de la formation de charbon de bois, l'anisotropie du matériau ou la convergence des ondes thermiques vers le centre qui est due à la forme cylindrique de l'échantillon réel et qui peut varier en fonction du rayon d'observation. De plus, les paramètres cinétiques de la réaction de pyrolyse utilisés pour la loi d'Arrhenius ne sont pas les mêmes lorsqu'ils sont déterminés sous une atmosphère normale ou inerte (diazote) du fait de la présence ou non d'oxydation.

Nous remarquons aussi que la conductivité thermique  $\lambda_{char}$  utilisée pour la simulation de la grume de bouleau sèche est inférieure à celle utilisée dans le cas d'une grume de charbon de bois à 300 °C. En effet l'utilisation d'une conductivité thermique du charbon de bois égale à 0,2 W/m.K dans le cas du bois sec entraîne un transfert thermique beaucoup trop rapide. Ce problème n'a pas pu être résolu pour le moment mais nous constatons qu'un transfert thermique au sein d'un charbon de bois est différent de celui au sein d'un charbon de bois lors de la transformation d'un bois sec vers le charbon. En effet, ces deux formes de charbon de bois peuvent être considérés comme des matériaux différents car ils n'ont pas subis le même historique thermique (phase d'échauffement, de refroidissement, etc.) ce qui entraînent des déformations différentes et donc des différences en termes de dilatation thermique, de porosité ou de fissuration.



La mesure de perte de masse normalisée pour le bois sec est comparée avec la mesure expérimentale sur la figure 3.11. Cette perte de masse est correctement simulée. La stabilisation de la perte de masse en fin d'essai est obtenue avec une légère avance de 500 secondes. Ceci est certainement dû à la température au sein de l'échantillon moins bien simulée.

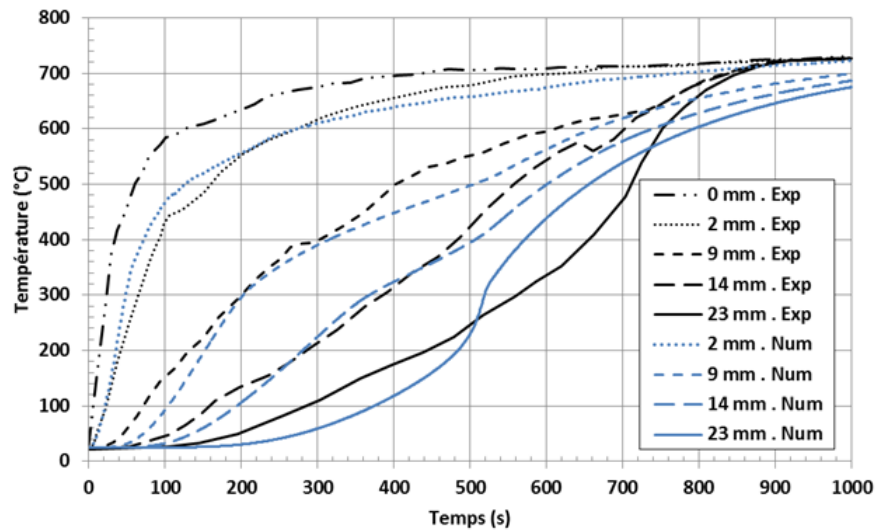


Figure 3.10 – Températures simulées (courbes bleues) et expérimentales (courbes noires) pour l'échantillon de bois sec à différentes épaisseurs relativement à la face exposée.

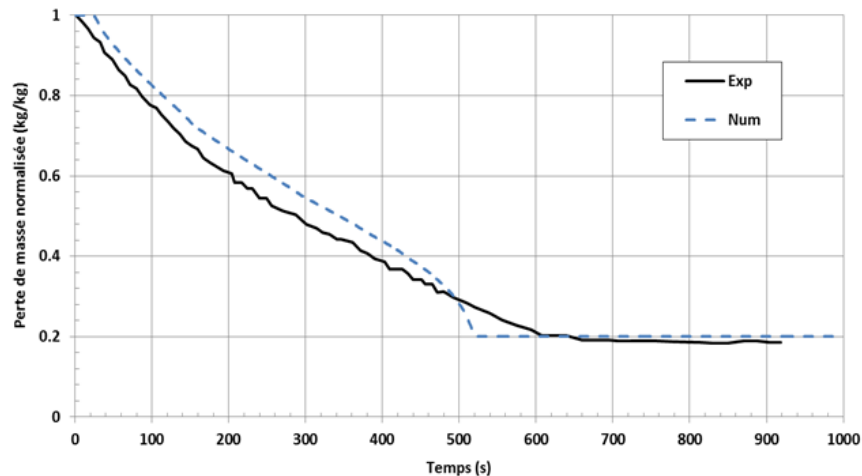


Figure 3.11 – Pertes de masse normalisée simulée (courbe bleue) et expérimentale (courbe noire) pour l'échantillon de bois sec.

En comparaison avec l'échantillon sec, les températures simulées dans le cas des échantillons humides (14 % et 44 % de teneur en eau) concordent moins bien avec les mesures expérimentales. Sur la figure 3.12, un écart important est observé entre les températures simulées et expérimentales pour une teneur en eau de 14 %. Cet écart est encore plus important pour un bois plus humide (44 % de teneur en eau) comme le montre la figure 3.14 sur l'ensemble des températures de l'échantillon.

Dans le cas de l'échantillon à 14 % de teneur en eau, la tendance générale du transfert thermique proche du centre de l'échantillon (température mesurée à 23 mm de la face exposée) est assez bien retranscrite mais nous ne sommes pas en mesure d'obtenir un bon transfert thermique sur l'ensemble de

l'épaisseur de l'échantillon. La principale raison est la stabilisation de température mesurée à 100 °C. Comme pour les résultats présentés dans la partie 2.2.3, ce plateau de température, conséquence de la réaction de vaporisation, résulte du transfert de masse d'eau à l'intérieur du matériau. Or aucun modèle de transfert de masse n'est inclus dans le modèle thermique utilisé. Dans le cas de la grume de bouleau à 14 % de teneur en eau, la source volumique d'énergie associée à la vaporisation de l'eau du bois permet uniquement de simuler correctement les températures proches du centre de l'échantillon (15 mm et 23 mm). Une plus grande consommation d'énergie entrainerait de meilleurs résultats proches de la surface de l'échantillon mais une moins bonne correspondance avec les températures au centre de la grume.

Concernant la perte de masse de l'échantillon à 14 % de teneur en eau (figure 3.13), le résultat simulé est en assez bon accord avec la mesure expérimentale. Ceci s'explique par la tendance générale du transfert thermique qui est relativement bien retranscrite.

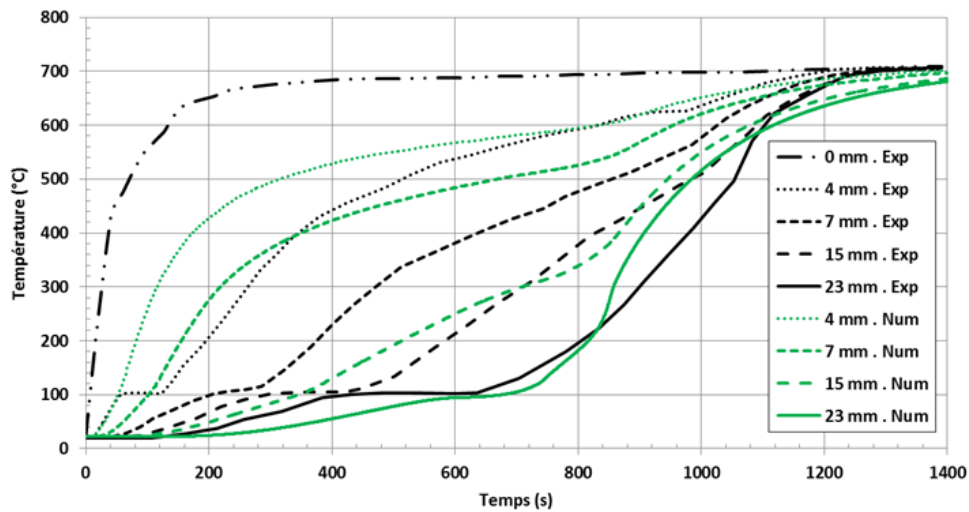


Figure 3.12 – Températures simulées (courbes vertes) et expérimentales (courbes noires) pour l'échantillon de bois à 14 % de teneur en eau.

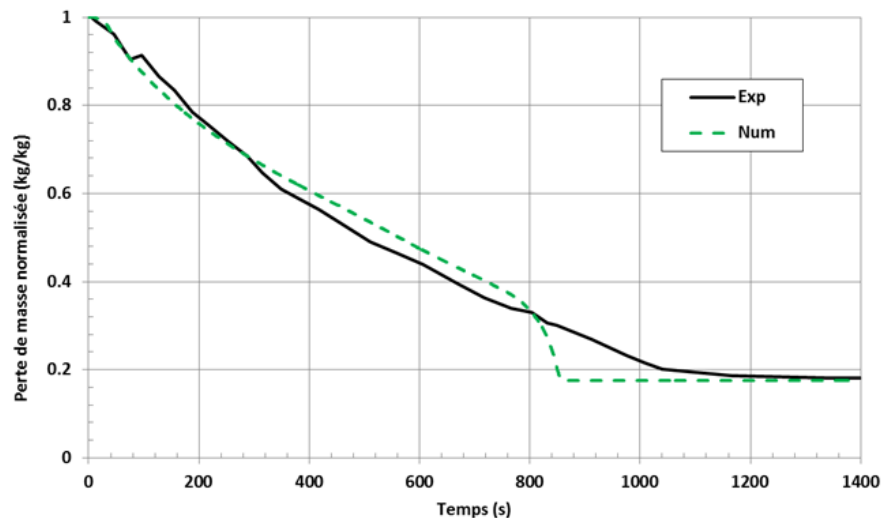


Figure 3.13 – Pertes de masse normalisée simulée (courbe verte) et expérimentale (courbe noire) pour l'échantillon de bois à 14 % de teneur en eau.

Concernant l'échantillon à 44 % de teneur en eau (figure 3.14), les mêmes paramètres thermiques que pour la source de vaporisation de l'échantillon à 14 % ont été utilisés. Nous observons que le transfert thermique n'est pas correctement retranscrit sur l'ensemble de l'épaisseur de l'échantillon avec des écarts plus importants que pour l'échantillon de bois à 14 % de teneur en eau. Une augmentation de l'énergie de vaporisation de  $-7,0 \cdot 10^6$  J/kg d'eau à  $-10,0 \cdot 10^6$  J/kg d'eau permettrait de mieux retranscrire les températures proches du centre de l'échantillon mais la tendance générale du transfert thermique en serait affectée. En effet, nous observons que la perte de masse de l'échantillon (figure 3.15) est relativement bien simulée sur les deux premiers tiers de l'essai. La masse finale de l'échantillon est néanmoins obtenue avec une avance de 950 secondes.

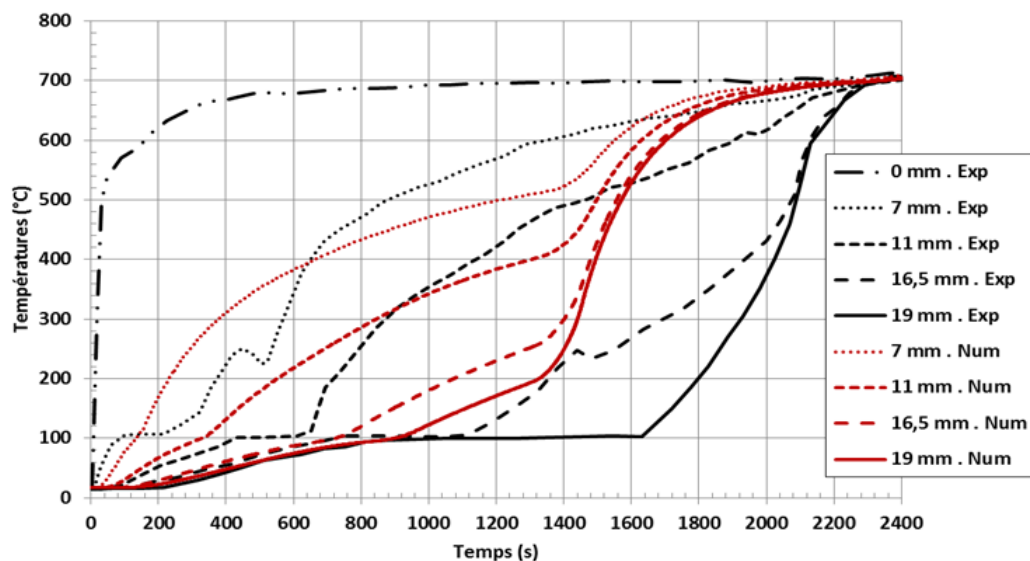


Figure 3.14 – Températures simulées (courbes bordeaux) et expérimentales (courbes noires) pour l'échantillon de bois à 44 % de teneur en eau.

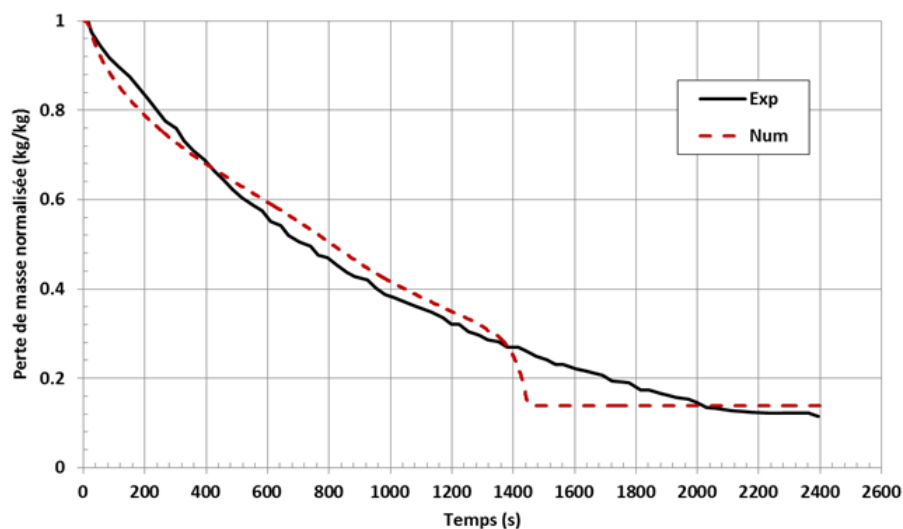


Figure 3.15 – Pertes de masse normalisée simulée (courbe bordeaux) et expérimentale (courbe noire) pour l'échantillon de bois à 44 % de teneur en eau.

D'un point de vue global, le modèle thermique présenté dans ce document permet de retranscrire le comportement thermique d'un bois massif (bouleau) dans le cas d'un charbon de bois, d'un bois sec et

humide. Les pertes de masse simulées correspondent assez bien aux mesures expérimentales de Larfeldt [61]. Cela illustre le fait que, malgré des écarts sur les températures simulées, le comportement thermique général du matériau, et plus particulièrement les réactions de dégradation thermique, sont bien simulés par le modèle thermique. Il y a néanmoins des lacunes pour simuler le comportement thermique d'un bois humide. Ceci est d'autant plus vrai pour des teneurs en eau élevées étant donné que le modèle thermique n'inclut pas de modèle de transfert de masse. Le modèle apparaît malgré tout relativement et globalement fiable.

### 3.5.2 Cas de l'aggloméré de lin

#### a) Petite échelle

Les résultats présentés ici sont issus de simulation des essais de transfert thermique réalisés au laboratoire de l'Université de Bordeaux (I2M) et présentés dans la partie 2.2.3. Pour rappel, ces essais consistent en des transferts thermiques sur des échantillons d'aggloméré de lin de dimensions  $150 \times 150 \times 33,5 \text{ mm}^3$ . Trois teneurs en eau ont été testées lors de cette campagne : 0 %, 10 % et 14 % de teneur en eau. Un chargement thermique de  $300 \text{ °C}$  avec une vitesse de montée en température de  $100 \text{ °C/min}$  était appliqué sur la face exposée des échantillons. Aucune combustion des gaz de pyrolyse n'a été observée durant ces essais. La source volumique de combustion n'est donc pas utilisée pour ces simulations.

Les simulations sont effectuées sur un maillage 2D (éléments quadratiques) représentant l'épaisseur du panneau d'aggloméré de lin. Le maillage a été découpé en trois parties distinctes avec des tailles de maille régulières allant de  $0,2 \text{ mm}$  au niveau de la face exposée à  $0,6 \text{ mm}$  au niveau de la face non-exposée. Ce maillage fait suite à une étude d'optimisation du nombre d'éléments dans l'épaisseur du panneau d'aggloméré de lin dans le but de réduire les temps de calcul (cf Annexe 4).

La température mesurée dans le matériau à  $2 \text{ mm}$  de la face exposée est utilisée comme condition aux limites thermique (condition de Dirichlet) tel que représenté sur la figure 3.16. En effet, des incertitudes sur la mesure de la température au niveau de la face exposée empêche d'utiliser cette dernière comme condition aux limites thermique. Une épaisseur de  $2 \text{ mm}$  est donc retirée lors des simulations à l'épaisseur initiale des échantillons ( $33,5 \text{ mm}$ ). Sur la face non-exposée, une condition thermique par convection et rayonnement est appliquée. Les échanges avec la température ambiante sont pris en compte avec un coefficient de transfert convectif  $H$  égal à  $7 \text{ W/m}^2\cdot\text{K}$  et un coefficient d'émissivité  $\epsilon$  de  $0,9$ . Le coefficient convectif  $H$  est supérieur à celui proposé par la norme NF-EN-1991-1-2 [103] ( $4 \text{ W/m}^2\cdot\text{K}$ ) afin de prendre en compte l'impact de la hotte d'aspiration des fumées lors des essais de transfert thermique.

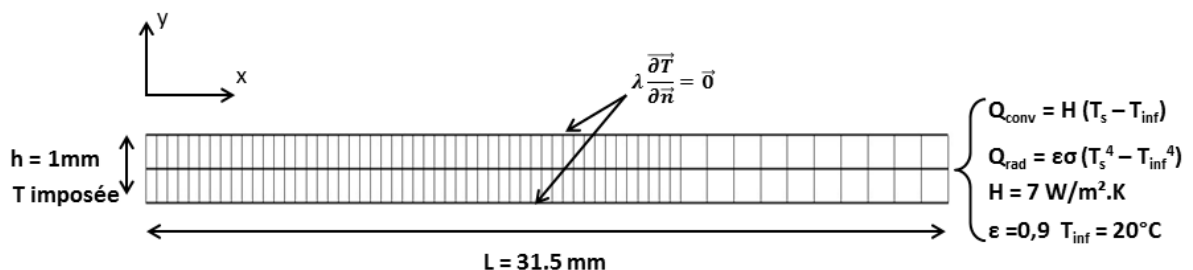


Figure 3.16 – Maillage et conditions aux limites thermiques utilisés pour la simulation de l'aggloméré de lin.

Les propriétés thermiques et les paramètres des lois d'Arrhenius utilisés sont présentés dans le tableau 3.5.

Composés	$\rho_{e,b,c}$ (kg/m <sup>3</sup> )	$Cp_{e,b,c}$ (J/kg.K)	$\lambda_{e,b,c}$ (W/m.K)	Paramètres	Vaporisation	Pyrolyse
Aggloméré de lin	373	1636	0,123	$E_{i,e,b}$ (J/mol)	$1,60 \cdot 10^5$	$3,33 \cdot 10^5$
Charbon de bois	78 ( $\Leftrightarrow \gamma = 0,21$ )	1150	0,11	$A_{e,b}$ (/s)	$1,00 \cdot 10^{19}$	$4,71 \cdot 10^{31}$
Eau	1000	4286	0,658	$Hr_{e,b}$ (J/kg)	$-3,00 \cdot 10^6$	$2,0 \cdot 10^6$

TABLEAU 3.5 – A gauche, les propriétés thermiques utilisées pour la simulation de l'aggloméré de lin. À droite, les paramètres des lois d'Arrhenius pour les réactions de vaporisation de l'eau et de pyrolyse du bois.

Les températures simulées sur la face non-exposée et dans l'épaisseur du matériau à 11 mm, 16,5 mm et 22 mm de la face exposée sont comparées aux moyennes des températures mesurées lors des essais. Contrairement aux résultats présentés pour le bois massif (partie 3.5.1), la perte de masse n'a pas pu être mesurée durant ces essais.

Dans le cas de l'échantillon sec, le transfert thermique est relativement bien simulé (figure 3.17). Les tendances générales (allures et pentes des courbes, comportement en fonction de la profondeur) sont correctement reproduites. Néanmoins, quelques différences existent vis-à-vis du temps de début du transfert thermique et de sa cinétique. Les résultats de simulation montrent un transfert thermique plus lent que les résultats expérimentaux. De plus, suite à un amortissement thermique à travers l'épaisseur du matériau, ce retard du transfert thermique augmente davantage si la mesure est éloignée de la face exposée comme nous pouvons le voir sur la face non-exposée du panneau (33,5 mm). La non prise en compte de certains phénomènes telles que la formation de fissures en face exposée ou bien la structure interne du matériau peuvent être la cause de cet amortissement thermique.

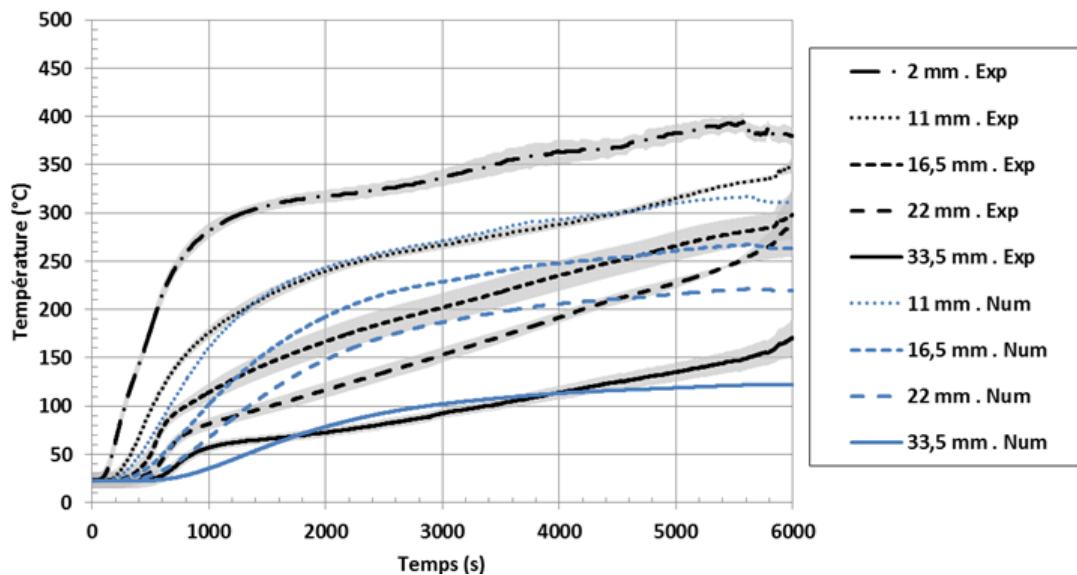


Figure 3.17 – Résultats du transfert thermique prédits et mesurés pour l'échantillon d'aggloméré de lin sec, les bandes grises correspondant aux incertitudes de mesures (section 2.4 équation 2.10).

Les résultats simulés et mesurés pour l'échantillon à 10 % de teneur en eau sont présentés sur la figure 3.18. La tendance générale du transfert thermique est bien reproduite par le modèle thermique. La prise en compte d'un puits d'énergie associé à la vaporisation de l'eau permet bien d'obtenir un ralentissement du transfert thermique autour de 100 °C. De même que pour l'échantillon d'aggloméré de lin sec, des différences sont observées pour de faibles températures, notamment en ce qui concerne les plateaux de vaporisation de l'eau. En effet, ces plateaux de vaporisation sont plus marqués pour les résultats d'essais que pour la simulation où l'évolution de la température dans le temps est plus "lissée".

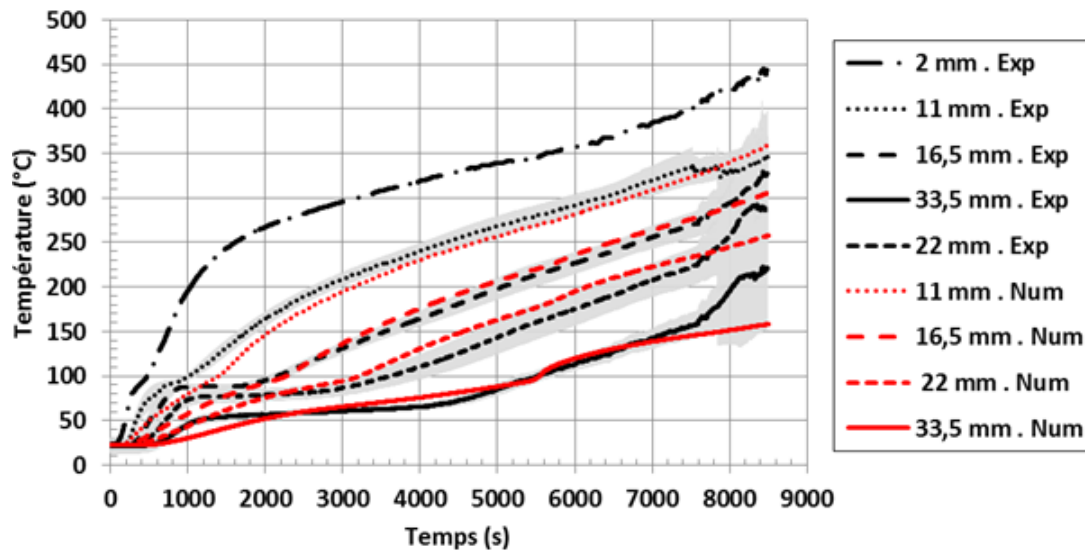


Figure 3.18 – Résultats du transfert thermique prédits et mesurés pour l'échantillon d'aggloméré de lin à 10 % de teneur en eau, les bandes grises correspondant aux incertitudes de mesures (section 2.4 équation 2.10).

La figure 3.19 présente les résultats de température simulées et mesurées pour l'échantillon d'aggloméré de lin à 14 % de teneur en eau. Les résultats de simulation sont assez proches de ceux obtenus pour les échantillons à 10 % de teneur en eau avec un retard du transfert thermique dans le temps suite à l'augmentation de la teneur en eau. La tendance générale des températures après vaporisation de l'eau, c'est-à-dire au dessus de 100 °C, est bien retranscrite en comparaison avec les températures expérimentales. Cependant, de même que pour la simulation des grumes de bois massif, les plateaux de température induits par la vaporisation de l'eau ne sont pas correctement reproduits.

Les résultats de simulation pour l'aggloméré de lin humide sont plus proches des mesures expérimentales que pour le bois massif présenté précédemment. Cela peut s'expliquer par la cinétique du transfert thermique, notamment celle de la réaction de vaporisation, qui est plus rapide dans le cas du bois massif. De plus les conditions aux limites thermiques sont différentes. La totalité de la surface de l'échantillon est exposée à la source de chaleur dans le cas des grumes de bouleau. Les propriétés thermiques utilisées sont issues de la littérature et n'ont donc pas été mesurées sur le matériau testé contrairement à celles de l'aggloméré de lin. Ces trois facteurs jouent sur la qualité des résultats de simulation.

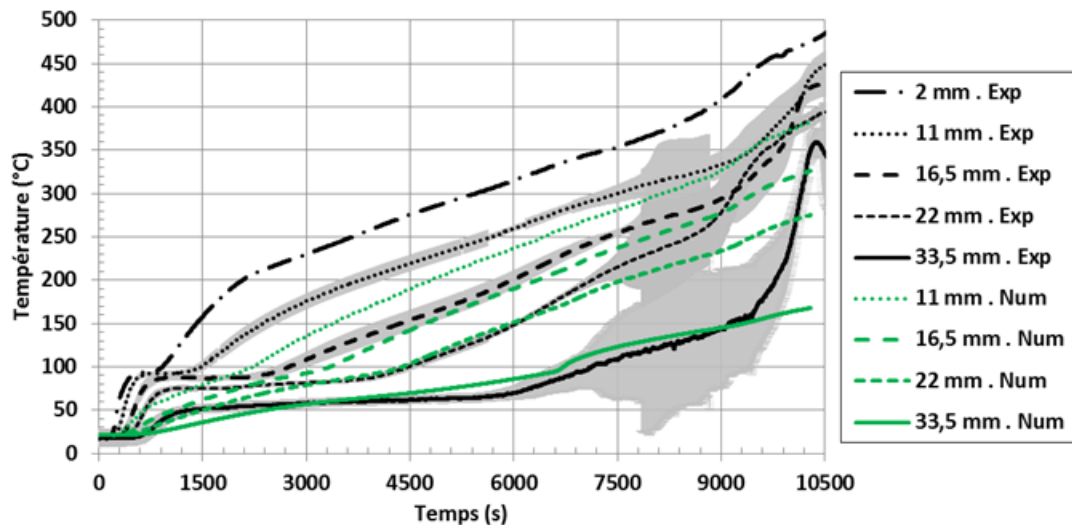


Figure 3.19 – Résultats du transfert thermique simulés et mesurés pour l'échantillon d'aggloméré de lin à 14 % de teneur en eau, les bandes grises correspondant aux incertitudes de mesures (section 2.4 équation 2.10).

Afin de mieux comprendre l'impact de la teneur en eau initiale sur les résultats de simulation présentés ci-dessus, une comparaison des pertes de masse normalisées<sup>4</sup> pour les trois teneurs en eau est représentée sur la figure 3.20. On remarque que la vitesse de perte de masse est plus rapide dans le cas du panneau d'aggloméré de lin sec tandis qu'elle est similaire pour les échantillons à 10 % et 14 % de teneur en eau. Comme on pouvait s'y attendre, il y a un décalage dans le temps de l'amorce de perte de masse lorsque la teneur en eau augmente ce qui traduit un besoin plus grand d'énergie nécessaire à la dégradation du matériau (vaporisation et pyrolyse). Les résultats de perte de masse à la fin de chaque simulation ne sont pas égaux au taux de production de charbon de bois  $\gamma$  utilisé, théoriquement égal à 21 % de la masse du panneau d'aggloméré de lin sec, car une partie du matériau simulé n'a pas encore subi de réaction de pyrolyse.

La comparaison entre les températures simulées et mesurées pour les différents échantillons d'aggloméré de lin confirme que l'évolution des températures dans le temps est correctement reproduite dans l'épaisseur pour des températures supérieures à 100 °C - 120 °C. Les résultats sont moins concluants pour des températures plus basses au commencement du transfert thermique. Nous en concluons que le modèle thermique ne permet pas de capturer toute la complexité du procédé de vaporisation qui nécessiterait également de décrire les transferts d'eau sous les formes liquide et vapeur au sein du matériau. Le développement d'un modèle thermique couplant des modèles de transfert de chaleur et de masse impliquerait d'identifier un nombre élevé de paramètres tels que la perméabilité ou la porosité, ce qui s'avère très vite difficile à haute température. Étant donné que l'objectif principal ici est de simuler les températures sur une plage allant de 150 °C à 850 °C, les faiblesses du modèle numérique observées dans une plage de température inférieure ne seront pas critiques par la suite pour le couplage avec le modèle mécanique.

4. Par rapport à la masse initiale de l'échantillon.

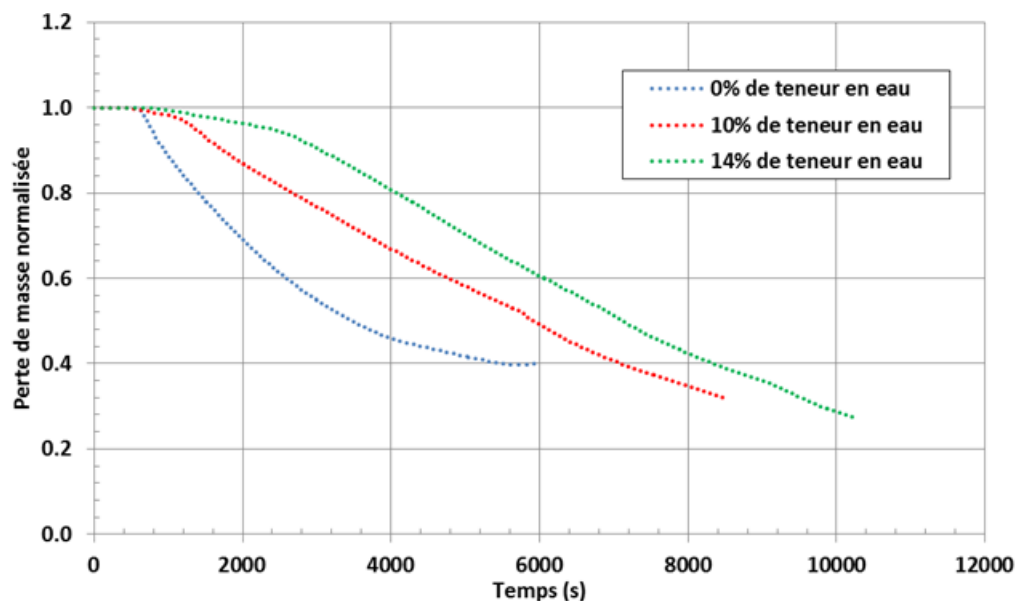


Figure 3.20 – Comparaison des pertes de masse normalisées simulées pour les trois teneurs en eau.

### b) Grande échelle

Après avoir confronté le modèle thermique développé à des essais réalisés en laboratoire, nous l'utilisons pour simuler un essai de transfert thermique sous l'agression thermique normalisée NF-EN-1363-1 [2] sur des panneaux de plus grandes dimensions. La simulation présentée dans cette partie se base sur les températures mesurées sur les deux panneaux d'aggloméré de lin lors de l'essai à grande échelle présenté dans la partie 2.4.

Pour ce cas, la simulation est effectuée sur un maillage 2D (éléments quadratiques) représentant l'épaisseur du panneau d'aggloméré de lin (figure 3.21). Le maillage a été découpé en trois parties distinctes avec des tailles de maille régulières allant de 0,2 mm au niveau de la face exposée à 0,6 mm au niveau de la face non-exposée. Ce maillage fait suite à une étude d'optimisation du nombre d'éléments dans l'épaisseur du panneau d'aggloméré de lin dans le but de réduire les temps de calcul (cf Annexe 4).

Trois types de maillage ont été testés : des maillages avec une densité de maille constante, des maillages avec des densités de maille progressives et des maillages partitionnés en deux ou trois parties. Pour chaque type de maillage, des nombres de maille variables ont été testés avec des tailles de maille allant de 0,13 mm à 1 mm. Cette étude a permis de montrer que le maillage partitionné en trois parties utilisé ici, avec un nombre de mailles plus élevé en face exposée par rapport à la face non-exposée, permet d'obtenir des résultats de transfert thermique comparables à un maillage constant pour une taille de maille de 0,17 mm. Le nombre de mailles est ainsi nettement réduit dans l'épaisseur du panneau passant de 200 à 105 mailles.

Le chargement thermique NF-EN-1363-1 [2] est appliqué à l'aide d'une condition de Fourier par convection et rayonnement thermiques en face exposée du panneau. Une condition thermique similaire est utilisée pour la face non-exposée. Les échanges avec les températures sont pris en compte pour les faces exposée et non-exposée avec des coefficients de transfert convectif  $H$  respectivement égaux à  $25 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$  et  $4 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$  et des émissivités  $\varepsilon$  de 0,9. Les propriétés thermiques et les para-



mètres des lois d'Arrhenius utilisés sont présentés dans les tableaux 3.6 et 3.7.

Pour cet essai, nous avons estimé que le taux de production de charbon  $\gamma$  était de 0,25 (partie a) et que la teneur en eau initiale du matériau  $\omega$  était de 10 % (teneur en eau de l'échantillon à 20 °C et 60 % RH). De plus, sur la base de la partie 1.2.1, nous avons considéré dans cette simulation que 20 % des gaz de pyrolyse étaient des gaz inflammables [34].

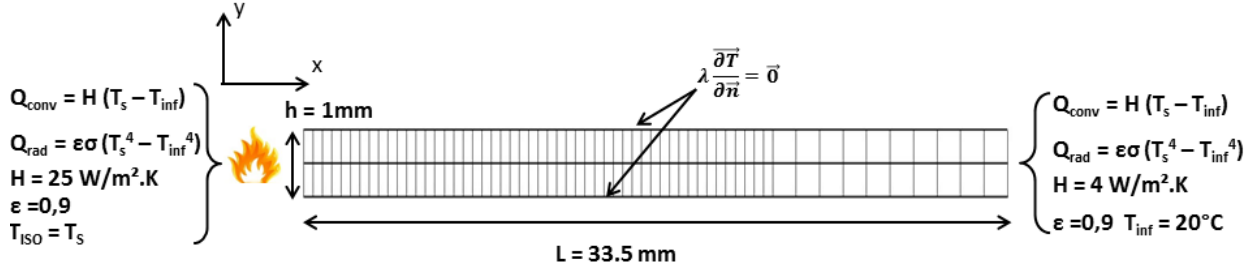


Figure 3.21 – Maillage et conditions aux limites thermiques utilisés pour la simulation de l'aggloméré de lin.

Composés	$\rho_{e,b,c}$ (kg/m <sup>3</sup> )	$Cp_{e,b,c}$ (J/kg.K)	$\lambda_{e,b,c}$ (W/m.K)
Aggloméré de lin	373	1636	0,123
Charbon de bois	93,3 ( $\Leftrightarrow \gamma = 0,25$ )	1150	0,125
Eau	1000	4286	0,658

TABLEAU 3.6 – Propriétés thermiques utilisées pour la simulation de l'aggloméré de lin pour l'essai à grande échelle.

Paramètres	Vaporisation	Pyrolyse	Combustion
$E_{i,b}$ (J/mol)	$1,60 \cdot 10^5$	$3,33 \cdot 10^5$	-
$A_{e,b}$ (/s)	$1,00 \cdot 10^{19}$	$4,71 \cdot 10^{31}$	-
$Hr_{e,b,c}$ (J/kg)	$-1,20 \cdot 10^7$	$2,0 \cdot 10^6$	$1,70 \cdot 10^7$

TABLEAU 3.7 – Paramètres des lois d'Arrhenius pour les réactions de vaporisation de l'eau, de pyrolyse du bois et de combustion.

Les températures simulées au niveau de la face non-exposée et dans l'épaisseur du panneau, à 8 mm, 16,5 mm et 25 mm de la face exposée sont comparées à la moyenne des températures pour les deux panneaux d'aggloméré de lin testés lors de l'essai à grande échelle. Les résultats sont présentés sur la figure 3.22.

Sur la figure 3.22, nous observons que l'élévation de température en-dessous de 100 °C est plus faible pour les résultats de simulation que pour les mesures expérimentales. Cela implique un léger retard pour les températures simulées en-dessous de 100 °C. Au-dessus de ces températures, la tendance générale du transfert thermique est relativement bien simulée. Nous remarquons que les plateaux de vaporisation autour de 100 °C ne sont pas correctement simulés suite aux lacunes du modèle thermique identifiées précédemment, mais que le modèle permet de retrouver des temps de fin de plateau

assez proches de ceux expérimentaux. Néanmoins, la prise en compte de la source volumique de vaporisation dans le modèle thermique permet d’obtenir une réduction de la cinétique des températures autour de 100 °C.

Pour ce cas de calcul, l’énergie de vaporisation  $Hr_e$  utilisée est plus importante que pour la simulation des essais de transfert thermique réalisés en laboratoire (partie 3.5.2) pour une même teneur en eau du matériau. Elle est égale à  $-12,0 \cdot 10^{-6}$  J/kg contre  $-3,0 \cdot 10^{-6}$  J/kg pour les simulations précédentes. En effet, un calage par calculs itératifs de l’amplitude de la source de vaporisation a été effectué pour obtenir de meilleurs résultats de simulation. La nécessité de ce calage peut s’expliquer par la différence importante de cinétique entre les deux transferts thermiques simulés. Le transfert thermique mesuré lors de l’essai à grande échelle est jusqu’à dix fois plus rapide que lors des essais de transfert thermique en laboratoire, à teneur en eau équivalente, car la conditions aux limites thermique est beaucoup plus “agressive”. Il semble donc que la cinétique du chargement thermique appliqué sur la face exposée du matériau cellulosique implique des cinétiques de réactions de dégradation thermique différentes, ce qui joue un rôle important sur la qualité des résultats obtenus par simulation. Il serait utile de déterminer les paramètres cinétiques de la loi de dégradation thermique de pyrolyse ( $A_b$  et  $E_{i_b}$ ) dans les conditions d’agression thermique de la norme NF-EN-1363-1 [2] pour améliorer les résultats de simulation.

Avec le modèle thermique développé, il est à noter que la vitesse d’échauffement est principalement dirigée par la conductivité thermique du matériau et par les valeurs des énergies de réaction  $Hr_i$  correspondant à la vaporisation de l’eau et la pyrolyse du bois.

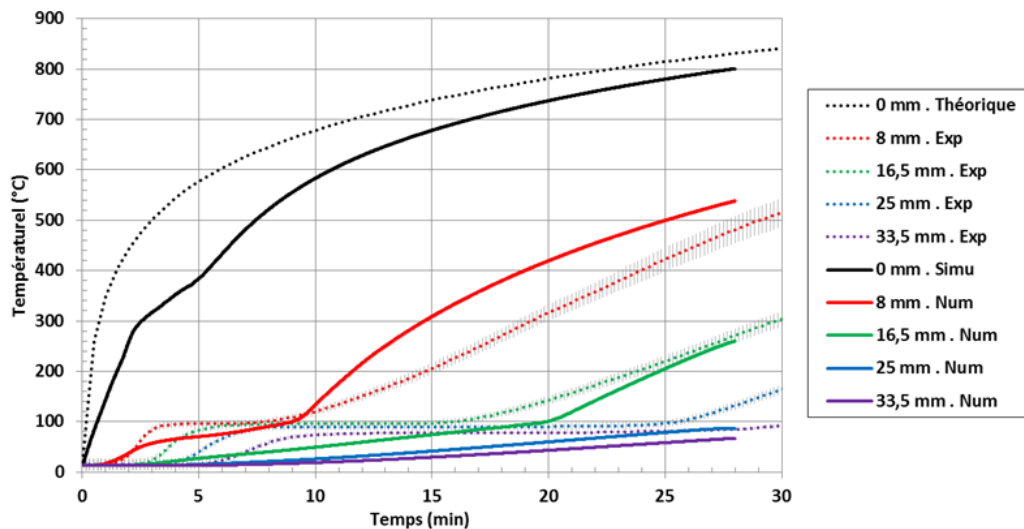


Figure 3.22 – Températures prédites et mesurées pour les panneaux d’aggloméré de lin lors de l’essai à grande échelle.

La comparaison entre les températures simulées et mesurées expérimentalement montre que retranscrire correctement le comportement thermique autour de la température de vaporisation est complexe.

À titre d’illustration, les figures 3.23 et 3.24 présentent les sources volumiques de vaporisation de l’eau et de pyrolyse du bois simulées par le modèle thermique à 8 mm et 16,5 mm de la face exposée. Premièrement, nous remarquons que les températures d’activation des sources d’énergie volumiques sont cohérentes. Les pics d’énergie pour la vaporisation de l’eau et la pyrolyse du bois sont respecti-

vement atteints à 110 °C et 225 °C. Deuxièmement, la source de vaporisation correspond bien à une réaction endothermique tandis que la réaction de pyrolyse est exothermique.

Une comparaison des deux sources volumiques montre que l'amplitude de la source de vaporisation est plus importante que celle de la source de pyrolyse. La consommation maximale d'énergie pour la vaporisation de l'eau à 8 mm est de  $7,8 \cdot 10^6 \text{ W/m}^3$  tandis que l'apport d'énergie suite à la pyrolyse du bois est seulement de  $3,7 \cdot 10^5 \text{ W/m}^3$ . Nous observons aussi que l'amplitude d'énergie appliquée pour une même source diminue quand on s'éloigne de la face exposée. Ceci est une conséquence de la cinétique de transfert thermique qui est plus élevée au niveau de la face exposée que de la face non-exposée (amortissement thermique). En revanche, on remarque sur les graphiques, en fonction du temps (b), que les aires sous les courbes à 8 mm et 16,5 mm sont similaires ce qui traduit une quantité d'énergie ( $\text{J/m}^3$ ) consommée ou fournie proche sur la durée totale de l'essai.

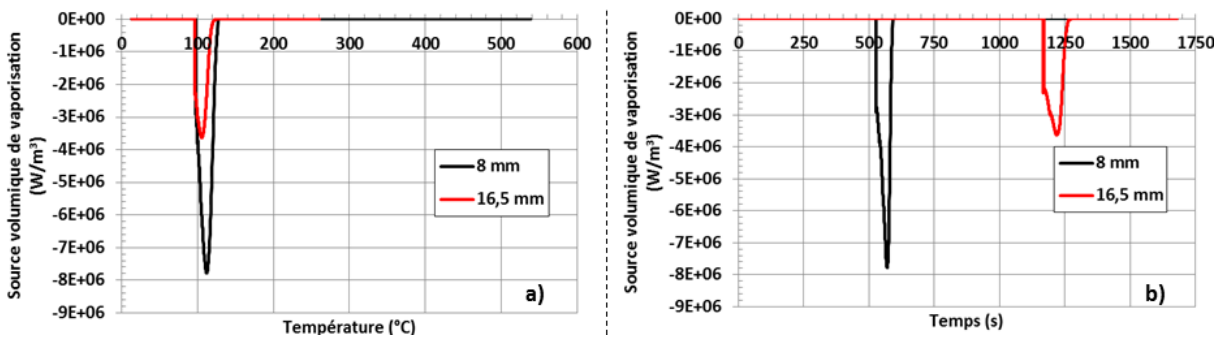


Figure 3.23 – Sources volumiques de vaporisation  $Q_e$  à 8 mm et 16 mm en fonction de la température (a) et du temps (b).

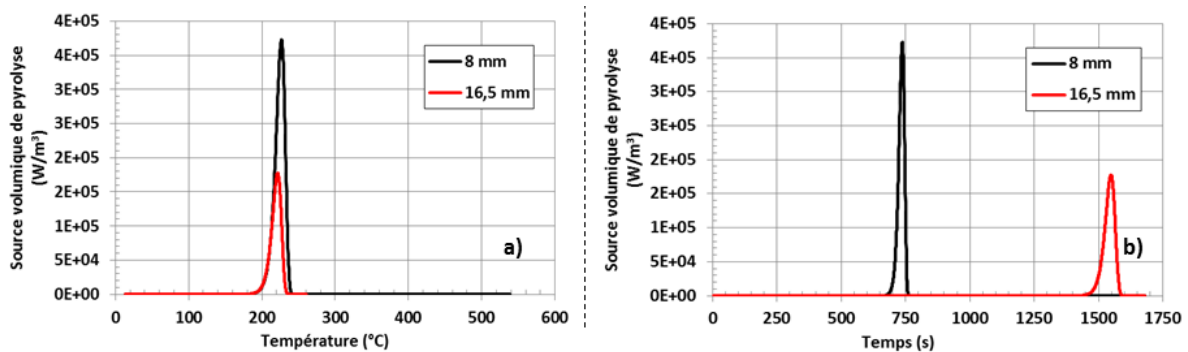


Figure 3.24 – Sources volumiques de pyrolyse  $Q_b$  à 8 mm et 16 mm en fonction de la température (a) et du temps (b).

Également à titre d'illustration, la figure 3.25 présente les propriétés thermiques calculées à partir de la procédure de loi des mélanges à 8 mm et 16,5 mm de la face exposée. Les graphiques a), b) et c), représentent respectivement la conductivité thermique  $\lambda_{tot}$ , la chaleur spécifique  $Cp_{tot}$  et la masse volumique  $\rho_{tot}$  du matériau.

Sur les trois graphiques, l'impact des différentes réactions de dégradation thermique (vaporisation et pyrolyse) est visible. Il y a ainsi une diminution des propriétés thermiques suite au séchage du matériau autour de 100 °C puis une seconde variation des propriétés autour de 225 °C lors de la réaction de pyrolyse du bois. La masse volumique du matériau passe ainsi de  $410 \text{ kg/m}^3$  initialement à

373 kg/m<sup>3</sup> lorsque le bois est sec, puis elle subit une seconde variation pour finir autour de 93 kg/m<sup>3</sup> au dessus de 225 °C, correspondant à la masse volumique du charbon de bois.

La loi de mélange développée pour le modèle thermique permet donc de déterminer l'évolution des propriétés physiques du matériau en fonction de l'avancement des réactions de dégradation thermique. De plus, les propriétés calculées correspondent aux ordres de grandeur bibliographiques présentés dans le chapitre 1 partie 1.2.2 ainsi qu'aux valeurs expérimentales présentées dans le chapitre 2.

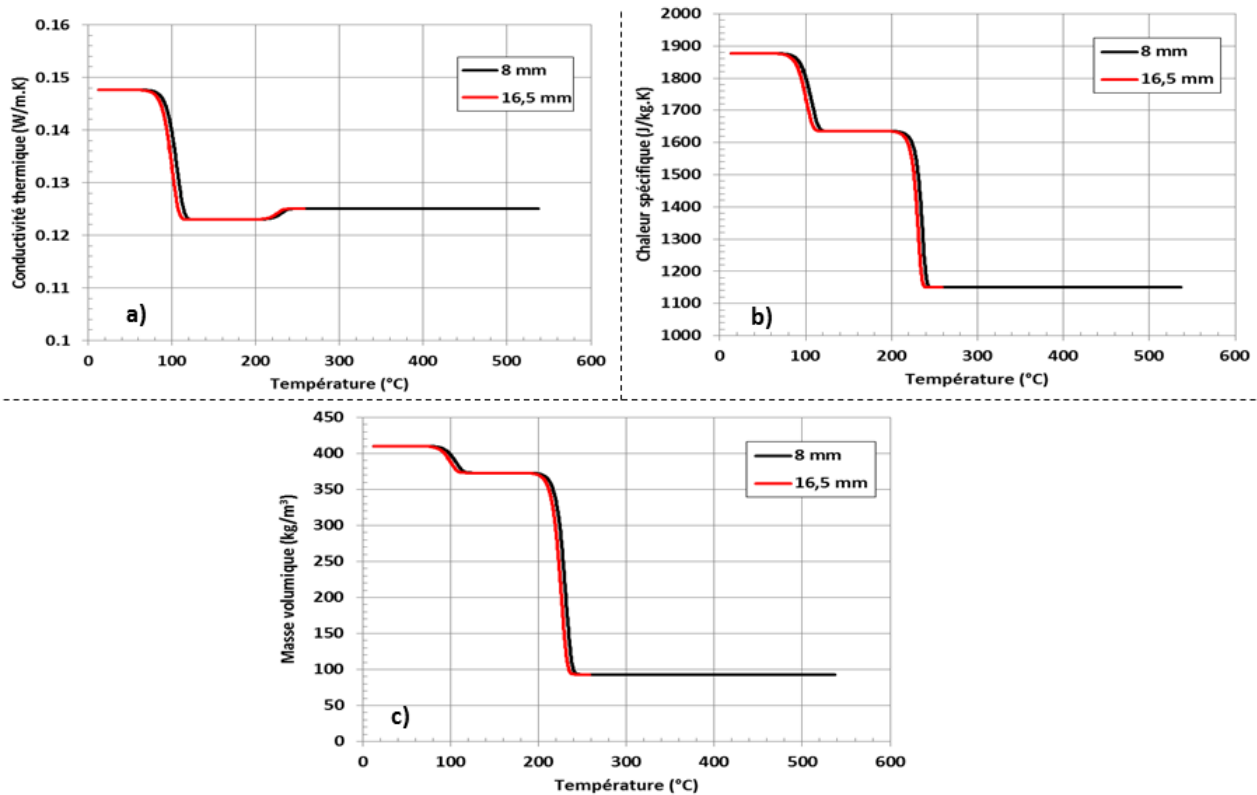


Figure 3.25 – Propriétés thermiques calculées par le modèle thermique à 8 mm et 16 mm de la face exposée de l'aggloméré de lin en fonction de la température.

### 3.5.3 Limites du modèle thermique

Le modèle thermique développé dans ce chapitre permet de retranscrire correctement les tendances d'un transfert thermique dans un matériau cellulosique exposé à une sollicitation thermique sévère. Néanmoins, ce modèle présente un certain nombre de limites.

Premièrement, le modèle thermique ne permet pas de prendre en compte les modifications morphologiques de la surface exposée et les variations de volume du matériau cellulosique. Or il est clair que ces paramètres évoluent au cours d'un transfert thermique. En effet, la dégradation thermique du bois entraîne un retrait du matériau et donc une modification de son volume. Ce changement de volume peut avoir un impact sur le calcul de la masse volumique du matériau.

De plus, lors de la phase de retrait du bois, la formation de charbon de bois a aussi pour conséquence de modifier la surface exposée de l'échantillon. Il y a alors formation de fissures au niveau de cette face exposée et donc une plus importante surface d'échange en surface du matériau.

Deuxièmement, le modèle thermique proposé est un modèle composé de deux réactions de dégradation thermique. Il est peut être trop simplifié pour permettre de retranscrire correctement la dégradation thermique du bois et notamment la réaction de pyrolyse. Il est possible qu'un modèle plus complexe permettant d'obtenir de meilleurs résultats en séparant par exemple les réactions de dégradation de la lignine, la cellulose et l'hémicellulose. En revanche, l'utilisation d'un modèle plus complexe va augmenter de manière importante<sup>5</sup> le nombre de paramètres à déterminer ainsi que les possibles erreurs dues aux hypothèses formulées et aux données utilisées.

Troisièmement, il est possible que les réactions de dégradation thermique aient pour conséquence de modifier localement les propriétés physiques du matériau cellulosique lors d'un essai réel. On remarque pour les essais de transfert thermique présentés dans la partie 2.2.3 que la cinétique de montée en température en dessous de 100 °C est similaire quelle que soit la teneur en eau testée (0 %, 10 % et 14 %). Il semble donc que le transport d'une masse d'eau n'ait pas de rapport avec l'augmentation rapide de la température en dessous de 100 °C. Cette augmentation rapide de la température peut être la cause de plusieurs facteurs telles que la fissuration ou la réaction de pyrolyse en amont. Mais il est aussi possible qu'elle soit due à une variation interne dans le matériau, par exemple suite à un gradient de pression ou à une modification de la perméabilité, ce qui aurait pour conséquence d'augmenter localement la cinétique du transfert thermique. Ces hypothèses sont difficiles à vérifier de par le caractère combustible du matériau, mais nous pourrions envisager un essai de transfert thermique sur un bois sec permettant de mesurer les éventuels gaz transmis au niveau de la face non-exposée d'un échantillon de bois. Une analyse de ces gaz permettrait de savoir s'il y a eu formation de vapeur d'eau lors de la pyrolyse du bois ou bien si d'éventuels gaz de pyrolyse ont migré de la face exposée vers la face non-exposée. Un transfert de ces gaz à travers le solide pourrait expliquer l'augmentation rapide de la cinétique en dessous de 100 °C lors des transferts thermiques. Cela permettrait d'expliquer pourquoi nous n'arrivons pas à retranscrire cette cinétique de transfert thermique rapide en dessous de 100 °C même dans le cas d'un bois sec.

Quatrièmement, nous avons vu qu'il est difficile de simuler le comportement thermique d'un matériau cellulosique lors de la phase de vaporisation de l'eau du matériau. Le modèle thermique développé ne prend en compte aucun transfert de masse. Un certain nombre de phénomènes ne sont ainsi pas pris en compte lors des transferts thermiques simulés. En effet, nous ne sommes pas à même de simuler les variations d'énergie suite à un transfert de masse liquide ou gazeuse, ni l'augmentation locale de la teneur en eau en amont du front de vaporisation qui entraîne une variation locale des propriétés thermiques. Le fait de ne pas avoir intégré un modèle de transfert de masse nous empêche certainement d'améliorer la qualité de nos résultats de simulation mais le développement de ce type de modèle reste complexe. Il faudrait être à même de mesurer les propriétés du matériau telle que la perméabilité. Or ces données sont difficiles à mesurer à haute température et de plus les temps de calcul en seraient fortement affectés.

Enfin, le modèle développé nécessite de caler par calculs itératifs certains paramètres thermiques à savoir la conductivité thermique du charbon de bois, les énergies de réaction de vaporisation et de pyrolyse ainsi que le taux de charbon de bois final. La calibration de ces paramètres est basée sur une comparaison des résultats de différentes simulations avec les résultats expérimentaux. Une meilleure méthode de calibration peut être développée afin d'améliorer les résultats numériques, basée par exemple sur un calcul d'erreur entre les températures mesurées et simulées.

---

5. L'ajout d'une réaction de dégradation thermique nécessite de déterminer trois paramètres ( $E_i$ ,  $A_i$ ,  $Hr_i$ )

## Conclusion sur le modèle thermique

Un modèle numérique permettant de simuler le comportement thermique d'un matériau cellulosique a été présenté dans ce chapitre. Ce modèle prend en compte des sources de chaleur pour simuler les réactions de vaporisation et de dégradation thermique, à savoir la pyrolyse du matériau et la combustion des gaz de pyrolyse. À cela vient s'ajouter le calcul de la variation locale des propriétés thermiques en fonction de l'avancement des réactions de pyrolyse pour prendre en compte la variation des propriétés du matériau lors de sa dégradation thermique.

Il est difficile de simuler un transfert thermique en prenant en compte la vaporisation de l'eau dans le cas d'un bois humide et notamment de retranscrire les plateaux de vaporisation autour de 100 °C. Cette difficulté vient des lacunes de notre modèle qui ne prend pas en compte les transferts de masse au sein du matériau. Cependant, les résultats de simulation sont relativement cohérents et en bon accord avec les mesures expérimentales. Le modèle thermique permet de retranscrire correctement les tendances de température, principalement pour des températures élevées, et de retrouver la perte de masse mesurée.

De manière globale, le modèle thermique est validé pour la simulation d'un bois massif et de notre panneau d'aggloméré de lin. Le chapitre suivant sera consacré à l'étude thermomécanique d'un panneau d'aggloméré de lin pour une sollicitation thermique standardisée.







# Chapitre 4

## Modélisation numérique du comportement thermomécanique

### Introduction

La modélisation numérique du comportement thermomécanique d'un matériau cellulosique est présentée dans ce chapitre. Le modèle développé permet de simuler ses déplacements lorsque le matériau est soumis à un chargement thermique imposé. Il prend en compte l'impact des réactions de pyrolyse du bois sur la rigidité du matériau en modifiant ses propriétés élastiques en fonction de l'état d'avancement de dégradation du matériau.

La résolution mécanique est réalisée avec le logiciel CAST3M<sup>®</sup> <sup>1</sup> [100] par la procédure UNPAS [104], sur un pas de temps. Les étapes de résolution du calcul thermique ont été présentées dans le chapitre précédent (chapitre 3). La figure 4.1 présente les étapes de résolution du calcul mécanique considéré dans le cadre du couplage avec le modèle thermique. À chaque pas de temps, l'avancement de la réaction de pyrolyse permet de calculer et mettre à jour les propriétés mécaniques du matériau cellulosique pour le pas de temps suivant. La procédure développée permet ainsi de prendre en compte l'impact de la variation de rigidité d'un matériau cellulosique lorsqu'il est soumis à un chargement thermique entraînant une réaction de pyrolyse.

À chaque pas de temps, les coefficients de dilatation thermique sont actualisés en fonction de la température sur la base des données bibliographiques ou de nos propres résultats expérimentaux. Nous soulignons qu'il s'agit ici d'un couplage thermomécanique faible, c'est-à-dire que le comportement mécanique (fissures, contraction, chute de matière, etc.) n'influe pas sur le comportement thermique du matériau.

### 4.1 Description de l'essai

Dans le cadre de la simulation du comportement thermomécanique d'un matériau cellulosique, nous avons choisi de simuler le comportement d'un panneau d'aggloméré de lin testé lors de l'essai à grande échelle décrit dans la partie 2.4 du chapitre 2. Ce panneau correspond au quart d'un vantail de bloc-porte et est composé d'un aggloméré de lin régulièrement utilisé dans la fabrication de portes coupe-feu.

---

1. Du temps de calcul pour cette étude a été fourni par l'équipement informatique MCIA (Mésocentre de Calcul Intensif Aquitain) de l'Université de Bordeaux et de l'Université de Pau et des Pays de l'Adour.

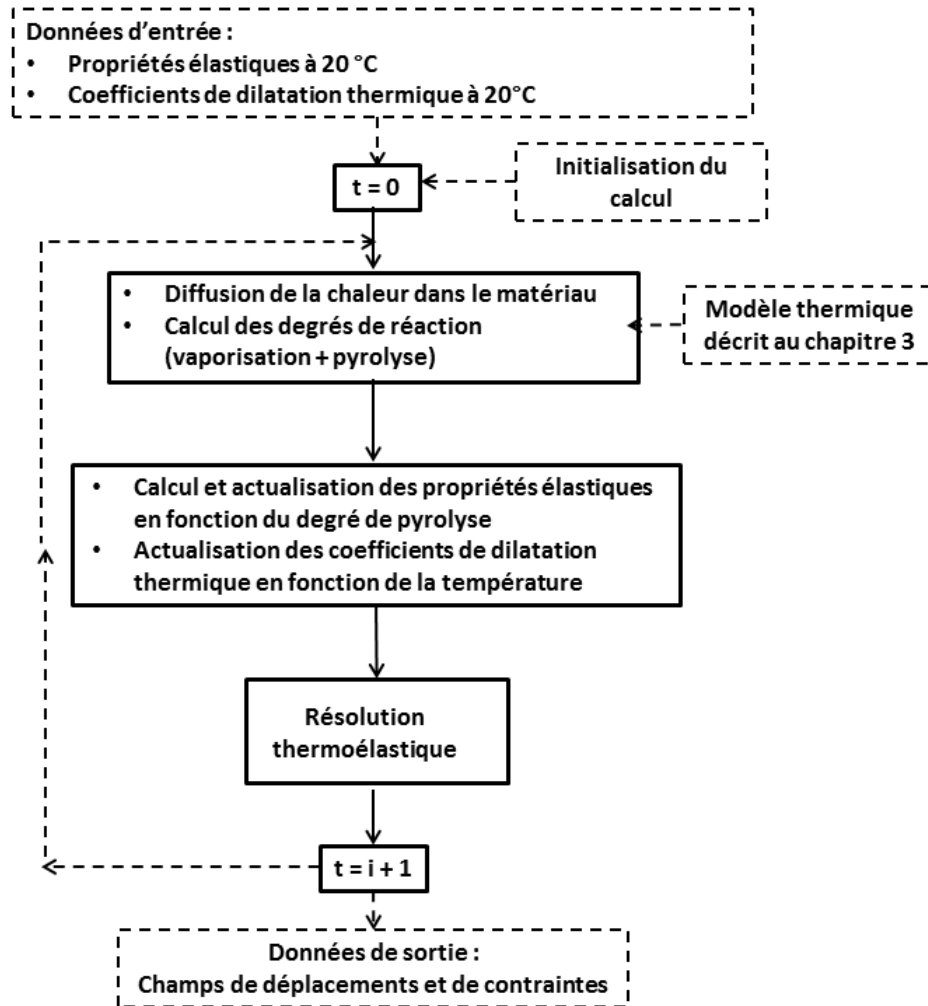


Figure 4.1 – Algorithme de résolution d'un calcul thermomécanique.

Le panneau d'aggloméré de lin simulé est monté sur trois paumelles en acier inoxydable. Une cornière vissé en face de la paumelle centrale fait office de blocage (serrure) pour éviter la rotation du panneau lors de l'essai. Les éléments de quincaillerie sont placés en face non-exposée du panneau testé. De la fibre minérale est aussi utilisée entre le voile en béton cellulaire et le vantail pour éviter le passage de gaz chauds.

Dans la simulation numérique, seul le vantail en aggloméré de lin et les éléments en acier sont simulés. La fibre minérale et le voile en béton n'ont pas été modélisés. Nous considérons en effet que la fibre minérale, du fait de sa faible résistance mécanique, n'a pas d'impact sur le comportement mécanique du panneau. Une analyse en amont du cintrage du voile en béton permet de prendre en compte ses déplacements pour une bonne comparaison des déplacements expérimentaux et simulés du vantail.

La figure 4.2 présente le panneau d'aggloméré de lin simulé dans ce chapitre.

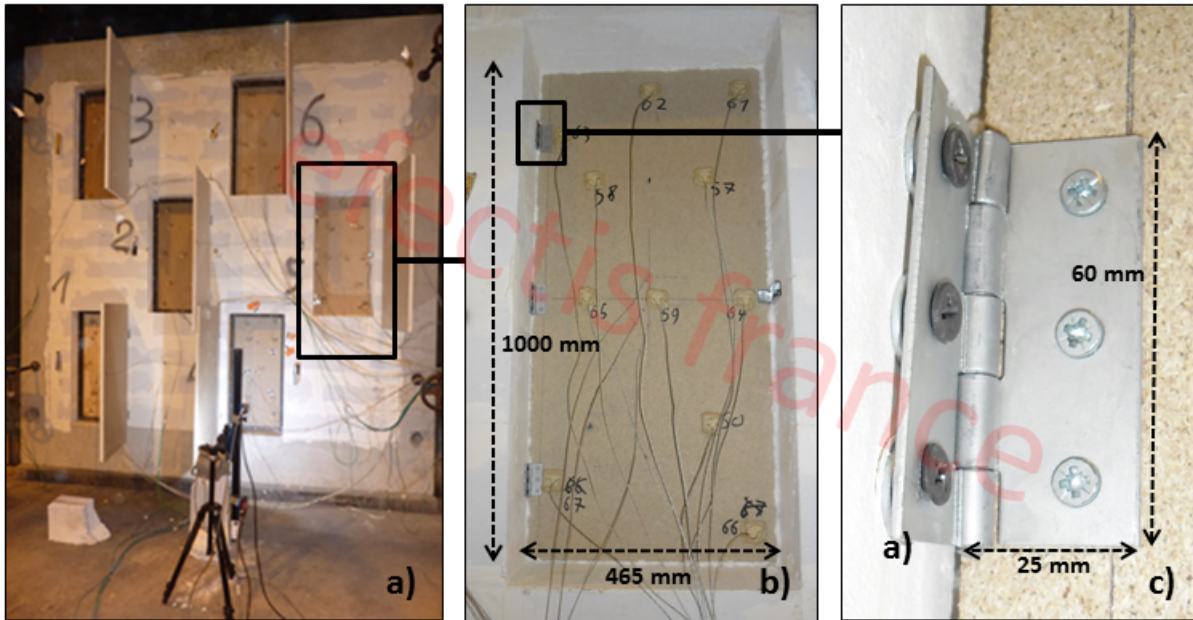


Figure 4.2 – a) Vue générale de la face non-exposée des vantaux lors de l’essai au feu. b) Vue de la face non-exposée du vantail étudié. c) Détail sur une paumelle métallique.

## 4.2 Lois de comportement thermoélastique

Le chapitre 1 a présenté un certain nombre de données sur le comportement mécanique du bois à froid et à haute température. Des auteurs [23] [62] ont ainsi montré que les propriétés élastiques d’un matériau cellulosique, et notamment celles d’un panneau d’aggloméré de bois [69] [105], sont fortement dépendantes de la direction d’observation. Ce comportement a été observé lors des essais de caractérisation réalisés sur le panneau d’aggloméré de lin (chapitre 2).

Dans le but de correspondre le plus possible au comportement réel du matériau simulé, un modèle mécanique thermoélastique orthotrope a été choisi. En effet, les propriétés mécaniques dans le plan et hors plan du panneau d’aggloméré de bois nécessitent d’être différenciées. Le module d’élasticité dans le plan d’un panneau d’aggloméré peut ainsi être jusqu’à 80 % plus important que celui hors plan [69] tandis que le coefficient de dilatation thermique dans la direction hors plan d’une fibre de bois est cinq à dix fois plus élevé que celui dans sa longueur [42]. Le modèle mécanique orthotrope utilisé permet de prendre en compte ces différences (modules d’élasticité, modules de cisaillement, coefficients de dilatation thermique) suivant les trois directions de l’espace.

Le choix d’un modèle mécanique purement élastique est basé sur les recherches de Young [77]. Nous supposons ainsi que la perte de rigidité du matériau, suite à la pyrolyse du bois, a lieu avant qu’une éventuelle déformation plastique n’apparaisse dans le matériau.

En effet, nous avons pu observer que la réaction de pyrolyse entraîne une réduction de la rigidité du matériau [37] [77]. Cette réduction de la rigidité traduit un endommagement du matériau et s’accompagne d’une diminution de ses propriétés élastiques.

La loi de comportement thermoélastique présentée dans la partie 1.2.4 a), et rappelée par l’équation 4.1, est résolue en utilisant les lois de la mécanique des milieux continus appliquées au solide. La

méthode des éléments finis permet d'approximer la solution du problème mécanique. Afin de prendre en compte les effets de la pyrolyse sur les propriétés mécaniques du bois, un couplage entre l'avancement de la réaction de pyrolyse  $\chi_b$  et les propriétés mécaniques du matériau a été mis en place (voir section 4.3).

$$\begin{bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{zz} \\ \sigma_{xy} \\ \sigma_{xz} \\ \sigma_{yz} \end{bmatrix} = \Delta \begin{bmatrix} \frac{1-\nu_{yz}\nu_{zy}}{E_y E_z} & & & & & \\ \frac{\nu_{yx}+\nu_{yz}\nu_{zx}}{E_y E_z} & \frac{1-\nu_{zx}\nu_{xz}}{E_x E_z} & & & & \\ \frac{\nu_{zx}+\nu_{zy}\nu_{yx}}{E_y E_z} & \frac{\nu_{zy}+\nu_{xy}\nu_{zx}}{E_x E_z} & \frac{1-\nu_{yx}\nu_{xy}}{E_y E_x} & & & \\ 0 & 0 & 0 & G_{xy} & & \\ 0 & 0 & 0 & 0 & G_{xz} & \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & G_{yz} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_{xx} - \alpha_x \Delta T \\ \varepsilon_{yy} - \alpha_y \Delta T \\ \varepsilon_{zz} - \alpha_z \Delta T \\ \gamma_{xy} \\ \gamma_{xz} \\ \gamma_{yz} \end{bmatrix} \quad (4.1)$$

avec  $\Delta = \frac{E_x E_y E_z}{1 - \nu_{xy}\nu_{yx} - \nu_{yz}\nu_{zy} - \nu_{xz}\nu_{zx} - 2\nu_{zy}\nu_{xz}\nu_{yx}}$  et  $\gamma_{ij} = 2\varepsilon_{ij}$

Avec

- $\sigma_{xx}$ ,  $\sigma_{yy}$  et  $\sigma_{zz}$  : contraintes normales selon les trois directions (Pa),
- $\sigma_{xy}$ ,  $\sigma_{xz}$  et  $\sigma_{yz}$  : contraintes de cisaillement selon les trois directions (Pa),
- $E_x$ ,  $E_y$  et  $E_z$  : modules d'élasticité selon les trois directions (Pa),
- $G_{xy}$ ,  $G_{xz}$  et  $G_{yz}$  : modules de cisaillement selon les trois plans (Pa),
- $\nu_{xy}$ ,  $\nu_{xz}$ ,  $\nu_{yx}$ ,  $\nu_{yz}$ ,  $\nu_{zx}$  et  $\nu_{zy}$  : coefficients de Poisson,
- $\varepsilon_{xx}$ ,  $\varepsilon_{yy}$  et  $\varepsilon_{zz}$  : déformations élastiques dans les trois directions,
- $\alpha_x$ ,  $\alpha_y$  et  $\alpha_z$  : coefficients de dilatation thermique ( $1/^\circ\text{C}$ ),
- $\gamma_{xy}$ ,  $\gamma_{xz}$  et  $\gamma_{yz}$  : glissements selon les trois plans de cisaillement.

Les propriétés mécaniques du matériau cellulosique sont recalculées à chaque pas de temps pour être modifiées au pas de temps suivant lors de la résolution du calcul thermomécanique.

Concernant les éléments en acier, une loi de comportement élastique isotrope a été considérée et la variation des propriétés mécaniques de l'acier est prise en compte (paragraphe 4.3.2). Nous estimons que les températures et les contraintes atteintes lors de l'essai ne sont pas suffisantes pour engendrer un endommagement. Aucun phénomène de plasticité ou d'endommagement n'est donc pris en compte pour ces pièces de quincaillerie.

Dans CAST3M<sup>®</sup>, la résolution d'un couplage thermomécanique s'effectue à chaque pas de temps de simulation après le calcul du transfert thermique. Sur la base du champ de températures, les déformations thermiques engendrées par le gradient de température sont calculées à l'aide des coefficients de dilatation thermique  $\alpha_{x,y,z}$ . Elles sont ensuite ajoutées à la matrice de résolution mécanique pour obtenir les déformations globales du système.

La résolution d'un problème mécanique (linéaire ou non linéaire) dans CAST3M<sup>®</sup> est effectuée par la procédure de résolution UNPAS [104], sur un pas de temps. Les détails de la méthode de résolution sont présentés dans l'Annexe 1.

## 4.3 Propriétés mécaniques

### 4.3.1 Vantail en aggloméré de lin

Les propriétés mécaniques de l'aggloméré de lin utilisées sont issues des essais de caractérisation réalisés et présentés au chapitre 2. Lors de ces essais, les modules d'élasticité dans le plan ( $E_{x,y}$ ) et hors plan ( $E_z$ ) du panneau, les coefficients de Poisson  $\nu_{xy}$ ,  $\nu_{yz}$  et  $\nu_{xz}$ , et les coefficients de dilatation thermique ont été caractérisés. La caractérisation du coefficient de dilatation thermique en fonction de la température ayant eu lieu tardivement au cours du projet, des coefficients de dilatation thermique basés sur les travaux de Tabaddor [54] ont dans un premier temps été utilisés. Le tableau 4.1 présente les valeurs des propriétés élastiques à 20 °C.

$E_{x,y}$ (MPa)	$E_z$ (MPa)	$\nu_{xy}$	$\nu_{xz,yz}$
650	22,2	0,24	0,019

TABLEAU 4.1 – Propriétés élastiques de l'aggloméré de lin à 20 °C.

Le modèle mécanique élastique orthotrope utilisé pour le vantail en aggloméré de lin nécessite de renseigner les propriétés suivantes : les modules d'élasticité  $E_x$ ,  $E_y$  et  $E_z$ , les coefficients de Poisson  $\nu_{xy}$ ,  $\nu_{yz}$  et  $\nu_{xz}$ , les modules de cisaillement  $G_{xy}$ ,  $G_{xz}$  et  $G_{zy}$ , et les coefficients de dilatation thermique  $\alpha_x$ ,  $\alpha_y$  et  $\alpha_z$ . Mis à part les coefficients de dilatation thermique, les différentes propriétés mécaniques du matériau sont calculées en fonction de l'avancement de la réaction de pyrolyse du bois  $\chi_b$ .

Les modules d'élasticité du bois et les coefficients de Poisson sont respectivement calculés d'après les équations 4.2 à 4.5. Après une analyse numérique des coefficients de Poisson, nous nous sommes rendus compte que ces paramètres ont peu d'impact sur les déformations thermiques simulées (chapitre 5 section 5.5). De même que pour les modules d'élasticité dans le plan ( $x,y$ ), les coefficients de Poisson  $\nu_{xz}$  et  $\nu_{yz}$  ont été considérés identiques pour les calculs thermomécaniques.

$$E_{x,y}^T = E_{x,y}^0 \cdot (1 - \chi_b) \quad (4.2)$$

$$E_z^T = E_z^0 \cdot (1 - \chi_b) \quad (4.3)$$

$$\nu_{xy}^T = \nu_{xy}^0 \cdot (1 - \chi_b) \quad (4.4)$$

$$\nu_{yz}^T = \nu_{xz}^T = \nu_{xz,yz}^0 \cdot (1 - \chi_b) \quad (4.5)$$

Les modules de cisaillement sont calculés en fonction du module d'élasticité dans le plan du panneau d'aggloméré de lin  $E_{x,y}$ . Le module de cisaillement  $G_{xy}$  est basé sur l'équation 4.6 tandis que les modules de cisaillement  $G_{xz}$  et  $G_{zy}$  sont basés sur les observations de Najafi [69] (équation 4.7).

$$G_{xy}^T = \frac{E_{x,y}^T}{2(1 + \nu_{xy}^T)} \quad (4.6)$$

$$G_{xz}^T = G_{zy}^T = \frac{E_{x,y}^T}{8} \quad (4.7)$$

Les coefficients de dilatation thermique utilisés sont issus des travaux de Tabaddor [54] et des essais de caractérisation (I2M) présentés dans la section 2.3 (chapitre 2). Ils sont représentés sur la figure 4.3 suivant les trois directions de l'espace. Les recherches bibliographiques [42] montrent que le coefficient de dilatation dans les directions radiale et tangentielle d'une fibre de bois est cinq à dix fois plus important que celui dans la direction longitudinale de cette fibre. Un premier cas de simulation est réalisé en utilisant le coefficient issu de [54], où nous avons alors considéré le coefficient de dilatation thermique hors plan du panneau  $\alpha_z$  égal à celui proposé par Tabaddor. Les coefficients de dilatation thermique dans le plan du panneau  $\alpha_x$  et  $\alpha_y$  ont été choisis dix fois plus faibles que  $\alpha_z$  pour correspondre aux ordres de grandeur observés dans la littérature. Le second cas de simulation a été conduit en utilisant les coefficients de dilatation thermique mesurés lors des essais réalisés sur l'aggloméré de lin à 8 % de teneur en eau.

Sur la figure 4.3, nous remarquons en premier lieu une phase de dilatation thermique du matériau jusqu'à 80 °C puis le matériau entre dans une phase de retrait suite à l'évaporation de l'eau et à la formation de charbon de bois. La comparaison des coefficients de dilatation thermique issus de Tabaddor et des mesures I2M montrent des différences importantes au niveau de l'amplitude des coefficients sur toute la plage de température utilisée. Le coefficient issu de la littérature est jusqu'à dix fois plus élevé dans la direction hors plan ( $\alpha_z$ ). Nous observons aussi que ce paramètre tend à diminuer jusqu'à 300°C pour [54] tandis qu'il se stabilise vers une certaine valeur lors de nos mesures.

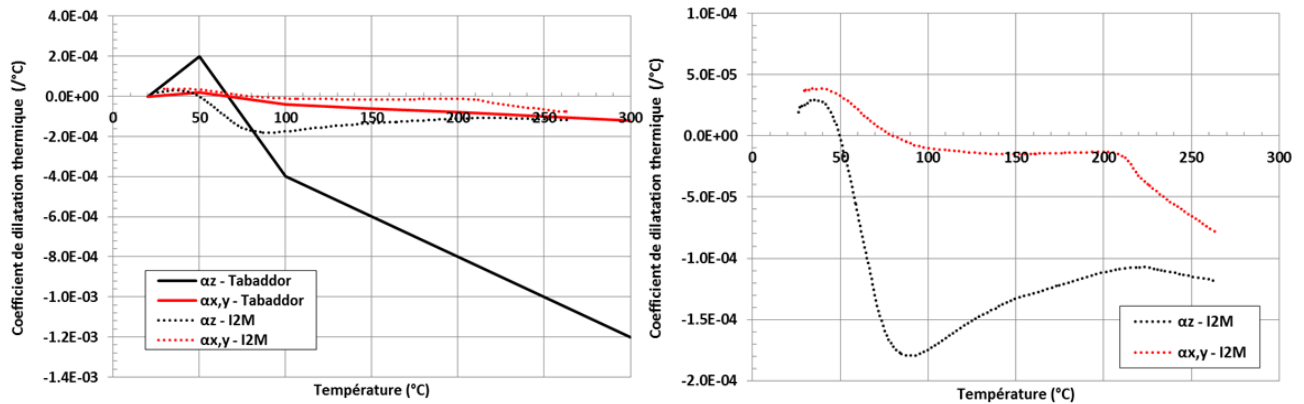


Figure 4.3 – Coefficients de dilatation thermique basés sur les travaux de Tabaddor [54] et sur nos travaux expérimentaux (détails sur ces derniers à droite).

### 4.3.2 Serrure et paumelles

Les propriétés thermiques et mécaniques des éléments de quincaillerie simulés sont basées sur la norme NF-EN-1993-1-2 [5]. Cette norme présente notamment les évolutions du module d'élasticité et du coefficient de dilatation thermique d'un acier inoxydable en fonction de la température (figure 4.4).

Le module d'élasticité de l'acier inoxydable tend à diminuer linéairement de 206 000 MPa à 13 000 MPa sur la plage de température allant de 20 °C à 800 °C. Au delà de cette température, la réduction s'accélère pour une perte totale de sa rigidité à 1200 °C.

Le coefficient de dilatation thermique de l'acier inoxydable est considéré comme nul jusqu'à 50 °C puis il augmente linéairement de  $1,6 \cdot 10^{-5} / ^\circ\text{C}$  à  $1,8 \cdot 10^{-5} / ^\circ\text{C}$  sur la plage de température allant de 50 °C à 600 °C.

Nous considérons ici que le coefficient de Poisson et la masse volumique de l'acier restent constants en fonction de la température. Leurs valeurs sont respectivement imposées égales à 0,3 et  $7850 \text{ kg/m}^3$ .

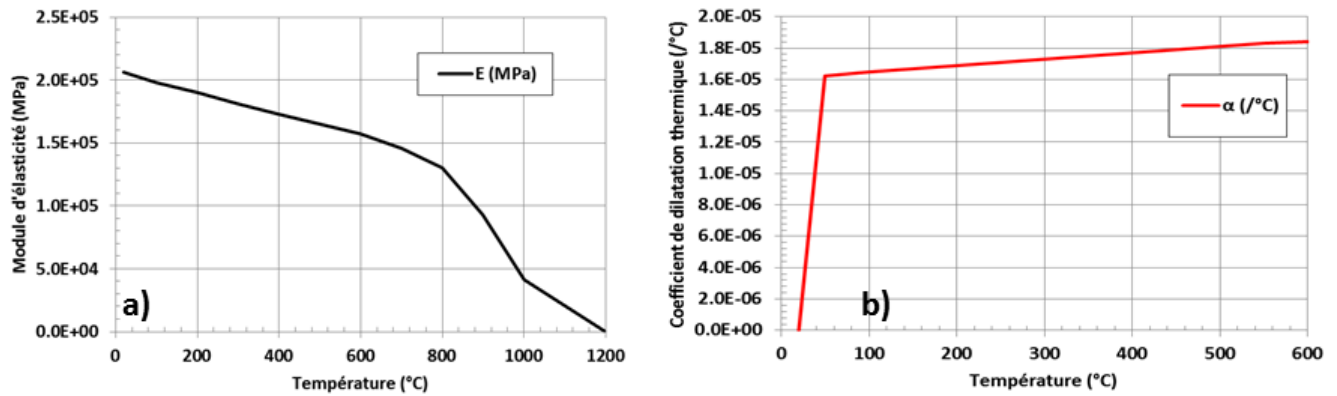


Figure 4.4 – Propriétés mécaniques de l'acier inoxydable en fonction de la température : a) module d'élasticité, b) coefficient de dilatation thermique.

## 4.4 Étude de sensibilité numérique

Dans le but d'optimiser la qualité des résultats thermomécaniques et de réduire les temps de simulation, une étude de sensibilité a été réalisée sur la densité de maillage et le pas de temps de calcul.

Nous avons dans un premier temps cherché à savoir si le rapport d'aspect de la taille des mailles dans le plan du panneau par rapport à celle dans l'épaisseur avait un impact sur les résultats thermomécaniques. Dans un second temps, différents pas de temps ont été utilisés pour analyser l'influence de ce paramètre sur la qualité des résultats thermomécaniques.

Un cas d'étude simplifié est défini. Il consiste en un parallélépipède de  $150 \times 75 \times 33,5 \text{ mm}^3$  dont les faces exposée et non-exposée sont soumises respectivement à la courbe de température en fonction du temps d'après le standard EN-NF-1363-1 [2] et à une température à l'infini de 20 °C via des conditions de Fourier par convection et rayonnement. Les conditions aux limites mécaniques consistent en un blocage complet des quatre coins de la face exposée. La figure 4.5 présente une schématisation de ce cas d'étude.

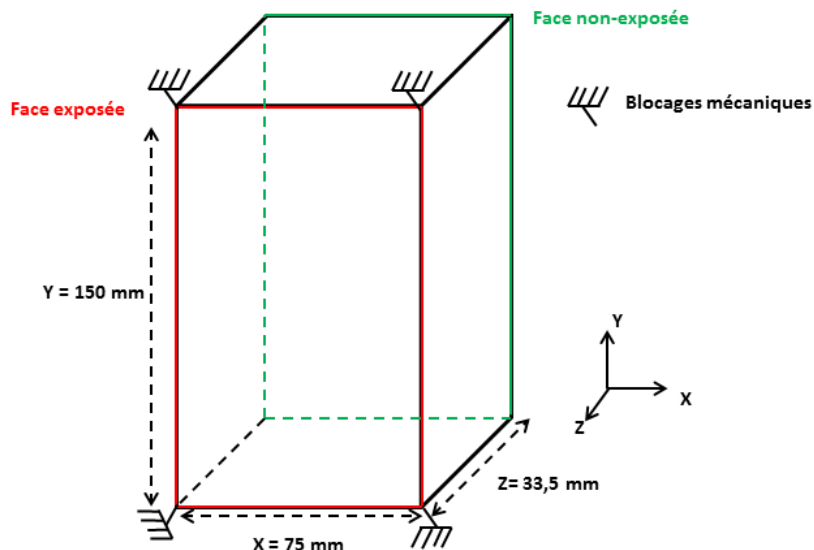


Figure 4.5 – Maillage et conditions aux limites pour l’étude de sensibilité thermomécanique.

#### 4.4.1 Étude de sensibilité au maillage

Nous avons choisi ici d’étudier l’impact du rapport d’aspect de la taille des mailles dans le plan du panneau par rapport à celle dans l’épaisseur du panneau. Quatre cas de simulation ont été réalisés avec à chaque fois une réduction par deux de la taille des mailles dans le plan tandis que les tailles des mailles dans l’épaisseur restent fixes car optimisées lors de la simulation thermique (chapitre 3). Ces cas de simulation sont synthétisés dans le tableau 4.2.

Cas	Taille de maille hauteur et largeur (mm)	Taille de maille épaisseur (mm)	Rapport d’aspect max (FE)	Rapport d’aspect min (FNE)	Nombre de nœuds
Cas 1	25	0,22 à 0,56	113	45	2 968
Cas 2	12,5		57	22	9 646
Cas 3	6,25		28	11	34 450
Cas 4	3,125		14	6	129 850

TABLEAU 4.2 – Cas de simulation pour l’étude du rapport d’aspect thermomécanique.

L’analyse s’est portée sur l’étude des déplacements hors plan  $U_z$  au centre des faces exposée et non-exposée (figure 4.6), des profils de déplacement hors plan suivant  $U_z$  (figure 4.7), des contraintes dans le plan (figure 4.8) et dans l’épaisseur du maillage (figure 4.9).

Sur la figure 4.6, nous remarquons que la flèche au centre de la face non-exposée est similaire pour les quatre cas d’étude. Il y a en revanche des écarts concernant la flèche en face exposée qui peuvent atteindre jusqu’à 0,15 mm entre les cas 1 et 4. Le déplacement tend à augmenter lorsque la taille des mailles diminue. Passé 250 secondes, le comportement de la flèche au centre de la face exposée varie sensiblement entre les cas de simulation suite à la réaction de pyrolyse au niveau de cette face. Les propriétés mécaniques de cette zone sont alors quasi nulles et ne permettent plus d’influencer le comportement global du panneau (perte de rigidité trop importante). Le comportement simulé de la face exposée n’est donc plus représentatif du comportement réel du panneau. De plus, une perte de matière, qui n’est pas prise en compte lors de la simulation, a théoriquement lieu sur cette face du fait de la réaction de pyrolyse du bois.



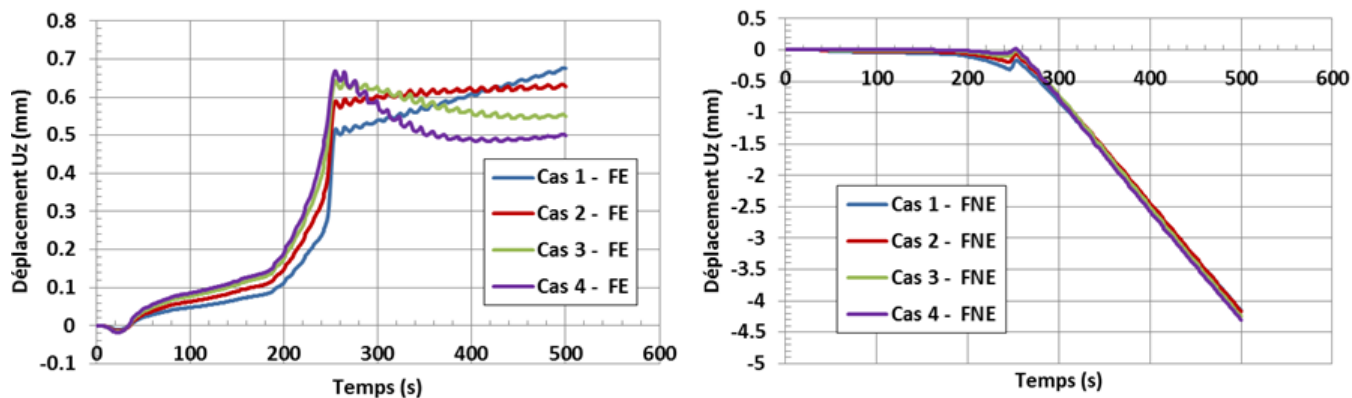


Figure 4.6 – Flèches en face exposée (FE) et non-exposée (FNE) pour les différents cas d'étude.

Les profils de déplacement hors plan sur la hauteur du maillage de la face non-exposée à la fin de la simulation (500 secondes) montrent peu d'écart entre les différents cas de simulation (figure 4.7). Les écarts sont au maximum de 0,16 mm entre les cas 1 et 4. Les déplacements tendent à diminuer lors de la réduction de la taille des mailles. Le rapport d'aspect semble donc avoir peu d'impact sur la simulation des déplacements lors de l'étude du comportement thermomécanique de matériau cellulosique.

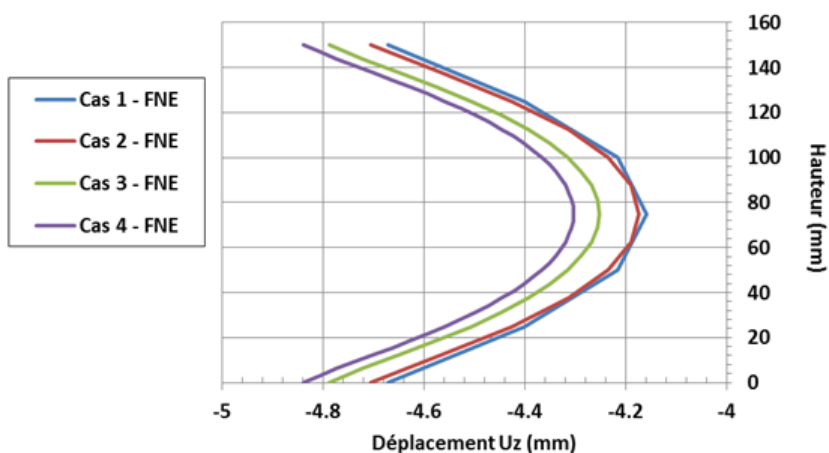


Figure 4.7 – Profils de déplacement hors plan Uz sur la hauteur de la face non-exposée.

Concernant les contraintes dans le plan de l'échantillon simulé à 500 s (figure 4.8), nous observons des écarts principalement entre les cas 1 et 2 qui s'explique par une meilleure estimation des déplacements du panneau suite au raffinement du maillage. Ces écarts sont au maximum de 0,46 MPa, le comportement étant similaire dans les directions X et Y. La tendance des contraintes mécaniques dans le plan est ainsi relativement bien approchée dès la simulation du cas 2. Néanmoins, le cas 3 correspond au maillage raffiné, soit pour un rapport d'aspect allant de 28 à 11. Les contraintes élastiques calculées sont alors équivalentes aux contraintes déterminées pour un cas plus maillé (cas 4).

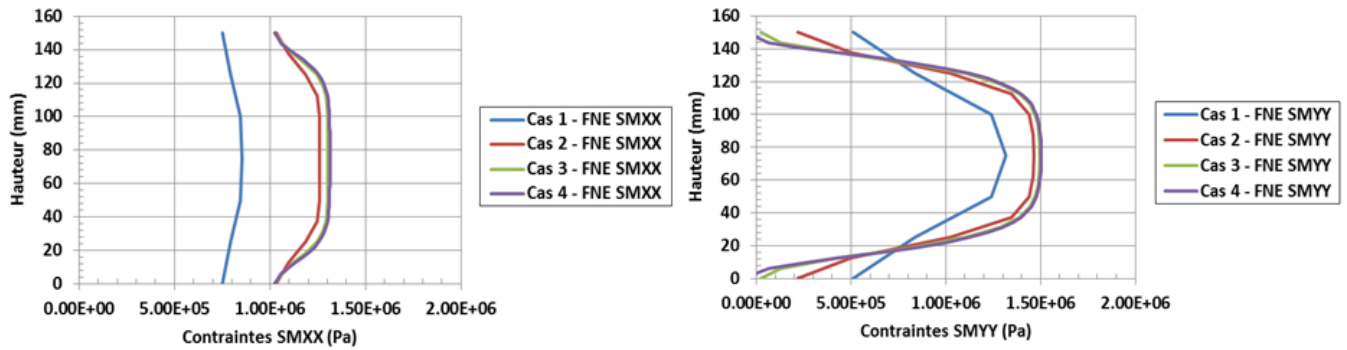


Figure 4.8 – Profils de contrainte dans le plan du panneau en face non-exposée suivant les directions X et Y.

Les contraintes à la fin de la simulation (500 s) suivant les directions X, Y et Z dans l'épaisseur du maillage sont présentées sur la figure 4.9. Nous constatons que les contraintes suivant X et Y dans l'épaisseur sont équivalentes pour les quatre cas d'étude. Il y a en revanche des écarts pour la contrainte dans la direction hors plan, principalement entre les cas 1 et 2. Néanmoins, ces écarts sur la contrainte hors plan Z ne semblent pas préjudiciables étant donné que les contraintes dans les directions X et Y sont nettement supérieures.

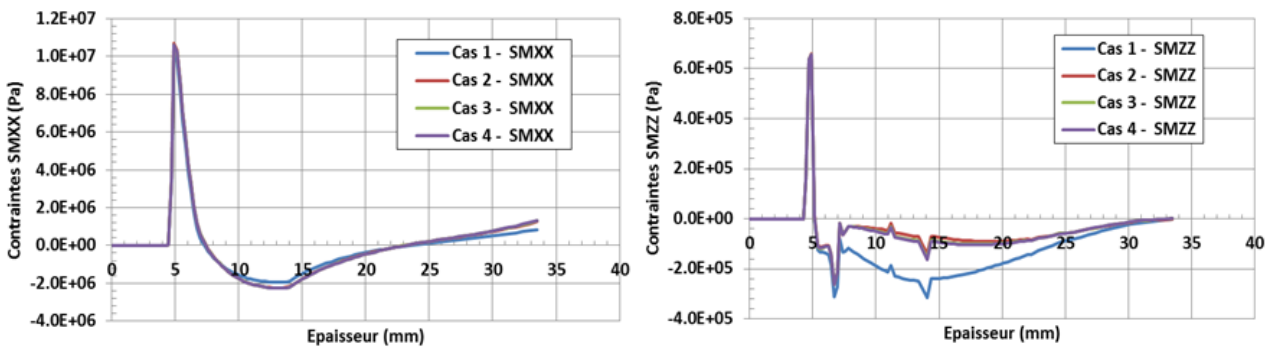


Figure 4.9 – Profils de contraintes suivant les directions X et Z dans l'épaisseur de l'échantillon.

L'étude du rapport des tailles de maille montre que l'impact de ce rapport est assez faible pour le cas d'étude, notamment sur la simulation des déplacements du maillage. Le passage d'un rapport d'aspect de 113 (cas 1) à 57 (cas 2) permet d'améliorer sensiblement les résultats, particulièrement pour le calcul des contraintes mécaniques. Le rapport d'aspect du cas 3, allant de 28 à 11, permet d'avoir un maillage raffiné pour le calcul des contraintes. En revanche, le temps de calcul et la taille des fichiers de résultats augmentent significativement.

Suite à cette étude de maillage, nous orientons notre maillage thermomécanique sur un rapport d'aspect égal au cas 2 pour l'étude de sensibilité au pas de temps. L'utilisation d'un rapport d'aspect plus faible allongerait de manière excessive les temps de résolution. Il est à noter que le cas 4 a été uniquement résolu sur un cluster de calcul<sup>2</sup>.

2. Un ordinateur plus classique (16 Go de RAM) ne permettait pas de résoudre ces simulations du fait d'un manque de mémoire vive.

## 4.4.2 Impact du pas de temps

L'étude du pas de temps de calcul pour la résolution d'un problème thermomécanique doit permettre, au même titre que l'étude du maillage, d'optimiser les temps de simulation pour obtenir le meilleur compromis possible entre le temps de résolution et la solution recherchée.

Pour cette étude, cinq cas de calcul avec des pas de temps de 0,25 s, 0,5 s, 1 s, 2 s et 5 s ont été effectués. Le maillage du cas 2 de l'étude du rapport d'aspect thermomécanique a été utilisé (section 4.4.1). Les résultats sont présentés sur les figures 4.10 et 4.11, et sont synthétisés dans le tableau 4.3.

La figure 4.10 présente les flèches au centre des faces exposée et non-exposée pour les différents pas de temps utilisés. Les tendances de déformation pour les cinq cas sont similaires avec un écart maximal de 0,65 mm à 500 secondes entre les pas de temps de résolution de 0,25 s et 5 s. Cet écart passe à 0,24 mm dès le passage à un pas de temps de 2 s et il n'est plus que de 0,02 mm pour un pas de temps de 0,5 s.

Le pas de temps a donc bien un impact sur le calcul des déplacements du maillage mais celui-ci est limité. Les déformations attendues pour un vantail en bois sont de l'ordre de quelques millimètres. Un pas de temps de une à deux secondes est suffisant vis-à-vis de la précision et de l'amplitude des déplacements à simuler. Pour rappel, la précision des capteurs filaires utilisés lors de l'essai à grande échelle est de l'ordre du millimètre.

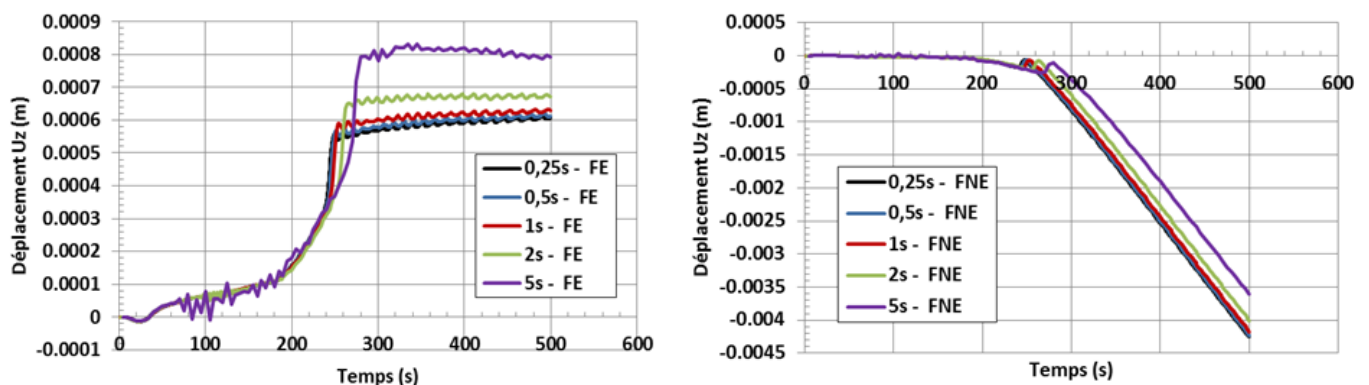


Figure 4.10 – Flèches en face exposée (FE) et non-exposée (FNE) pour les différents pas de temps.

Concernant le calcul des contraintes pour l'échantillon d'aggloméré de lin, de même que pour le calcul des déformations, un écart est observé entre les différents pas de temps. Cet écart est plus important entre les pas de temps de 0,25 s et 5 s. Il est de l'ordre de 0,23 MPa. L'écart diminue rapidement dès un pas de temps de 2 s et passe à 0,08 MPa.

Les tendances de contrainte sont similaires quelle que soit la direction d'observation choisie (X, Y ou Z). La figure 4.11 présente les contraintes dans le plan de la face non-exposée et suivant l'épaisseur du panneau d'aggloméré de lin dans la direction X.

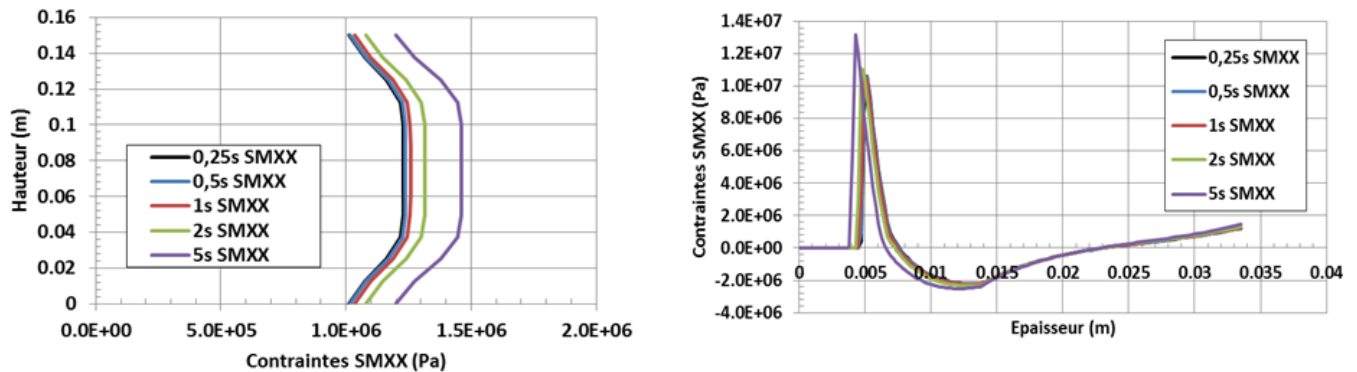


Figure 4.11 – Profils de contrainte suivant la direction X dans le plan de la face non-exposée et suivant l'épaisseur de l'échantillon.

Résultats	Cas 1	Cas 2	Cas 3	Cas 4	Cas 5
Pas de temps (s)	0,25	0,5	1	2	5
Déplacement maximal en FNE (mm)	- 4,26	- 4,23	- 4,17	- 4,01	- 3,61
Écart avec le cas 1 (%)	-	0,70	2,1	5,9	15,3
Contrainte plane maximale en FNE (MPa)	1,23	1,24	1,26	1,32	1,46
Écart avec le cas 1 (%)	-	0,81	2,4	7,3	18,7

TABLEAU 4.3 – Synthèse des résultats sur l'étude de sensibilité au pas de temps.

L'étude de sensibilité menée sur le pas de temps sur les résultats thermomécaniques nous permet de dire qu'un pas de temps de simulation d'une à deux secondes est suffisant pour retranscrire les déformations et les contraintes d'un matériau cellulosique. Un pas de temps plus faible permet d'améliorer légèrement les résultats de simulation mais augmente de manière significative les temps de calcul et la taille des fichiers de résultat. Pour le reste de notre étude, un pas de temps de deux secondes a donc été utilisé.

## 4.5 Géométries et maillages

Le vantail en aggloméré de lin et les éléments en acier sont simulés à l'échelle 1. Les dimensions du vantail et des paumelles sont respectivement de 1000 x 465 x 33,5 mm<sup>3</sup> et 60 x 50 x 2 mm<sup>3</sup>.

Un maillage 3D par éléments prismatiques linéaires à huit nœuds a été utilisé. La taille des éléments utilisés dans l'épaisseur du vantail est basée sur le maillage 2D utilisé pour la simulation du transfert thermique. Trois zones distinctes avec des épaisseurs de mailles de 0,22 mm en face exposée, 0,32 mm au centre du panneau et 0,56 mm au niveau de la face non-exposée ont été utilisées. La taille des mailles dans le plan du vantail est basée sur l'étude du rapport d'aspect présentée dans la section 4.4.1. Des mailles de section 25,0 x 25,0 mm<sup>2</sup> sont ainsi utilisées dans le plan du vantail<sup>3</sup>.

Les paumelles et la serrure ont aussi été maillées à l'aide d'éléments prismatiques à huit nœuds. Des

3. Des simulations avec un maillage deux fois plus dense dans le plan du panneau ont été réalisées mais le temps de simulation s'est avéré beaucoup trop long pour être utilisé.

liaisons parfaites entre le vantail et les éléments en acier ont été considérées. La figure 4.12 présente le maillage des différents éléments simulés.

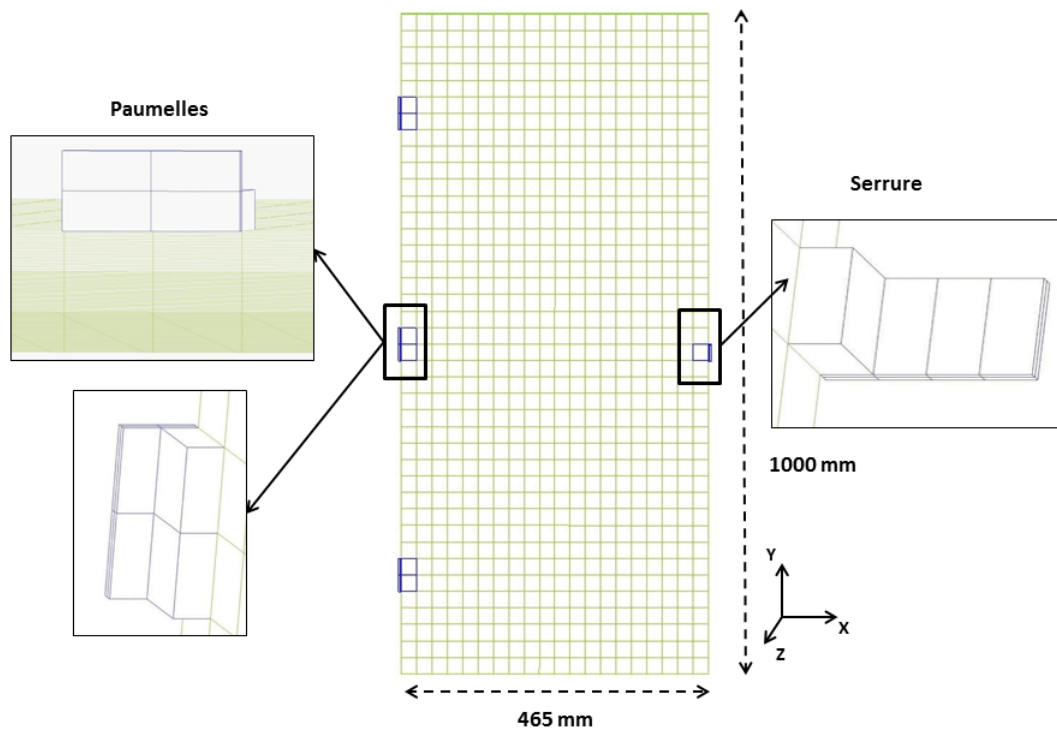


Figure 4.12 – Maillage 3D du panneau d’aggloméré de lin monté sur paumelles.

## 4.6 Conditions aux limites

### 4.6.1 Mécaniques

Pour retranscrire le comportement thermomécanique du vantail en aggloméré de lin monté sur paumelles, des conditions aux limites mécaniques sont nécessaires au logiciel de résolution par éléments finis. Ces conditions aux limites permettent au logiciel de calculer la première matrice de rigidité nécessaire à la résolution du calcul mécanique.

Des conditions de type liaison parfaite ont été imposées entre les éléments en acier et le vantail pour simuler le montage des paumelles et de la serrure sur le panneau en aggloméré de lin. De plus, un blocage mécanique complet des surfaces extérieures des éléments en acier (en rouge sur la figure 4.13) a été imposé. Ces surfaces représentent les surfaces fixées par vissage au voile en béton cellulaire lors de l’essai réel. Les déplacements et les rotations suivant les trois directions de l’espace ont été bloqués au niveau de ces surfaces.

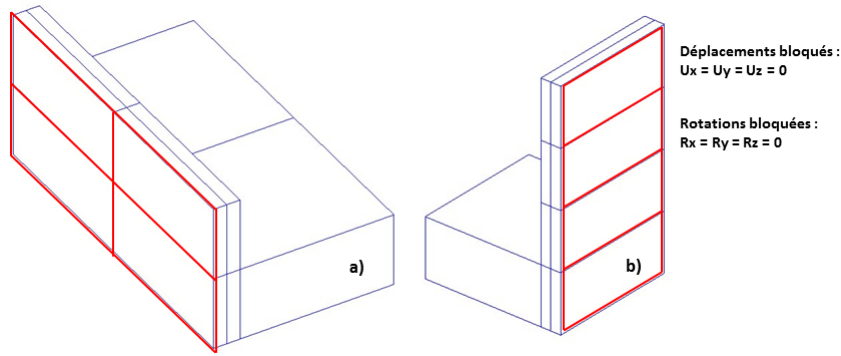


Figure 4.13 – Surfaces de blocage (rouge) au niveau des paumelles (a) et de la serrure (b).

## 4.6.2 Thermiques

Pour ces simulations, des conditions aux limites thermiques de type Fourier avec des échanges par convection et rayonnement sont utilisées au niveau des faces exposée et non-exposée. Le chargement thermique standardisé de la norme européenne EN-NF-1363-1 [2] est utilisé comme condition aux limites sur la face exposée tandis que des échanges thermiques avec une température à l'infini de 13 °C correspondant à la température dans la halle d'essai sont utilisés en face non-exposée (figure 4.14).

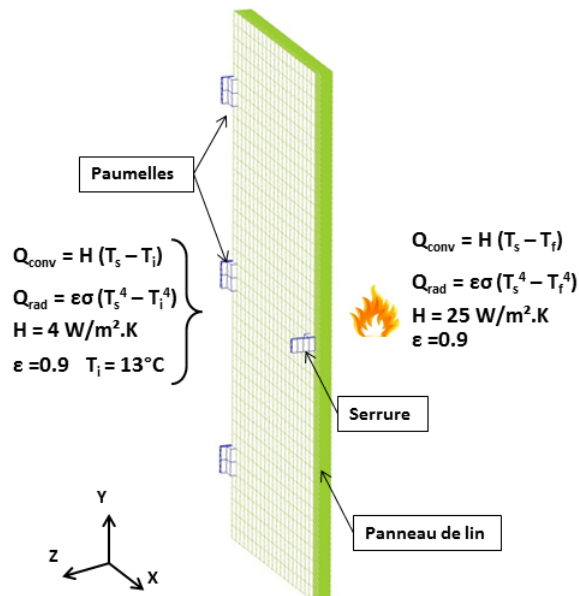


Figure 4.14 – Conditions aux limites thermiques utilisées pour les simulations thermomécaniques.

## 4.6.3 Thermomécanique

En plus des conditions aux limites mécaniques de type blocage, la question s'est posée d'ajouter des conditions aux limites thermiques et mécaniques au niveau des jeux de fonctionnement du panneau. En effet, lors du cintrage d'un bloc-porte sous une action thermique, le vantail entre en contact avec l'huissierie sur son pourtour. Une procédure thermomécanique a donc été développée pour prendre en compte le blocage des déplacements, l'ajout de contraintes mécaniques et les échanges thermiques (convection, rayonnement et conduction) entre des éléments en bois pouvant entrer en contact suite au

cintrage du vantail. Du fait de la configuration de l'essai à grande échelle, cette procédure n'est pas utilisée ici. Elle est brièvement présentée en Annexe 1.

## 4.7 Simulations thermomécaniques

Les résultats de simulations thermomécaniques présentés dans cette partie sont issus de la simulation numérique du vantail d'aggloméré de lin monté sur paumelles et testé lors de l'essai à grande échelle (chapitre 2).

Les résultats mécaniques sont présentés en termes de déplacement et de contrainte au niveau du vantail pour deux jeux de paramètres différents : avec les coefficients de dilatation thermique issus de la littérature (Tabaddor [54]) ou bien mesurés en laboratoire.

### 4.7.1 Cas 1 : coefficients de dilatation thermique issus de la littérature

Pour ce premier cas de simulation, les coefficients de dilatation thermique sont basés sur les travaux de Tabaddor [54]. Les figures 4.15 à 4.21 présentent successivement les déplacements et les contraintes simulés pour cette configuration.

Les figures 4.15 et 4.16 présentent une comparaison des déplacements hors plan simulés et mesurés au centre de la face non-exposée du panneau d'aggloméré de lin et au coin supérieur au dessus de la serrure. Le déplacement au centre de la face exposée est aussi représenté à titre indicatif.

L'ordre de grandeur des déplacements au centre du vantail est bien retranscrit par le modèle thermomécanique avec un déplacement du matériau vers l'extérieur du four de résistance au feu. Ce déplacement à l'opposé du feu est la conséquence du gradient thermique dans l'épaisseur du vantail et du retrait mécanique du matériau lors de la vaporisation de l'eau du bois et de la formation de charbon de bois. À 28 minutes, soit à la fin de l'essai, un déplacement de 12,6 mm est simulé tandis qu'une valeur de 18 mm a été mesurée durant l'essai. Nous remarquons néanmoins que l'historique des déplacements dans le temps n'est pas parfaitement identique, la vitesse de variation des déplacements étant plus faible pour la simulation numérique passé les sept premières minutes.

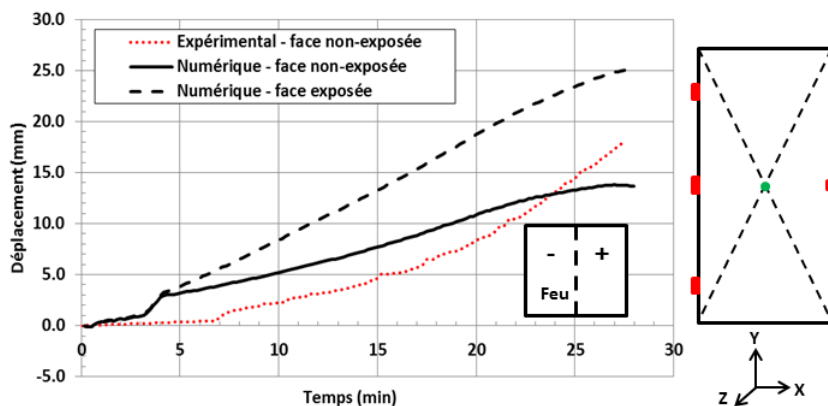


Figure 4.15 – Comparaison des déplacements hors plan (Z) prédits et mesurés au centre du panneau d'aggloméré de lin.

Le déplacement au coin supérieur du panneau au dessus de la serrure est quant à lui beaucoup moins

bien retranscrit. À 28 minutes, un déplacement de 59 mm vers l'intérieur du four est simulé tandis qu'une valeur de seulement 0,6 mm a été mesurée durant l'essai. Cela représente un facteur 100 entre les déplacements mesuré et simulé au niveau du coin du panneau.

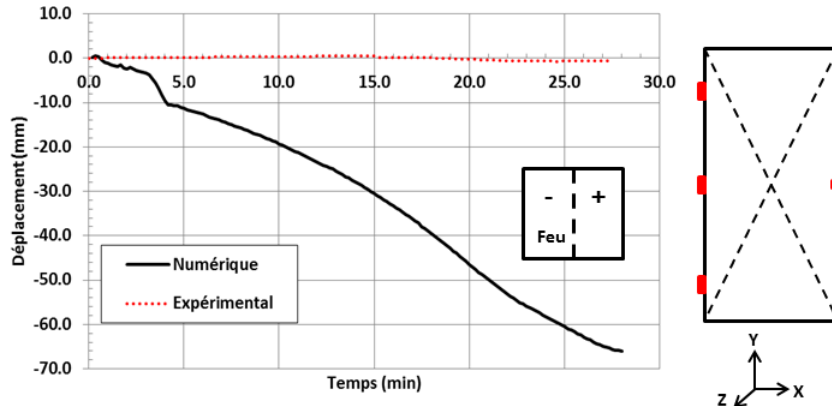


Figure 4.16 – Comparaison des déplacements hors plan (Z) prédits et mesurés au coin supérieur au dessus de la serrure du panneau d'aggloméré de lin.

La figure 4.17 présente une comparaison des déplacements hors plan mesurés et simulés au centre du vantail d'aggloméré de lin en fonction de la différence de température entre la face exposée et non-exposée. Nous remarquons que les déplacements du panneau sont relativement mal retranscrits sur toute la partie de l'essai où la différence entre la température en face exposée et non-exposée est comprise entre 100 °C et 700 °C.

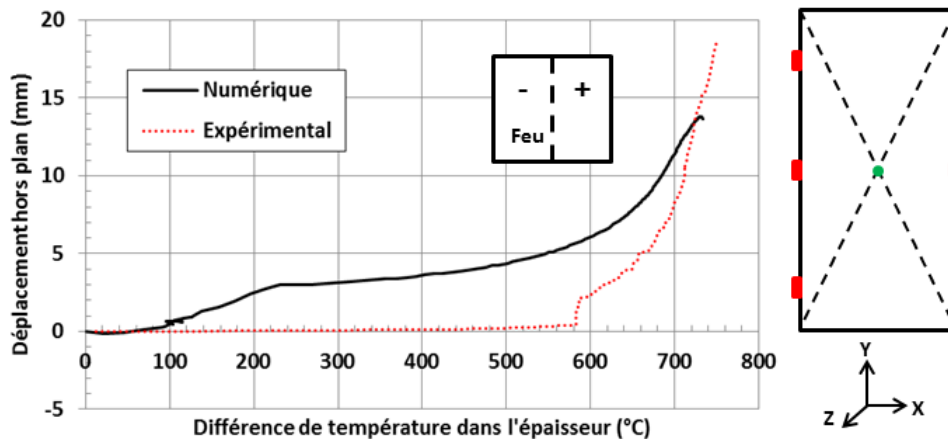


Figure 4.17 – Comparaison des déplacements hors plan (Z) prédits et mesurés au centre du panneau d'aggloméré de lin en fonction de la différence de température dans l'épaisseur du vantail.

Les écarts de déplacement entre la simulation et l'essai peuvent s'expliquer par différentes raisons :

- Premièrement, il existe des écarts entre les températures mesurées et simulées (chapitre 3 partie b) ce qui empêche de retranscrire correctement la déformation du vantail qui est calculée en fonction des coefficients de dilatation thermique et du champ de température. Ceci peut partiellement expliquer la surestimation du déplacement au coin supérieur du panneau d'aggloméré de lin.



- Deuxièmement, des hypothèses ont été faites sur les propriétés mécaniques du matériau et plus particulièrement sur les propriétés orthotropiques. Les équations utilisées pour déterminer la variation des modules de cisaillement ne sont peut être pas adaptées au matériau. Nous émettons aussi l’hypothèse que le coefficient de dilatation thermique dans la direction hors plan du vantail est dix fois plus important que dans le plan du panneau. Il est possible que ce rapport des coefficients de dilatation thermique soit plus faible. De plus, le coefficient de dilatation thermique utilisé est proposé par Tabaddor pour du bois massif. Or le comportement mécanique d’un aggloméré de bois est différent de par sa structure interne. Nous ne connaissons pas non plus la teneur en eau initiale du bois utilisé. Une différence importante de teneur en eau peut aussi expliquer ces écarts de déplacement.
- Troisièmement, les conditions aux limites mécaniques imposées aux éléments de quincaillerie peuvent être remises en question. Chaque paumelle en acier est simulée par deux blocs d’acier parfaitement liés mécaniquement. Il n’y a donc pas de rotation possible suivant l’axe Y au niveau de ces paumelles “simplifiées” comme c’est le cas dans la réalité.

Néanmoins, nous constatons que l’ordre de grandeur des déplacements est correct au centre du panneau et très éloigné de la mesure au coin supérieur. Or le cintrage du panneau d’aggloméré de lin résulte d’un couplage thermomécanique global. Une estimation correcte des déplacements au centre du panneau nous laisse penser que les déplacements seront corrects sur l’ensemble de l’échantillon. Hélas, nous ne disposons que d’une mesure des déplacements au centre et au coin du panneau d’aggloméré de lin monté sur paumelles. Il est possible que cette mesure soit faussée pour l’un des capteurs de déplacement. Si ce n’est pas le cas, nous ne sommes pas à même d’expliquer les écarts de déplacement importants simulés au coin supérieur du panneau.

La figure 4.18 présente une déformée du panneau d’aggloméré de lin simulé à l’instant final. Nous observons clairement le déplacement hors plan du centre du panneau à l’opposé de la source de chaleur et le déplacement des coins du panneau vers l’intérieur du four d’essai.

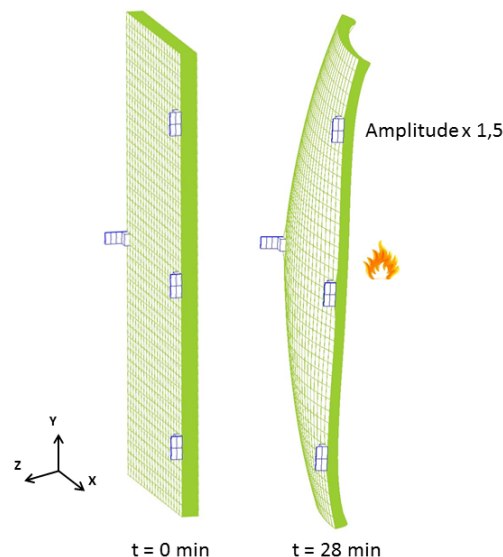


Figure 4.18 – Déformée du panneau d’aggloméré de lin fixé sur paumelles à 28 min de simulation (facteur d’amplification 1,5).

La figure 4.19 présente l’évolution des contraintes élastiques planes suivant l’axe Y dans le plan du vantail et des températures correspondantes à différentes épaisseurs du vantail en fonction du temps.

Nous remarquons trois phases distinctes dans l'évolution des contraintes élastiques avec la température. Tout d'abord, une phase de compression a lieu dans le matériau qui correspond à la phase de dilatation thermique du matériau lorsque la température est inférieure à 100 °C. Vient ensuite une phase de traction entre 100 °C et 250 °C avec un pic de contrainte dans le matériau peu de temps avant la température de pyrolyse. La traction du matériau est due au retrait mécanique de celui-ci lors des étapes de vaporisation et de formation du charbon de bois. Enfin, la contrainte redevient nulle la température de pyrolyse (T = 225 °C) de l'aggloméré de lin ce qui s'explique par la perte quasi totale de rigidité suite à la réaction de pyrolyse.

Concernant l'amplitude des contraintes simulées, nous constatons que les contraintes mécaniques lors de la phase de compression ne dépassent pas 1,6 MPa tandis que le pic de traction peut atteindre 15,0 MPa. L'amplitude de contrainte en compression reste relativement acceptable au vu de la contrainte maximale mesurée à 2,7 MPa (chapitre 2 partie 2.3). Nous pouvons considérer un début de plasticité du matériau lors de cette phase car ces contraintes élastiques simulées sont légèrement supérieures à la résistance élastique du matériau. Les contraintes simulées lors de la phase de traction sont en revanche bien trop élevées pour l'aggloméré de lin. Une ruine mécanique du matériau aurait dû être observée dans la réalité. Néanmoins, cette analyse est à relativiser avec la robustesse du modèle thermomécanique. En effet, le modèle mécanique utilisé ici est purement élastique et il ne prend pas en compte la rupture du matériau. Le délaminage progressif des fibres du panneau n'est donc pas pris en compte lors du cintrage du matériau. Or lors d'un essai réel, ce délaminage entraînera des zones de ruine localisées dans le panneau d'aggloméré de lin ce qui aurait pour conséquence de réduire les concentrations de contrainte de traction dans le matériau et donc de mieux retranscrire les contraintes engendrées par le cintrage.

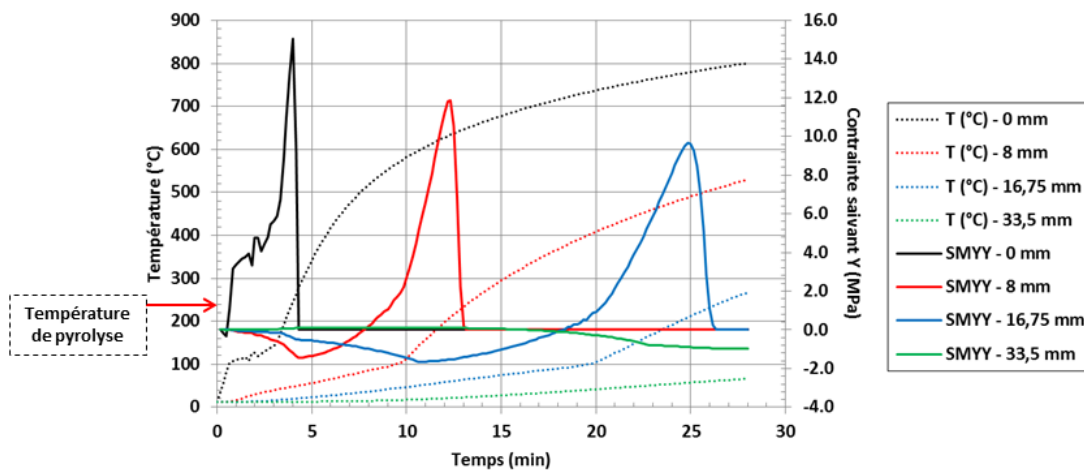


Figure 4.19 – Contraintes planes dans le plan (XY) du vantail et températures prédites à différentes épaisseurs du panneau d'aggloméré de lin (Traction positive).

Les profils selon l'épaisseur des contraintes  $\sigma_{yy}$  sont présentés sur la figure 4.20 à 5 min et 28 min de simulation. Ces contraintes sont relevées dans le panneau d'aggloméré de lin au centre du vantail, à côté de la paumelle supérieure et de la serrure. Peu d'écart est observé entre les contraintes au centre du vantail et aux abords des éléments de quincaillerie, le comportement général restant le même sur ces trois zones. L'écart maximal relevé à la fin de la simulation (28 minutes) d'une valeur de 2,4 MPa est observé entre la contrainte au centre du vantail et celle aux abords de la paumelle au niveau de la face non-exposée du vantail. La zone proche de la paumelle est alors en traction du fait du cintrage du vantail tandis que le centre de la face non-exposée du vantail est en compression suite

à la dilatation thermique du matériau.

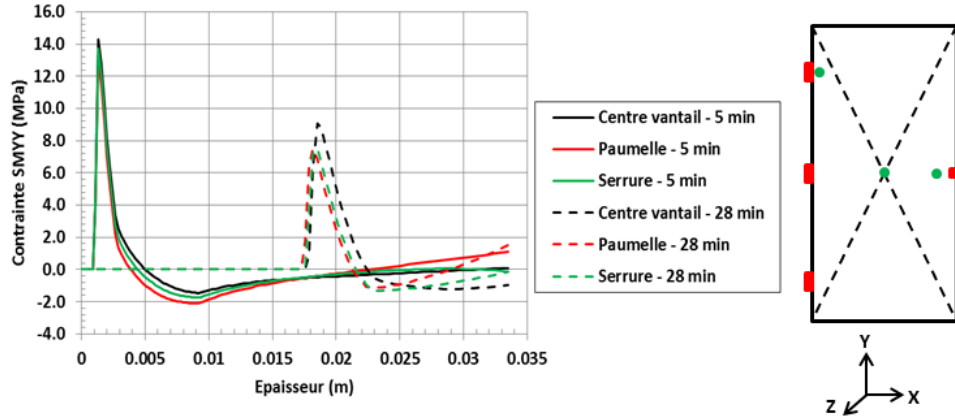


Figure 4.20 – Profil selon Z de la contrainte  $\sigma_{YY}$  au centre du vantail, au niveau d'une paumelle et de la serrure pour différents temps de simulation (traction positive).

La figure 4.21 présente le champ de contrainte plane suivant la direction Y sur la surface libre du maillage. Nous remarquons des zones de contrainte élevée au niveau des éléments de quincaillerie en acier avec des contraintes élastiques allant de 95,3 MPa en traction à 216 MPa en compression. Les ordres de grandeur de contrainte sont similaires suivant les directions X et Z. Ces contraintes sont inférieures à la limite d'élasticité de la plupart des nuances d'acier inoxydable [106] [107], limite comprise entre 200 MPa et 500 MPa à 20 °C. Le modèle mécanique purement élastique utilisé ici pour les éléments en acier permet donc leur simulation d'autant que la rupture progressive du panneau d'aggloméré à haute température lors de l'essai réel réduit certainement l'état de contrainte de l'ensemble du système. La simulation numérique du panneau d'aggloméré de lin monté sur paumelles n'entraîne donc pas un endommagement mécanique des éléments de quincaillerie.

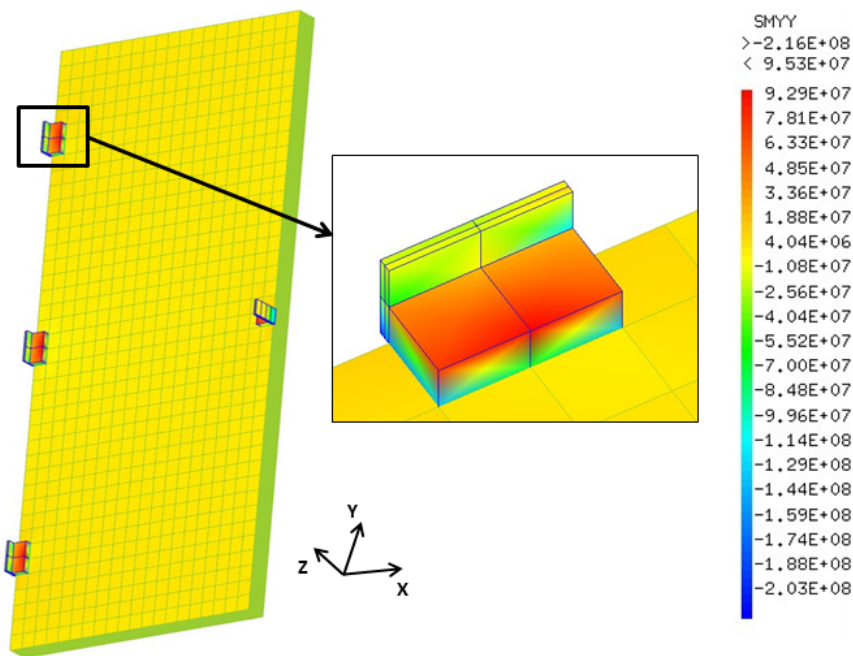


Figure 4.21 – Champ de contrainte plane  $\sigma_y$  sur la surface libre du maillage à 28 minutes de simulation.

## 4.7.2 Cas 2 : coefficients de dilatation thermique mesurés

Pour ce second cas de simulation, les coefficients de dilatation thermique utilisés ont été mesurés sur des échantillons d'aggloméré de lin à 8 % de teneur en eau initiale (figure 4.3). Les figures 4.22 à 4.24 présentent les déplacements hors plan simulés et mesurés au centre de la face non-exposée du panneau d'aggloméré de lin et au coin au dessus de la serrure.

Contrairement à la simulation thermomécanique utilisant les coefficients de dilatation thermique issus de Tabaddor [54]), l'historique des déplacements au centre du panneau est ici bien retranscrit sur la première partie de l'essai (jusqu'à 15 min). La flèche simulée au centre de la face non-exposée du panneau est ainsi de 3,16 mm à 15 minutes d'essai contre 5,00 mm mesurés expérimentalement. Passé ce temps, un changement de tendance sur les déplacements simulés est obtenu avec une réduction de la vitesse de déplacement puis une diminution de la flèche simulée tandis que la mesure expérimentale continue d'augmenter. La flèche au centre de la face non-exposée en fin de simulation (28 minutes) est alors de 3,73 mm contre 18,0 mm lors de l'essai.

Cette seconde phase des déplacements simulés s'explique par les coefficients de dilatation thermique utilisés. Nous remarquons que le coefficient de dilatation thermique hors plan mesuré sur l'aggloméré de lin tend à augmenter au-dessus de 100 °C (voir figure 4.3). Ce comportement correspond à la fin de la réaction de vaporisation de l'eau du matériau. Il traduit une diminution de la vitesse de retrait au delà de cette température et peut expliquer le comportement de la flèche simulée après 20 minutes d'essai.

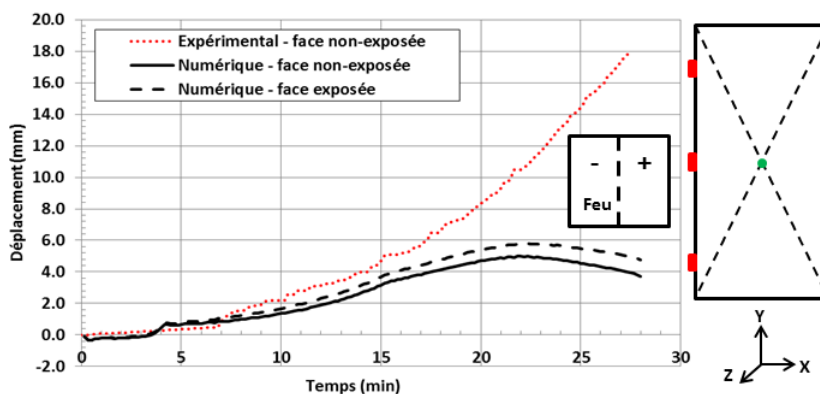


Figure 4.22 – Comparaison des déplacements hors plan prédits et mesurés au centre du panneau d'aggloméré de lin.

Concernant les déplacements simulés au coin supérieur du panneau au dessus de la serrure, ils sont là encore nettement surestimés avec un maximum de 25,4 mm à 22 minutes de simulation sachant qu'ils ne dépassent pas 0,60 mm durant l'essai réel. Les coefficients de dilatation thermique utilisés ici permettent de réduire sensiblement la surestimation de ces déplacements par rapport au cas précédent (réduction d'un facteur 2,5). Néanmoins, nous remettons fortement en question la qualité de la mesure à cet emplacement du panneau d'aggloméré de lin.

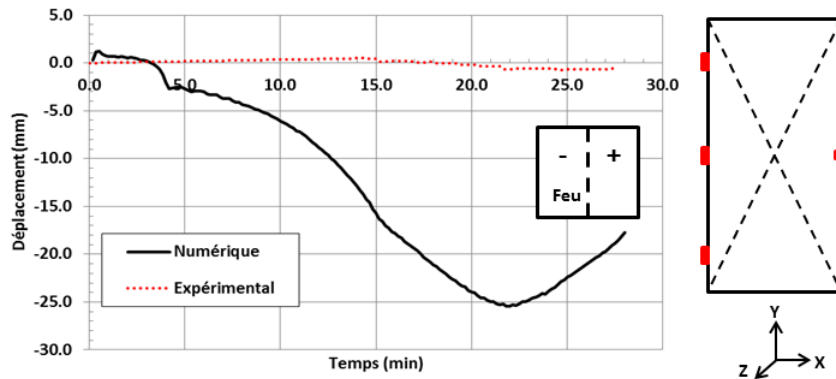


Figure 4.23 – Comparaison des déplacements hors plan prédits et mesurés au coin supérieur au dessus de la serrure du panneau d’aggloméré de lin.

La figure 4.24 présente une comparaison des déplacements hors plan mesurés et simulés au centre du vantail d’aggloméré de lin en fonction de la différence de température entre la face exposée et non-exposée. Nous remarquons que les déplacements du panneau sont biens retranscrits jusqu’à une différence de température d’environ 650 °C. Passé cet écart de température, les déplacements sont mal simulés jusqu’à la fin de l’essai.

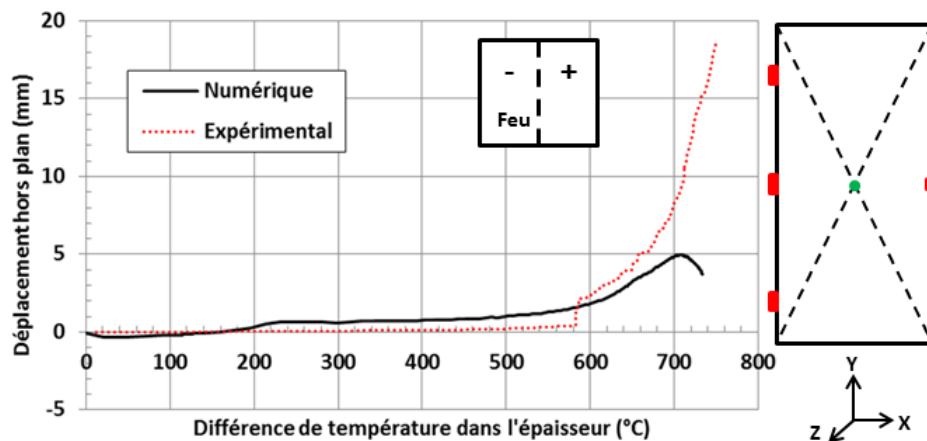


Figure 4.24 – Comparaison des déplacements hors plan (Z) prédits et mesurés au centre du panneau d’aggloméré de lin en fonction de la différence de température dans l’épaisseur du vantail.

La figure 4.25 présente les évolutions des contraintes planes simulées dans la direction Y à différentes épaisseurs en fonction du temps. De même que pour le cas précédent, ces contraintes évoluent en trois phases à savoir une phase de compression lors de la dilatation du matériau, une phase de traction au cours de la vaporisation et de la formation du charbon de bois et une phase de contrainte nulle lorsque le charbon de bois est formé. À la différence du cas 1, les contraintes élastiques simulées dans le plan du panneau ont des ordres de grandeur acceptables pour le matériau avant le pic de contrainte dû à la réaction de pyrolyse. Elles sont ainsi comprises entre 1,7 MPa en compression et 2,0 MPa en traction avant la réaction de dégradation thermique. Le pic de contrainte en traction lors de la réaction de pyrolyse atteint un maximum de 8,8 MPa en face exposée du panneau, soit deux fois moins que pour le cas 1.

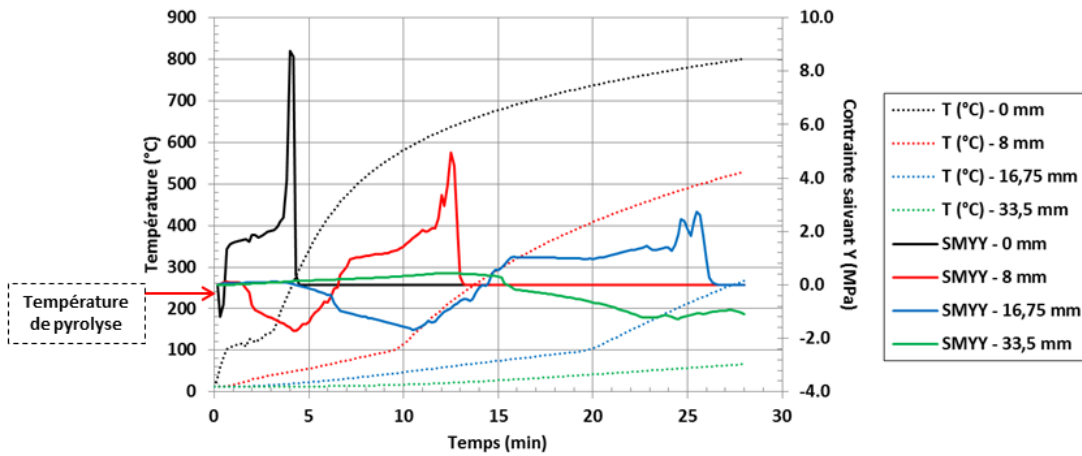


Figure 4.25 – Contraintes planes dans le plan (YX) du vantail et températures à différentes épaisseurs du panneau d’aggloméré de lin (traction positive).

## Conclusion sur le modèle thermomécanique

Un modèle numérique permettant de simuler le comportement thermomécanique d’un matériau cellulosique a été présenté dans ce chapitre. Nous avons fait le choix d’utiliser un modèle mécanique élastique orthotrope afin de prendre en compte les spécificités des panneaux d’aggloméré et notamment les différences de rigidité et des coefficients de dilatation thermique dans le plan et hors plan du panneau. Le modèle développé permet aussi de calculer la variation locale des propriétés mécaniques du matériau en fonction de l’avancement de la réaction de pyrolyse en tenant compte de la perte de rigidité due à la formation de charbon de bois.

Les simulations thermomécaniques donnent une bonne estimation des déplacements mesurés au centre d’un panneau d’aggloméré. Les résultats montrent l’importance du coefficient de dilatation thermique utilisé. En effet, l’utilisation du coefficient de dilatation thermique mesuré en laboratoire par rapport aux coefficients proposés dans la littérature (Tabaddor [54]) permet une nette amélioration de l’estimation des déplacements sur la première moitié de l’essai. En revanche, les déplacements au coin du panneau sont largement surestimés mais nous émettons d’importants doutes sur la mesure des déplacements en ce point lors de l’essai. En effet, le cintrage du panneau étant un phénomène global suite à un transfert thermique, nous n’expliquons pas pourquoi l’ordre de grandeur des déplacements est relativement bien approché au centre du panneau et ne l’est pas en son coin.

Du point de vue des contraintes mécaniques calculées numériquement, les modèles mécaniques étant purement élastiques, ces contraintes ne sont pas représentatives de la réalité. L’utilisation d’un modèle de rupture, éventuellement couplé à un modèle élastoplastique, permettrait d’avoir une meilleure estimation des contraintes mécaniques du matériau. En revanche, il serait difficile d’alimenter ce type de modèle ou bien de simuler la perte de matière suite à la ruine du matériau (délamination du panneau) à l’aide d’un maillage évolutif. Néanmoins, les contraintes simulées, en utilisant les propriétés mécaniques mesurées en laboratoire, donnent une estimation cohérente de leurs valeurs avant l’étape de pyrolyse du matériau. Le fait de ne pas prendre en compte la ruine du matériau empêche de simuler un relâchement de ses contraintes mécaniques.

De manière globale, le modèle thermomécanique est satisfaisant. Reste néanmoins à comprendre pourquoi la tendance des déplacements dans la seconde partie de l'essai n'est pas correctement retranscrite par le modèle et pourquoi les déplacements aux coins du panneau sont si élevés. Cela passe entre autres par un approfondissement de l'étude des coefficients de dilatation thermique avec un plus grand nombre de mesures et par la réalisation d'essais mécaniques à haute température pour la validation du modèle thermomécanique. Plus de données expérimentales sont également nécessaires.

Le chapitre suivant est consacré à l'étude du modèle thermomécanique présenté dans ce document et notamment à l'impact de différents paramètres sur les résultats obtenus. Une étude de sensibilité en fonction de certains paramètres thermiques et mécaniques est présentée.





# Chapitre 5

## Étude de sensibilité des paramètres du modèle thermomécanique

### Introduction

Dans ce chapitre, nous abordons l'évaluation de l'influence des paramètres thermiques et mécaniques sur les résultats numériques (transfert thermique, déplacements)<sup>1</sup>.

Différentes études paramétriques sont présentées ici : une modification des paramètres thermiques et mécaniques, de la teneur en eau initiale, de l'épaisseur initiale du vantail, de l'utilisation de propriétés thermiques proposées dans la littérature et de la forme des paumelles. Les résultats sont présentés en termes de température dans l'épaisseur et en face non-exposée du vantail et en termes de déplacements hors plan.

Une notice d'utilisation de la méthode VIRGILE et du modèle thermomécanique dans le cadre du projet VIRGILE est présentée en Annexe 5.

### 5.1 Paramètres thermiques

Nous présentons ici les résultats d'une étude de sensibilité réalisée sur les paramètres thermiques du modèle. Différents paramètres ont été étudiés :

- les coefficients d'échange convectif  $H$  et radiatif  $\varepsilon$  sur les faces exposée et non-exposée,
- le pas de temps de résolution,
- la plage de température d'activation de la source de vaporisation,
- la zone de bois séché dans l'épaisseur du matériau (point de départ du séchage<sup>2</sup>),

---

1. Du temps de calcul pour cette étude a été fourni par l'équipement informatique MCIA (Mésocentre de Calcul Intensif Aquitain) de l'Université de Bordeaux et de l'Université de Pau et des Pays de l'Adour.

2. Ce point définit le début de la zone de séchage sur l'épaisseur du panneau. Un éloignement de 2-4 mm de la face exposée permet une meilleure estimation de la température proche de celle-ci.

– l'intensité des sources d'énergies.

Les conséquences de la variation de ces différents paramètres sur le transfert thermique sont résumées dans les tableaux 5.1 et 5.2.

Comme nous pouvions nous y attendre, une augmentation des coefficients d'échange au niveau de la face exposée du matériau entraîne un échauffement plus rapide de cette face. Au contraire, une augmentation du coefficient d'échange convectif en face non-exposée entraîne un refroidissement plus important de cette surface suite à des échanges thermiques plus importants avec la température à l'infini (20 °C). Il y a en revanche peu d'impact sur le transfert thermique lors de la variation du coefficient d'échange radiatif au niveau de la face non-exposée du fait de la faible part du rayonnement à 20 °C.

La modification du pas de temps engendre une légère variation des températures simulées. Une réduction de ce pas de temps entraîne une augmentation de la précision du calcul avec une tendance générale à l'augmentation de la température de l'échantillon simulé.

Concernant la valeur assignée à la source de vaporisation, une augmentation de la plage de température de la zone d'activation de celle-ci (point du début de vaporisation) ou bien de son amplitude via l'énergie de réaction  $H_{r_e}$  entraîne une réduction de la température globale de l'échantillon. En effet, une plus grande quantité d'énergie est utilisée pour vaporiser l'eau du bois, ce qui réduit la vitesse d'échauffement globale du matériau.

Pour la réaction de pyrolyse, comme attendu, une augmentation de l'énergie de réaction  $H_{r_b}$  entraîne une légère augmentation de la température du matériau. En revanche, l'impact de la source de pyrolyse est faible en comparaison de la source de vaporisation. Une multiplication par cinq de la valeur de cette source entraîne une augmentation de 30 °C de la température au niveau de la zone de pyrolyse tandis qu'une augmentation similaire de la source de vaporisation entraîne des écarts de température avec une réduction allant jusqu'à -280 °C dans la zone de vaporisation.

D'un point de vue global, l'activation de la source de vaporisation entraîne une réduction de la vitesse du transfert thermique tandis que l'activation de la source de pyrolyse entraîne une légère augmentation de la température globale du matériau. En revanche, une modification de l'énergie de réaction de combustion n'a pas d'impact sur le transfert thermique. Le modèle de combustion utilisé ne permet pas de visualiser un échauffement particulier suite à la combustion des gaz de pyrolyse. Il semble ici que l'apport de chaleur suite à cette réaction soit trop faible pour avoir un réel impact. Il en aura néanmoins un sur la phase la phase gazeuse.

Paramètres	Actions	Conséquences sur le transfert thermique
$H_{FE}$ (W/m <sup>2</sup> .K)	↗	Échauffement plus important de la face exposée
$H_{FNE}$ (W/m <sup>2</sup> .K)	↗	Ralentissement de la montée en température de la face non-exposée
$\epsilon_{FE}$ (W/m.K)	↗	Échauffement plus important de la face exposée
$\epsilon_{FNE}$ (W/m.K)	↗	Peu d'impact

TABLEAU 5.1 – Impacts des conditions aux limites thermiques sur le transfert thermique.

Paramètres	Actions	Conséquences sur le transfert thermique
Pas de temps $t$ (s)	↘	Impact léger vers une solution plus précise Léger décalage des sources d'énergie
Plage de séchage	Élargissement de la zone de séchage	Séchage important et ralentissement de l'échauffement de l'échantillon
Point de départ du séchage	Éloignement de la face exposée	Réduction de l'impact de la source de vaporisation sur la température en face exposée
Sources d'énergie	Activation $Q_e$	Réduction de la cinétique du transfert thermique
	Activation $Q_b$	Légère augmentation de la température
	Activation $Q_c$	Pas d'impact observé
$Hr_e$ (J/mol)	↗	Séchage plus important dû à une augmentation de la source de vaporisation $Q_e$
$Hr_b$ (J/mol)	↗	Augmentation légère de la température due à une augmentation de la source de pyrolyse $Q_b$

TABLEAU 5.2 – Impacts des paramètres d'entrée thermiques sur le transfert thermique.

## 5.2 Teneur en eau du matériau

Une étude sur l'impact de la teneur en eau initiale du matériau sur les résultats de transfert thermique est présentée dans cette partie. Le modèle thermique est utilisé sur de l'aggloméré de lin pour différentes teneurs en eau initiales allant de 0 % à 100 %. Pour rappel, la prise en compte de la teneur en eau s'effectue par l'intermédiaire de la variable  $\omega$  (chapitre 3). Les résultats sont présentés sur les figures 5.1 à 5.4.

La source de vaporisation calculée au centre de l'échantillon pour les différentes teneurs en eau initiales est présentée sur la figure 5.1. Nous remarquons que l'amplitude de cette source est plus importante lorsque la teneur en eau initiale est faible. Ceci peut s'expliquer par la cinétique du transfert thermique qui est plus rapide dans ce cas. Il n'y a donc pas de vaporisation progressive de l'échantillon en amont du front de séchage.

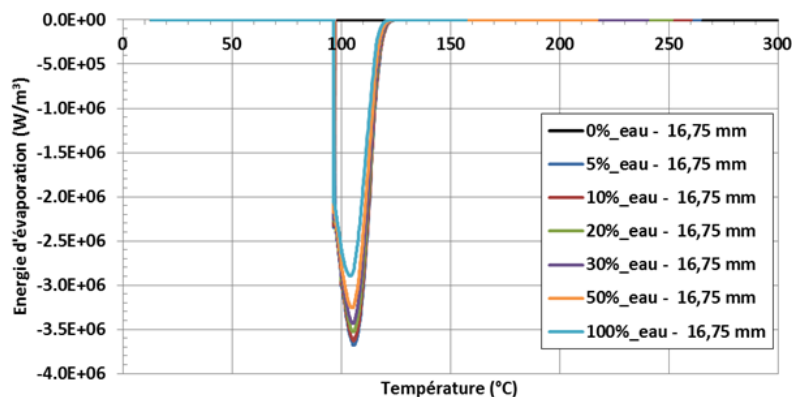
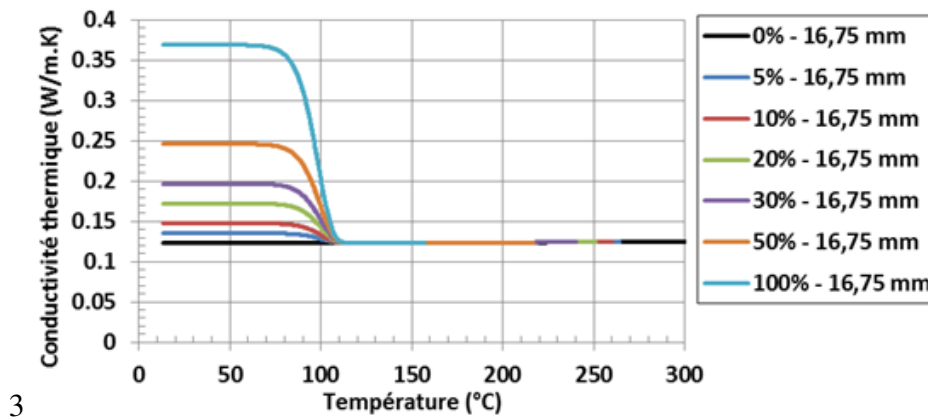


Figure 5.1 – Impact de la teneur en eau initiale sur la source de vaporisation.

Sur la figure 5.2, nous remarquons que les propriétés thermiques sont bien affectées par la teneur en

eau initiale du matériau à travers la loi des mélanges utilisée dans le modèle thermique. Concernant la conductivité thermique du matériau, plus la teneur en eau initiale est importante plus la conductivité thermique initiale est élevée. Il en est de même pour la chaleur spécifique et la masse volumique du matériau étant donné que ces paramètres sont plus élevés pour l'eau que pour l'aggloméré de lin sec.



3

Figure 5.2 – Impact de la teneur en eau initiale sur la conductivité thermique au centre du panneau d'aggloméré de lin.

Sur la figure 5.3 sont présentées les températures en face exposée et au centre de l'aggloméré de lin (16,75 mm). Il y a clairement un impact de la teneur en eau initiale du matériau sur les températures simulées avec une réduction de la vitesse du transfert thermique lorsque la teneur en eau initiale augmente. La quantité d'eau à évaporer étant plus importante, une plus grande quantité d'énergie est nécessaire à son évaporation ce qui réduit la cinétique de montée en température.

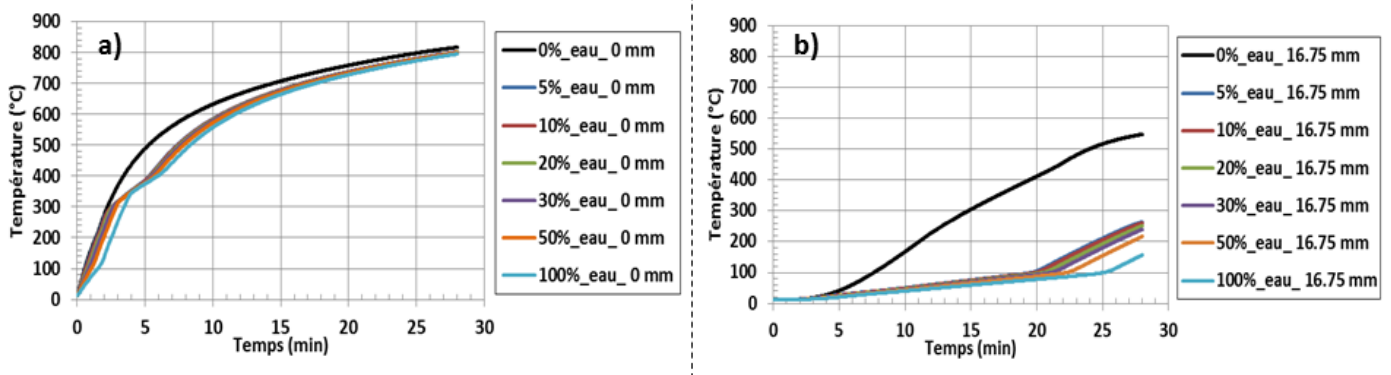


Figure 5.3 – Impact de la teneur en eau initiale sur le transfert thermique à travers un panneau d'aggloméré de lin : a) face exposée, b) au centre du panneau.

D'un point de vue général, nous constatons qu'il y a un impact important de la teneur en eau du matériau sur les résultats de simulation du transfert thermique. Les écarts importants entre les courbes à 0 % et 5 % de teneur en eau s'expliquent par la présence d'eau qui entraîne une modification des propriétés thermiques du matériau et la consommation d'une quantité élevée d'énergie lors de la réaction de vaporisation. Lorsque la teneur en eau est comprise entre 5 % et 20 %, soit autour de la teneur en eau d'usage des bloc-portes en bois ( $\omega = 12 \%$ ), peu d'écarts sont observés sur les températures simulées. Cela peut s'expliquer par la non-prise en compte des transferts de masse dans notre modèle, et notamment la modification locale de la teneur en eau. Au dessus de 50 % de teneur en eau, le transfert

thermique est en revanche nettement affecté par l'eau contenue dans le matériau suite à une modification importante des propriétés thermiques. En revanche, ce niveau de teneur en eau ( $\omega > 20\%$ ) ne correspond pas à ce que l'on peut observer dans la réalité pour des produits de la construction.

Une surestimation de la teneur en eau initiale aura donc pour conséquence d'allonger le temps de résistance au feu simulé du matériau cellulosique, ce qui posera problème lors de la réalisation d'un essai pour la validation du produit. À l'opposé, une teneur en eau initiale sous-estimée, soit proche de 0 %, entraîne un transfert thermique relativement rapide ce qui traduira une perte du critère de classement plus rapide de l'échantillon lors d'un essai de résistance au feu. En effet, la température en face non-exposée dépassera plus rapidement le critère de déclassement de la norme NF-EN-1363-1 [2] qui correspond à un échauffement de 140 °C par rapport à la température initiale (figure 5.4).

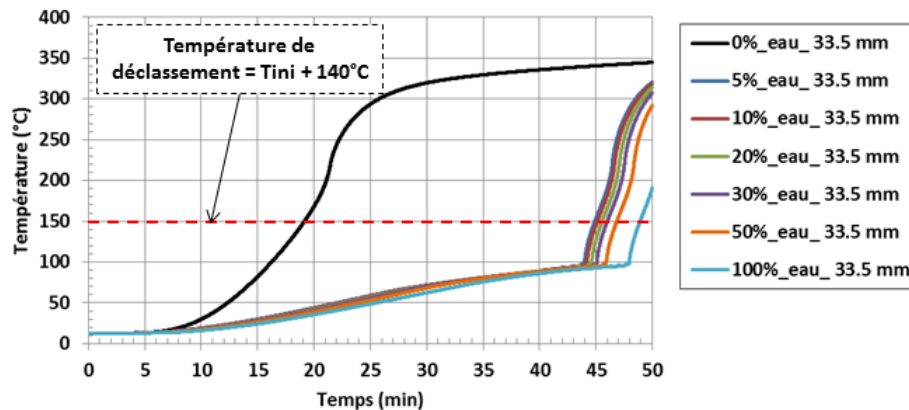


Figure 5.4 – Impact de la teneur en eau initiale sur la température en face non-exposée d'un panneau d'aggloméré de lin.

### 5.3 Épaisseur de la porte

Nous regardons ici l'influence de l'épaisseur du vantail sur les températures simulées dans le cas de panneaux d'aggloméré de lin exposés à un feu normalisé NF-EN-1363-1 [2]. Cet essai est présenté dans la partie 2.4 du chapitre 2. Les trois cas d'étude réalisés sont les suivants :

1. Utilisation de l'épaisseur initiale,  $e_p = 33,500$  mm,
2. Réduction de 5 % de l'épaisseur initiale,  $e_p = 31,825$  mm,
3. Augmentation de 5 % de l'épaisseur initiale,  $e_p = 35,175$  mm.

Pour ces trois cas d'étude, seule l'épaisseur du vantail est modifiée. Le modèle thermique utilisé est celui présenté dans le chapitre 3. Des conditions aux limites thermiques de type Fourier, par convection et rayonnement, sont appliquées sur les faces exposée et non-exposée. Les simulations sont réalisées sur une durée d'une heure pour obtenir le déclassement des panneaux en fonction d'un critère de température d'après la norme NF-EN-1634-1[3]. Ce critère correspond à une augmentation de la température moyenne supérieure à 140 °C au niveau de la face non-exposée.

La figure 5.5 présente le maillage et les conditions aux limites utilisés.

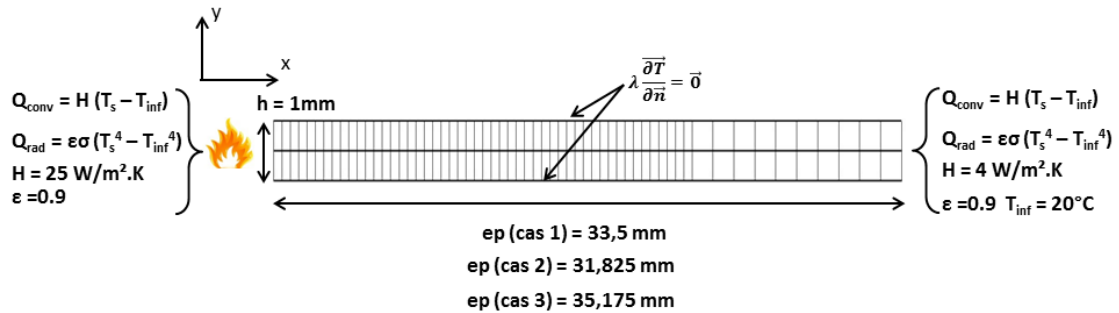


Figure 5.5 – Maillage et conditions aux limites thermiques.

La figure 5.6 présente les températures simulées en face exposée, au centre et en face non-exposée pour les trois cas d'étude. Comme nous nous y attendions, la variation de l'épaisseur du vantail n'a pas d'influence sur la température simulée au niveau de la face exposée. En revanche, cela a un impact direct sur les températures dans l'épaisseur du panneau et en face non-exposée. D'après notre modèle thermique, les temps de déclassement au niveau de la face non-exposée sont respectivement de 41,9 min, 44,9 min et 47,9 min pour les cas 1, 2 et 3. Il y a donc bien une durée de résistance au feu plus importante lorsque l'épaisseur du vantail augmente. Cela s'explique par une distance plus importante à parcourir par l'onde thermique, une plus grande quantité de matière cellulosique à échauffer, d'eau à vaporiser et de matériau à pyrolyser.

D'après cette étude et en considérant que le modèle thermique soit représentatif de la réalité, nous pourrions conclure que la réduction de l'épaisseur du vantail de l'ordre de 5 % n'est pas préjudiciable pour obtenir thermiquement une résistance au feu d'une demi-heure, exigence généralement demandée à des vantaux de 33,5 mm d'épaisseur. De plus, nous constatons qu'une variation de  $\pm 5\%$  de l'épaisseur du vantail entraîne une variation  $\pm 3$  min sur le temps de déclassement du panneau. En revanche, ces conclusions ne correspondent pas à la réalité de l'essai car le modèle thermique ne permet pas de prendre en compte certains phénomènes du transfert thermique, notamment les éventuels gradients de température sur la hauteur du vantail et les effets de bord. Lors d'un essai réel, ces phénomènes vont certainement réduire la durée de résistance au feu d'un vantail de plus faible épaisseur.

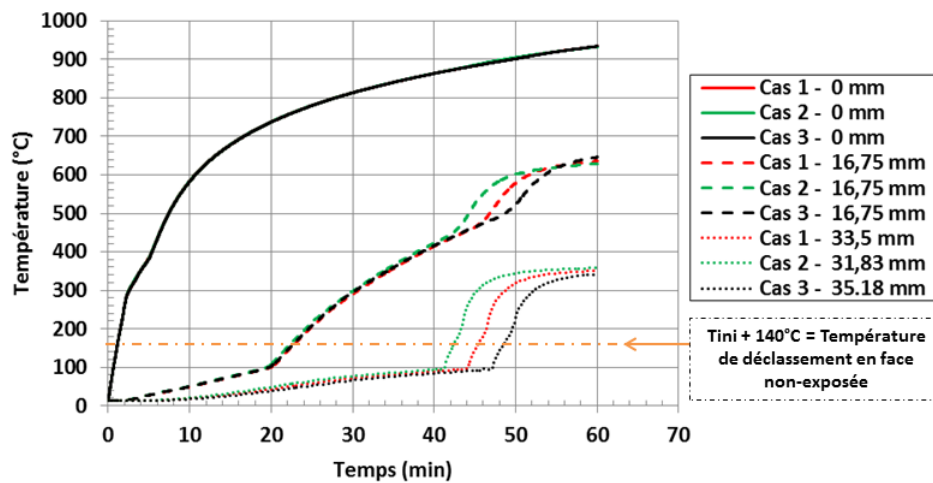


Figure 5.6 – Températures simulées en fonction du temps pour des panneaux d'aggloméré de lin de différentes épaisseurs.

## 5.4 Type de matériau

Lors de cette étude, nous avons confronté les températures expérimentales, mesurées sur les panneaux d'aggloméré de lin lors de l'essai à grande échelle, aux résultats de transfert thermique pour trois jeux de propriétés thermiques différents :

- le premier cas d'étude (cas 1) correspond au modèle développé dans ce document pour de l'aggloméré de lin (chapitre 3),
- le second (cas 2) aux propriétés thermiques du bois de charpente proposées par la norme EN-1995-1-2 [6],
- le troisième (cas 3) aux propriétés thermiques proposées par Knudson [40] pour du pin Douglas et présentées dans le chapitre 1 partie 1.2.2. Le cas 0 correspond aux résultats expérimentaux.

La figure 5.7 présente les températures simulées au niveau de la face exposée, à 8 mm d'épaisseur et au niveau de la face non-exposée du vantail pour les différents cas étudiés ainsi que pour les mesures expérimentales.

Dans un premier temps, nous remarquons que la température au niveau de la face exposée est peu affectée par les propriétés thermiques du modèle. Les températures dans l'épaisseur du vantail (8 mm) sont différentes selon les modèles utilisés, le cas 1 étant le plus représentatif de la température mesurée expérimentalement à cette épaisseur. Il est à noter que les cas 2 et 3 donnent des résultats similaires passé les vingt premières minutes de simulation. Concernant la température en face non-exposée, elle est mieux simulée en utilisant le modèle proposé par la norme EN-1995-1-2 [6]. Ce modèle permet ainsi d'obtenir un temps de déclassement assez proche du temps expérimental, à savoir 35,7 min contre 34,8 min lors de l'essai. Ces temps sont respectivement de 44,9 min et 23,0 min pour notre modèle thermique (cas 1) et pour le modèle de Knudson (cas 3).

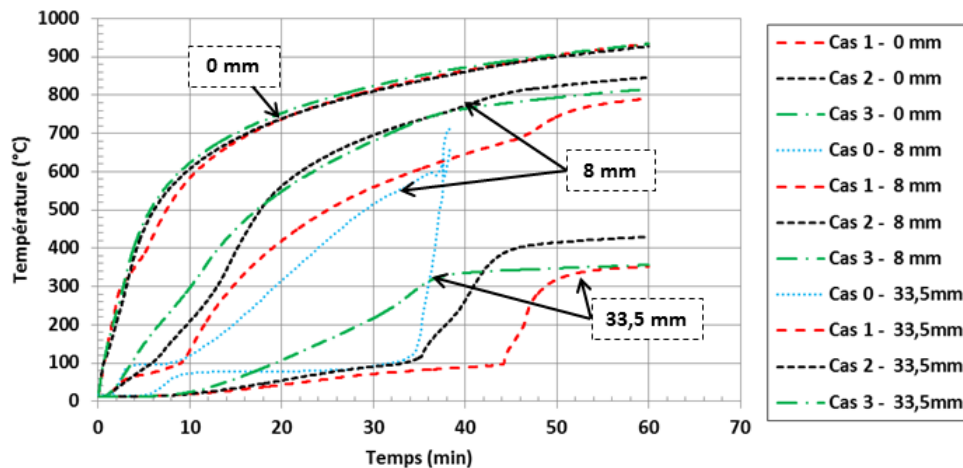


Figure 5.7 – Températures simulées en fonction du temps pour des panneaux d'aggloméré de lin de différentes épaisseurs.

De manière générale, nous observons que les jeux de propriétés thermiques testés ici ne permettent pas de simuler les plateaux de température autour de 100 °C suite à la vaporisation de l'eau du bois. Les propriétés proposées par Knudson (cas 3) ne permettent pas de retranscrire le transfert thermique

de notre panneau d'aggloméré de lin. La vitesse de transfert thermique est trop élevée. Les propriétés thermiques proposées par la norme EN-1995-1-2 [6] pour un bois résineux permettent d'obtenir une bonne estimation de la température au niveau de la face non-exposée du produit. Or, cette température est nécessaire pour déterminer le temps de déclasserement du produit. Le modèle développé dans nos travaux permet lui d'avoir une bonne estimation du transfert thermique global du matériau. Les températures dans l'épaisseur du vantail sont relativement bien retranscrites. En revanche, l'échauffement de la face non-exposée est légèrement sous estimé.

Cette analyse doit néanmoins être remise en question car les températures relevées en face non-exposée des panneaux lors de l'essai à grande échelle ont certainement été impactées par un facteur humain lors de la fermeture des volets de plâtre (paragraphe 2.4). Le temps de déclasserement réel des panneaux lors de l'essai aurait peut être eu lieu légèrement plus tard sans intervention humaine.

## 5.5 Paramètres mécaniques

Deux paramètres mécaniques ont été étudiés lors d'une étude de sensibilité. Dans un premier temps, nous avons étudié l'impact des coefficients de Poisson suivant les différentes directions d'orthotropie du matériau puis, dans un second temps, nous avons examiné les conséquences d'une modification des propriétés élastiques en faisant varier les modules d'élasticité et les coefficients de Poisson initiaux. Cette étude a été réalisée sur un panneau d'aggloméré de lin monté sur paumelles présenté dans la partie 4.7.1.

Concernant l'étude de l'impact d'une modification des coefficients de Poisson, cinq cas de simulation ont été testés. Ils sont résumés dans le tableau 5.3. Le cas 1 correspond au modèle thermomécanique présenté dans la partie 4.7.1.

	Cas 1	Cas 2	Cas 3	Cas 4	Cas 5
$v_{xy}$	$0,24 \cdot (1 - \chi_b)$	0,125	0,24	0,24	0,125
$v_{xz}$	$0,019 \cdot (1 - \chi_b)$			0,125	0,24
$v_{yz}$				0,125	0,24

TABLEAU 5.3 – Cas simulés pour l'étude de l'impact des coefficients de Poisson.

Les résultats de simulation montrent que les valeurs initiales des coefficients de Poisson ont peu d'impact sur les déplacements et les contraintes simulés. L'écart maximal de déplacement au centre de la face non-exposée est de 0,23 mm entre les cas 4 et 5 (figure 5.8 a). Nous remarquons que les déplacements et les contraintes sont équivalents pour les cas d'étude ayant le même coefficient de Poisson initial  $v_{xy}$  dans le plan du panneau (figure 5.8 a et b). Les autres coefficients de Poisson ont donc peu ou pas d'influence sur le calcul des déformations et des contraintes. En revanche, il est important de bien renseigner ce premier coefficient de Poisson pour simuler correctement le comportement thermomécanique d'un bloc-porte en bois.



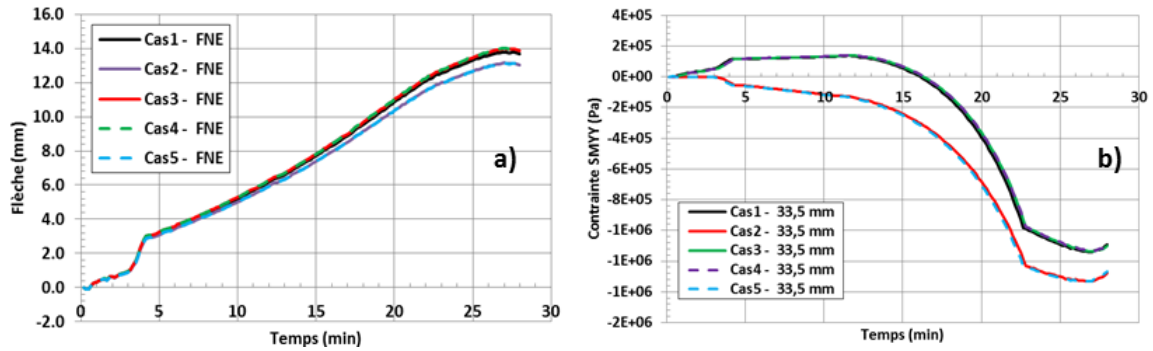


Figure 5.8 – Impact des coefficients de Poisson sur le déplacement hors plan (a) et la contrainte plane  $\sigma_y$  (b) au centre de la face non-exposée en fonction du temps.

La seconde étude concerne une variation des propriétés élastiques initiales du matériau. Pour cela, nous avons simulé un cas avec les propriétés élastiques du pin massif. Les données utilisées sont présentées dans le tableau 5.4. Les propriétés thermiques et les coefficients de dilatation thermique du matériau n’ont pas été modifiés.

Le modèle mécanique étant purement élastique, une modification des propriétés élastiques n’entraîne pas de variation sur la simulation des déplacements. En effet, les déformations thermiques sont uniquement dépendantes du transfert thermique et des coefficients de dilatation thermique utilisés. En revanche, les contraintes élastiques sont fortement impactées par cette modification (loi de Hooke). Les modules d’élasticité du pin massif étant largement supérieurs à ceux de l’aggloméré de lin, les contraintes élastiques simulées sont très importantes avec des pics allant jusqu’à 300 MPa au niveau de la face exposée du panneau d’aggloméré de lin.

$E_{x,y}$ (MPa)	$E_z$ (MPa)	$\nu_{xy,xz,yz}$
11 369	824	0,31

TABLEAU 5.4 – Propriétés élastiques du pin massif [28].

## 5.6 Modification des paumelles

Nous présentons ici les résultats d’une étude sur l’influence de la géométrie des paumelles. Le cas simulé est le panneau d’aggloméré de lin monté sur paumelles lors de l’essai à grande échelle. Nous utilisons ici comme cas de référence le modèle thermomécanique et le maillage du cas 1 présenté dans la partie 4.7.1 du chapitre 4. Cette configuration utilise les coefficients de dilatation thermique issus de la littérature (Tabaddor [54]).

Pour cette étude, trois nouvelles formes de paumelles, ayant toutes des surfaces de contact avec le vantail différentes, sont simulées. La comparaison des quatre configurations est présentée sur la figure 5.9 :

- le cas 1 correspond aux paumelles utilisées lors de l’essai,
- le cas 2 a des paumelles deux fois plus longues,

- le cas 3 des paumelles proches de ce qui est utilisé sur un bloc-porte réel ,
- le cas 4 une surface de contact sur le vantail deux fois plus grande.

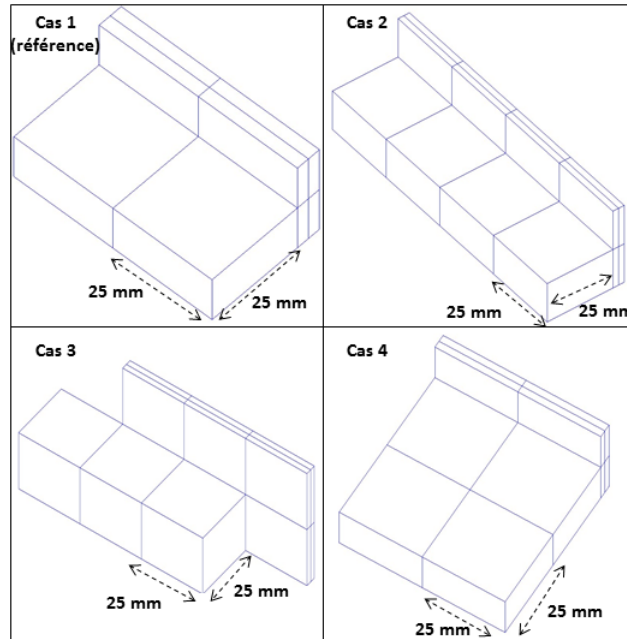


Figure 5.9 – Les différentes configurations de paumelles simulées.

Les figures 5.10 et 5.11 présentent les déplacements hors plan, au centre de la face non-exposée et les profils de déplacement suivant la hauteur à différents temps de simulation. Pour les différentes configurations, nous observons un impact plus ou moins important de la forme des paumelles sur les déplacements. La configuration initiale (cas 1) offre le moins de surface de contact entre les paumelles et le vantail ce qui entraîne des déplacements plus importants. Au contraire, le cas 4 présente la surface de contact la plus élevée avec une avancée plus importante sur la largeur du vantail. Les paumelles retiennent donc plus le cintrage du panneau. Les cas 2 et 3 ont des formes de paumelle proches (épaisseurs de contact similaires). Les panneaux étant fixés de façon semblable, les déplacements sont donc relativement similaires.

De manière générale, les paumelles utilisées lors du cas de référence se rapprochent le plus des paumelles utilisées lors de l'essai à grande échelle. Ce sont aussi celles qui permettent de mieux approcher les déplacements en fin de simulation pour ces différents cas de figure. Cette étude montre néanmoins que la forme des paumelles a un léger impact sur les déplacements simulés. Cet impact est principalement dû à la surface de contact entre les paumelles et le panneau d'aggloméré. Une augmentation de cette surface dans la largeur du panneau (cas 4) tend à diminuer le cintrage de celui-ci.

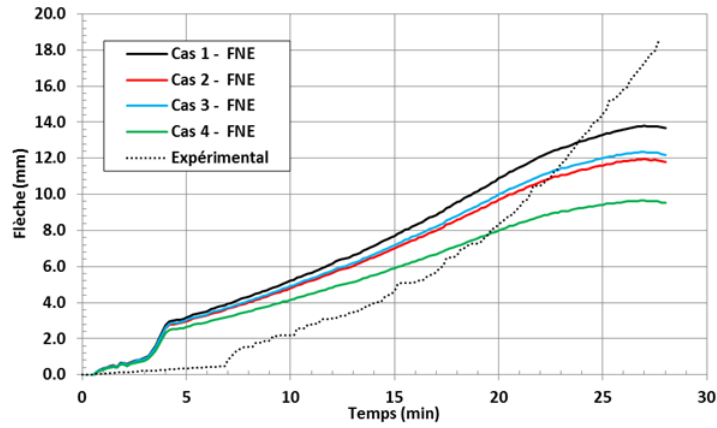


Figure 5.10 – Déplacements hors plan au centre de la face non-exposée (FNE) pour les différentes configurations de paumelles.

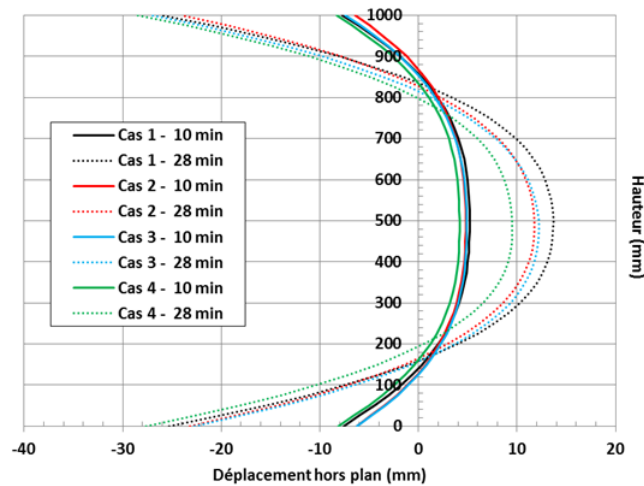


Figure 5.11 – Profils de déplacement sur la hauteur de la face non-exposée pour les différentes configurations de paumelles.

Bien que la méthode de fixation des paumelles lors de la fabrication d'un bloc-porte (sur la tranche du vantail) soit différente de celle utilisée lors de l'essai à grande échelle (sur le plan du vantail), cette étude montre le possible impact de ces éléments de quincaillerie sur les déplacements d'un vantail au cours d'un essai de résistance au feu. Si nécessaire, nous voyons qu'il est possible de réduire ou d'augmenter le cintrage d'un vantail par un positionnement et / ou un design (hauteur, largeur) judicieux des paumelles. Cela peut permettre entre autre de réduire le passage de fumée et de gaz chauds.

## Conclusion sur l'utilisation du modèle thermomécanique

Nous avons présenté dans ce chapitre une étude de sensibilité sur les paramètres thermiques et mécaniques du modèle développé pour évaluer leur impact sur les performances au feu d'un bloc-porte en bois en vue d'un essai de résistance au feu.

Suite à cette étude, nous notons que les paramètres initialement renseignés sont à choisir judicieusement. Certaines données sont disponibles dans la littérature mais un certain nombre d'essais de caractérisation est à prévoir (Annexe 5 : tableaux A5.1 et A5.2). Cela est d'autant plus vrai si, comme dans le cas d'un bloc-porte, le produit étudié est composé de matériaux dérivés du bois tels que les produits agglomérés. De plus, certains paramètres essentiels au modèle sont peu documentés à haute température (modules d'élasticité, coefficients de dilatation thermique). Pour d'autres paramètres, il est préférable d'avoir les données spécifiques du matériau étudié afin de lever les doutes sur les données d'entrée (essai ATG pour la température de pyrolyse).

Du point de vue de l'étude des performances au feu d'un bloc-porte, les simulations numériques montrent que l'influence d'une modification du produit est bien prise en compte numériquement. Il apparaît qu'une réduction de l'épaisseur du vantail peut éventuellement permettre de conserver une durée de résistance au feu satisfaisante. Ce type de modification peut engendrer une réduction conséquente des coûts de fabrication pour un industriel. Il est aussi possible de jouer sur le design et l'emplacement des éléments de quincaillerie pour modifier le cintrage du produit. Ce genre de modifications peut entraîner un temps de résistance au feu plus long ou bien une réduction du passage de fumée et de gaz chauds.

D'autres modifications peuvent être apportées à un bloc-porte en bois pour améliorer ses performances au feu. Il est possible de modifier les matériaux, le nombre de parements et l'utilisation ou non de lames d'air ou de traverses en bois.





# Conclusion générale et perspectives

## Conclusion générale

L'objectif principal de cette thèse a consisté à développer un outil numérique permettant de prédire le comportement thermomécanique d'un bloc-porte en bois lors d'un essai de résistance au feu. Un modèle numérique permettant de prendre en compte les particularités de la dégradation thermique des matériaux celluloseux a donc été conçu, capable notamment de simuler les réactions de vaporisation de l'eau, de pyrolyse du bois et de combustion des gaz de pyrolyse tout en prenant en compte la variation des propriétés thermiques et mécaniques du matériau en fonction de la température.

Sur la base d'une étude bibliographique (chapitre 1), les paramètres nécessaires à la modélisation du comportement thermomécanique d'un matériau celluloseux ont pu être établis. Deux modèles numériques, un modèle thermique et un modèle mécanique, ont ainsi été développés dans le but de représenter le comportement macroscopique du matériau à haute température.

Le modèle thermique (isotrope) prend en compte dans une certaine mesure l'impact des réactions de vaporisation et de dégradation thermique (pyrolyse et combustion des gaz de pyrolyse) du matériau par l'intermédiaire de réactions thermiquement activées et par l'application de sources de chaleur volumiques. Une loi des mélanges est utilisée pour calculer l'évolution des propriétés thermiques en fonction de l'avancement des réactions de vaporisation et de pyrolyse. Cette loi des mélanges est basée sur les propriétés thermiques mesurées à température ambiante et sur les proportions initiales d'eau et de bois et le taux de production de charbon de bois.

Le modèle mécanique est quant à lui orthotrope afin de retranscrire les particularités des matériaux celluloseux. Sont notamment pris en compte les différentes constantes d'élasticité et les coefficients de dilatation thermique dans le plan et hors plan du panneau d'aggloméré de lin. Suite au calcul thermique, le modèle mécanique prend aussi en compte la variation des propriétés élastiques du matériau en fonction de l'avancement de sa dégradation thermique (pyrolyse).

Pour fournir les paramètres nécessaires aux modèles numériques développés, différents programmes expérimentaux ont été réalisés (chapitre 2). Les propriétés thermiques (conductivité thermique, chaleur spécifique et masse volumique) ont été mesurées via des essais de source transitoire plane (TPS) tandis que les propriétés mécaniques (modules d'élasticité, coefficients de Poisson et contraintes à la rupture) ont été obtenues par mesure de champs sans contact grâce à un système de stéréo-corrélation d'images. Les paramètres cinétiques de la réaction de pyrolyse ont été déterminés grâce à une analyse thermogravimétrique (ATG) permettant d'obtenir la température d'activation et la cinétique de la réaction de pyrolyse pour des conditions d'essais données (vitesse d'échauffement, atmosphère, etc.). À cela s'ajoute la mesure des coefficients de dilatation thermique dans le plan et hors plan du panneau. Les mesures entreprises présentent un caractère novateur au regard du peu de documentation

disponible sur les propriétés de produits dérivés du bois, et en particulier sur leur évolution avec la température.

Concernant les résultats des simulations, les tendances sont encourageantes. Le modèle thermique permet de retranscrire correctement les transferts thermiques au sein d'un matériau cellulosique et de retrouver la perte de masse mesurée lors d'un essai. Ce modèle a ainsi été validé pour différents matériaux cellulosiques (charbon de bois, bois massif et aggloméré de lin) et cela à différentes teneurs en eau (0 %, 10 % et 14 %). On observe cependant des écarts entre les températures prédites et mesurées dans le cas d'un matériau humide. En effet, le modèle développé ne permet pas de simuler correctement les plateaux de température autour de 100 °C lors du processus de vaporisation. Seule une réduction de la vitesse de transfert thermique est obtenue dans notre cas. Ces écarts s'expliquent par la complexité de la réaction de vaporisation et par les lacunes du modèle thermique mis au point. En effet, ce modèle ne prend pas en compte les transferts de masse des phases liquide et gazeuse au sein du matériau, la modification structurale de la face exposée (fissuration et chute de charbon de bois) ainsi que l'évolution des propriétés thermiques du charbon de bois en fonction de la température. Néanmoins, les tendances globales du transfert thermique sont bien retranscrites par le modèle (chapitre 3).

Concernant le modèle thermomécanique, les déplacements simulés sont relativement proches de ceux mesurés au centre de la face non-exposée du panneau d'aggloméré de lin monté sur paumelles. Lors de l'essai de validation à grande échelle, les déplacements sont en revanche moins bien retranscrits au niveau du coin supérieur du panneau. Toutefois, il semble que l'utilisation des propriétés mécaniques mesurées sur l'aggloméré de lin permet d'obtenir de meilleures estimations des déplacements (en particulier concernant les coefficients de dilatation thermique). Cependant, un seul essai de validation est disponible. La répétabilité de la mesure des déplacements hors plan n'est donc pas vérifiée.

En parallèle, une étude de sensibilité du modèle thermomécanique a été présentée dans le chapitre 5. Nous montrons ainsi dans ce dernier chapitre que le modèle thermique développé permet d'obtenir de bonnes tendances au niveau du transfert thermique global au sein d'un aggloméré de lin tandis que les propriétés thermiques proposées par le standard EN-1995-1-2 [6] donnent une meilleure tendance pour la température au niveau de la face non-exposée du matériau. Ce point constitue l'une des principales voies d'amélioration de notre modèle thermique.

Enfin, nous présentons des exemples de calcul de performance au feu de différents blocs-portes en bois afin d'étudier l'impact de la variation de l'épaisseur du vantail ou bien de la modification de la forme des paumelles. Sur la base de notre modèle thermique, il semble possible de réduire l'épaisseur d'un vantail en aggloméré de lin. Il faut en revanche prendre garde aux effets de bords qui ne sont pas pris en compte dans notre modèle et qui peuvent réduire le temps de résistance au feu. Un choix judicieux du positionnement des paumelles peut aussi mener à une optimisation du produit. Cela peut entraîner une modification des déplacements du vantail et donc une réduction du passage des flammes et des gaz chauds, permettant par conséquent d'augmenter les temps de résistance au feu ou d'étanchéité aux gaz et aux flammes.

À la suite de ces travaux de thèse, il a été montré que le modèle thermomécanique associé à la méthode VIRGILE (Annexe 5) peut permettre de vérifier les performances au feu d'un produit de la construction préalablement à l'essai de classement.



## Perspectives

Sur la base des résultats obtenus lors de cette thèse, il semble pertinent de poursuivre le développement de la méthode « VIRGILE » en améliorant la simulation thermomécanique d'un matériau cellulosique lors d'un essai de résistance au feu. Pour cela, différentes perspectives sont envisagées.

Dans un premier temps, il semble important de poursuivre l'étude de la réaction de vaporisation afin d'améliorer les résultats de simulation du transfert thermique et notamment tenter de retranscrire les plateaux de température autour de 100 °C. Cela peut se faire par l'implémentation d'un modèle de transfert de masse dans le modèle thermique actuel afin de prendre en compte les transferts de phases liquide et gazeuse au sein du matériau. Néanmoins, l'utilisation de ce type de modèle semble difficile du fait de sa complexité et du nombre important de paramètres à déterminer en fonction de la température.

Dans un second temps, il semble nécessaire d'améliorer la technique de maillage utilisée (3D). En effet, les maillages développés lors des présents travaux ne sont pas encore adaptés à la simulation à l'échelle 1 :1 de vantaux de grandes dimensions pour des raisons numériques (temps de calcul trop long dans une démarche d'ingénierie). De même, il est difficile d'augmenter la densité de maillage dans l'épaisseur du vantail si une simulation plus fine des phénomènes est souhaitée. Il serait possible d'améliorer ce point en découplant les calculs thermiques et mécaniques. La simulation du comportement thermomécanique se ferait alors en deux temps : une étude du transfert thermique sur une géométrie simplifiée (1D) mais fortement maillée suivie d'une étude mécanique avec projection des champs de température et des paramètres de dégradation thermique sur un maillage moins dense. Cela permettrait probablement une réduction du temps de calcul mécanique tout en s'approchant de la solution recherchée.

Dans un troisième temps, la réalisation de plusieurs essais de validation du modèle est nécessaire. En particulier sur la base de l'essai présenté dans la section 2.4, il conviendra d'améliorer et d'enrichir la mesure des déplacements d'échantillons pour des conditions aux limites thermiques et mécaniques connues. En effet, nous ne disposons pas de mesures jugées suffisamment fiables et nombreuses pour valider le modèle.

Une fois le modèle thermomécanique validé sur la base d'essais de calibration tels que celui présenté dans la section 2.4, le couplage fluide/structure sera à mettre en place. À cet effet, le modèle de "four virtuel" (mécanique des fluides dynamique) sera couplé à notre modèle. Cette démarche permettra tout particulièrement de mieux prendre en compte le gradient thermique sur la hauteur de l'élément testé. Cela sous-entend d'améliorer le modèle de combustion du solide car celle-ci constitue une source de chaleur pour l'ambiance du four d'essai. Enfin, la confrontation des simulations à un essai standard de résistance au feu d'un bloc-porte en bois (ou produits dérivés) constituera l'étape final de validation du modèle. Il sera alors possible d'utiliser le modèle thermomécanique développé dans le cas d'études de vérification des performances au feu de produits de la construction.

# Bibliographie

- [1] TRAN H., *Étude numérique et expérimentale du comportement au feu des éléments séparatifs en plaques de plâtre à ossature acier*. Thèse doctorat, École Normale Supérieure de Cachan, 2012.
- [2] NF-EN-1363-1, « Essais de résistance au feu, partie 1 : exigences générales », 2000.
- [3] NF-EN-1634-1, « Essais de résistance au feu et d'étanchéité aux fumées des portes, fermetures, fenêtres et éléments de quincailleries. partie 1 : Essais de résistance au feu des portes, fermetures et fenêtres », 2001.
- [4] MINISTÈRE DE L'INTÉRIEUR, DE L'OUTRE-MER, DES COLLECTIVITÉS TERRITORIALES ET DE L'IMMIGRATION, « Arrêté du 14 mars 2011 modifiant l'arrêté du 22 mars 2004 modifié relatif à la résistance au feu des produits, éléments de construction et d'ouvrages », 2011.
- [5] NF-EN-1993-1-2, « Eurocode 3, calcul des structures en acier, partie 1-2 : règles générales \_ calcul du comportement au feu », 2005.
- [6] EN-1995-1-2, « Eurocode 5, design of timber structures, part 1-2 : General-Structural fire design », 2004.
- [7] NF-P-23-501, « Menuiseries en bois - blocs-portes pare-flamme et coupe-feu 1/4 d'heure », 1986.
- [8] NF-P-23-502, « Menuiseries en bois - blocs-portes pare-flamme et coupe-feu 1/2 heure », 1987.
- [9] MINISTÈRE DE L'INTÉRIEUR, DE LA SÉCURITÉ INTÉRIEURE ET DES LIBERTÉS LOCALES, « Arrêté du 21 novembre 2002 relatif à la réaction au feu des produits de construction et d'aménagement », 2002.
- [10] NF-EN-1363-2, « Essais de résistance au feu, partie 2 : modes opératoires de substitution ou additionnels », 2000.
- [11] MINISTÈRE DE L'INTÉRIEUR, DE LA SÉCURITÉ INTÉRIEURE ET DES LIBERTÉS LOCALES, « Arrêté du 22 mars 2004 relatif à la résistance au feu des produits, éléments de construction et d'ouvrage », 2004.
- [12] FDS, « Fire dynamics simulator : technical reference guide », 2010.
- [13] CEA, « CAST3M, <http://www-cast3m.cea.fr> », 2009.
- [14] EN-ISO-13943, « Sécurité au feu : Vocabulaire (ISO 13943 :2000) », 2000.
- [15] INGASON H. et WICKSTROM U., « Measuring incident radiant heat flux using the plate thermometer », *Fire Safety Journal*, no. 42, p. 161, 2007.
- [16] VUORINEN T., « Structure and chemistry of wood, lecture 6 : wood extractives », 2009.
- [17] HUGHES M., « Puu 28 500, Introduction wood properties and wood product : Wood - Water relationship », 2009.

- [18] GRIL J. et NORIMOTO M., « Wood bending using microwave heating », *Journal of Microwave Power and Electromagnetic Energy*, vol. 24, no. 4, p. 203, 1989.
- [19] PASSAS R., « Cellule de veille technologique de Grenoble INP Pagora, École internationale du papier, de la communication imprimée et des biomatériaux », 2008.
- [20] FCBA, « Fiche fabricant, déclaration environnementale et sanitaire conforme à la norme NF-P-01-010 », 2009.
- [21] FINSA MEDILAND, « Fiche produit, Panneau M.D.F. standard », 2008.
- [22] BOWYER J.L., SHMULSKY R. et HAYGREEN J.G., *Forest products and wood science : an introduction*. Wiley - Blackwell, 5 éd., 2007.
- [23] GUITARD D., *Mécanique du matériau bois et composites*. Nabla, Cepadues éd., 1987.
- [24] DREAN V., « Projet VIRGILE : proposition d'un modèle de combustion des matériaux composites pour simulation sur FDS-5 », Rapport Interne EFECTIS France E-R&D-11/010, 2011.
- [25] ROUSSET P., *Choix et validation expérimentale d'un modèle de pyrolyse pour le bois traité par haute température : de la micro-particule au bois massif*. Thèse doctorat, Université Henri-Poincaré Nancy 1, Nancy, 2004.
- [26] SCHAFFER E.L., *Elevated temperature effect on the longitudinal mechanical properties of wood*. Thèse doctorat, University of Wisconsin, 1971.
- [27] AUDEBERT M., *Approche expérimentale et modélisation du comportement au feu d'assemblages bois sous différents types de sollicitations*. Thèse doctorat, Université Blaise Pascal - Clermont II, 2010.
- [28] CLOUET B., *Comportement hydromécanique d'assemblages bois collés à l'état vert*. Thèse doctorat, Université de Bordeaux, 2014.
- [29] BASTIAS M.V. et CLOUTIER A., « Evaluation of wood sorption models for high temperatures », *Maderas Ciencia y tecnologia*, vol. 7, no. 3, p. 145, 2005.
- [30] DEROME D., « About heat and mass transfer in wood », 2014.
- [31] BRANDT B., ZOLLFRANK C., FRANKE O., FROMM J., GOKEN M. et DURST K., « Micro-mechanics and ultrastructure of pyrolysed softwood cell walls », *Elsevier*, 2010.
- [32] COPPALLE A., « Feux de compartiment », 2010.
- [33] DI BLASI C., « Modeling chemical and physical processes of wood and biomass pyrolysis », vol. 34, p. 47 – 90, 2008.
- [34] COUHERT C., *Pyrolyse flash à haute température de la biomasse ligno-cellulosique et de ses composés - production de gaz de synthèse*. Thèse doctorat, École des Mines de Paris, 2007.
- [35] RITCHIE S., STECKLER K., HAMINS A., CLEARY T., YANG J. et KASHIWAGI T., « The effect of sample size on the heat release rate of charring materials », *Fire Safety Science*, p. 177–188, 1997.
- [36] LAPLANCHE K., *Étude du comportement au feu des assemblages de structures bois : Approche expérimentale et modélisation*. Thèse doctorat, Université Blaise Pascal - Clermont II, 2006.
- [37] THOMAS G.C., *Fire resistance of light timber framed walls and floors*. Thèse doctorat, University of Canterbury, 1996.
- [38] JANSSENS M., « Thermo-physical properties of wood for pyrolysis models », (Australia), 1994.
- [39] FREDLUND B., *A model for heat and mass transfer in timber structure during fire : Theoretical, numerical and experimental study*. Thèse doctorat, Lund, Suede, 1988.

- [40] KNUDSON R.M., « Performance of structural wood members exposed to fire », *Forest Products Journal*, vol. 25, no. 2, 1975.
- [41] CLANCY P., *Time and probability of failure of timber framed walls in fire*. Thèse doctorat, Université de Technologie de Victoria, déc. 1999.
- [42] FOREST PRODUCT LABORATORY, *Wood Handbook : wood as an engineering material*. Centennial Edition éd., 2010.
- [43] MAKU T., « Studies on the heat conduction in wood », wood research, 1954.
- [44] JANSSENS M. et BRADFORD D., *Wood and wood products chapitre 7*. The Mc Graw-Hill Companies, Inc., 2004.
- [45] CIACCI T., GALGANO A. et DI BLASI C., « Numerical simulation of the electromagnetic field and the heat and mass transfer processes during microwave-induced pyrolysis of a wood block », *Chemical Engineering Science*, vol. 65, no. 65, p. 4117–4133, 2010.
- [46] THOEMEN H., IRLE M. et SERNEK M., *Wood based panels - an introduction for specialists*. Brunel University Press éd., 2010.
- [47] HUMPHREY P.E., *Physical aspects of wood particleboard manufacture*. Thèse doctorat, University of Wales, 1982.
- [48] KOLLMANN F. et COTE W., *Principles of wood science and technology*. Springer éd., 1968.
- [49] NATTERER J., SANDOZ J.L. et REY M., *Construction en bois- Matériaux, technologie et dimensionnement*, vol. 13 *du Traité de Génie Civil de l'École polytechnique fédérale de Lausanne*. Presses Polytechniques et Universitaires Romandes, 2011.
- [50] DIAS DE MORAES P., *Influence de la température sur les assemblages bois*. Thèse doctorat, Université Henri Poincaré, Nancy 1, 2003.
- [51] CARIOU J.P., *Caractérisation d'un matériau viscoélastique orthotrope : le bois*. Thèse doctorat, Université Bordeaux 1, 1987.
- [52] WEATHERWAX R. et STAMM A., « The coefficients of thermal expansion of wood and wood products », 1956.
- [53] MALHOTRA H.L., *Design of fire-resisting structures*. Surrey University Press éd., 1982.
- [54] TABADDOR M., « Thermal and mechanical finite element modeling of wood floor assemblies subjected to furnace exposure », 2008.
- [55] SAND U., SANDBERG J., LARFELDT J. et BEL FDHILA R., « Numerical prediction of the transport and pyrolysis in the interior and surrounding of dry and wet wood log. », no. 85, p. 1208–1224, 2008.
- [56] BROWN L.E., *An experimental and analytic study of wood pyrolysis*. Thèse doctorat, University of Oklahoma, 1972.
- [57] HANKALIN V., « On thermal properties of a pyrolysing wood particle », 2008.
- [58] GUPTA M., YANG J. et ROY C., « Specific heat and thermal conductivity of softwood bark and softwood char particles », p. 919–927, 2003.
- [59] GRONLI M.G., *A theoretical and experimental study of the thermal degradation of biomass*. Thèse doctorat, Norwegian University of Science and Technology, 1996.
- [60] KOUFOPANOS C.A., MASCHIO G. et LUCCHES A., « Kinetic modeling of the pyrolysis of biomass and biomass components », *Canadian Journal of Chemical Engineering*, vol. 67, p. 75–84, 1989.

- [61] LARFELDT J., LECKNER B. et MELAAEN M., « Modelling and measurements of heat transfer in charocal from pyrolysis of large wood particles », *Biomass and Bioenergy*, vol. 18, p. 507–514, 2000.
- [62] NAVI P. et HEGER F., *Comportement thermo-hydrromécanique du bois : Applications technologiques et dans les structures*. P U Polytec ROM, PPUR, 2005.
- [63] NF-EN-312, « Panneaux de particules : exigences », 2004.
- [64] NF-EN-310, « Panneaux à base de bois : détermination du module d'élasticité en flexion et de la résistance à la flexion », 1993.
- [65] NF-EN-319, « Panneaux de particules et panneaux de fibres : détermination de la résistance à la traction perpendiculaire aux faces du panneau », 1993.
- [66] NEMLI G., GEZER E., YILDIZ S., TEMIZ A. et AYDIN A., « Evaluation of the mechanical, physical properties and decay resistance of particleboard made from particles impregnated with pinus brutia bark extractives », *Bioresource Technology*, vol. 97, p. 2059–2064, nov. 2006.
- [67] BUCUR V., « Anisotropy characterization of structural flakeboards with ultrasonic methods », *Wood and Fiber Science*, vol. 3, no. 24, p. 337–346, 1992.
- [68] BUCUR V. et BOHNKE I., « Factors affecting ultrasonic measurements in solid wood », *Ultrasonics*, vol. 32, no. 5, 1994.
- [69] NAJAFI S.K., BUCUR V. et EBRAHIMI G., « Elastic constants of particleboard with ultrasonic technique », *Materials Letters*, no. 59, p. 2039–2042, 2005.
- [70] SCHAFFER E.L., « Structural fire design : Wood », rap. tech., U.S. Departement of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory, 1984.
- [71] NUBISSIE A., « Dynamical behavior of a wooden beam under mechanical loading and fire », *Materials and Design*, no. 32, p. 1331–1336, 2011.
- [72] BENICHOU N. et SULTAN M.A., « Fire resistance performance of lightweight wood-framed assemblies », *Fire Technology*, vol. 36, no. 3, p. 184–219, 2000.
- [73] LIE T.T., « Structural fire protection », Manuals and reports on engineering practice 78, American Society of Civil Engineers, 1992.
- [74] OSTMAN B.A.L., « Wood tensile strength at temperatures and moisture contents simulating fire conditions », *Wood Science and Technology*, no. 19, p. 103 – 116, 1985.
- [75] KONIG J. et WALLEIJ L., « Timber frame assemblies exposed to standard and parametric fires. part 2 : A design model for standard fire exposure », Rap. tech. 1 0001001, Stockholm, 2000.
- [76] VAN ZEELAND I.M., SAKINAS J.J. et MEHAFFEY J.R., « Compressive strength of lumber at high temperatures », *Fire and Materials*, no. 29, p. 71–90, 2005.
- [77] YOUNG S., *Structural modelling of plasterboard-clad, light timber-framed walls in fire*. Thèse doctorat, Victoria University of Technology, Victoria, Australia, 2000.
- [78] YOUNG S. et CLANCY P., « Compression mechanical properties of wood at temperatures simulating fire conditions », *Fire and Materials*, no. 25, p. 83–93, 2001.
- [79] YOUNG S. et CLANCY P., « Structural modelling of light-timber framed walls in fire », *Fire Safety Journal*, no. 36, p. 241–268, 2001.
- [80] KORKUT S. et HIZIROGLU S., « Effect of heat treatment on mechanical properties of hazelnut wood (*Corylus colurna* l.) », *Materials and Design*, vol. 30, p. 1853–1858, 2009.
- [81] SCHAFFER E.L., *Structural fire design : wood*. 1984.

- [82] MANRIQUEZ M.J. et MORAES P.D., « Influence of the temperature on the compression strength parallel to grain of parica », *Construction and Building Materials*, no. 24, p. 99–104, 2010.
- [83] DI BLASI C., « Multi-phase moisture transfer in the high-temperature drying of wood particles », *Chemical Engineering Science*, vol. 53, no. 2, p. 353–366, 1998.
- [84] FREDLUND B., « Modelling of heat and mass transfer in wood structures during fire », *Fire Safety Journal*, no. 20, p. 39–69, 1993.
- [85] DI BLASI C., « Modeling intra- and extra-particle processes of wood fast pyrolysis », *American Institute of Chemical Engineers*, vol. 48, no. 10, 2002.
- [86] PARK W.C., ATREYA A. et BAUM H., « Experimental and theoretical investigation of heat and mass transfer processes during wood pyrolysis », *Combustion and Flame*, no. 157, p. 481–494, 2010.
- [87] LAUTENBERGER C. et FERNANDEZ-PELLO C., « A model for the oxidative pyrolysis of wood », *Combustion and Flame*, no. 157, p. 1503–1513, 2009.
- [88] ORFAO J.J.M. et FIGUEIREDO J.L., « A simplified method for determination of lignocellulosic materials pyrolysis kinetics from isothermal thermogravimetric experiments », *Thermochimica Acta*, no. 380, p. 67–78, 2001.
- [89] DI BLASI C., BRANCA C., SPARANO S. et LA MANTIA B., « Drying characteristics of wood cylinders for conditions pertinent fo fixed-bed countercurrent gasification », *Biomass and Bioenergy*, no. 25, p. 45–58, 2003.
- [90] KONIG J., « Fire resistance of timber joist and load bearing wall frames », Rap. tech. I 9412071, Tratek, Stockholm, 1995.
- [91] NF-EN-789, « Méthodes d’essai : détermination des propriétés mécaniques des panneaux à base de bois », 2005.
- [92] NF-EN-13183-1, « Teneur en humidité d’une pièce de bois scié. partie 1 : Détermination par la méthode par dessiccation », 2002.
- [93] HOT-DISK, « Manuel d’utilisation : Hot disk thermal constants analyser, logiciel version 5.9 ».
- [94] LOG T. et GUSTAFSSON S.E., « Transient plane source (TPS) technique for measuring thermal transport properties of building materials », *Fire and Materials*, vol. 19, no. 1, 1995.
- [95] JANSSON R., « Measurement of thermal properties at elevated temperatures - brandforsk project 328-031 », research rapport, SP Swedish National Testing and Research Institute, 2004.
- [96] MINDEGUIA J.C., *Contribution expérimentale à la compréhension des risques d’instabilité thermique des bétons*. Thèse doctorat, Université de Pau et des Pays de l’Adour, 2009.
- [97] KILONEWTON SARL, « Techniques de corrélation d’images », 2009.
- [98] SUTTON M., ORTEU J.J. et SCHREIER H., *Image correlation for shape, motion and deformation measurements : Basic concepts, theory and applications*. Springer, 2009.
- [99] JCGM 100, « Évaluation des données de mesure - Guide pour l’expression de l’incertitude de mesure », 2008.
- [100] LE FICHOUX E., « Présentation et utilisation de CAST3M », 2011.
- [101] FOURIER J.B., *Théorie analytique de la chaleur*. Paris : Didot, 1822.
- [102] DREAN V., « Prise en compte d’un élément combustible en face avant du four V virtuel », Rap. tech. Interne EFECTIS France, 2011.

- [103] NF-EN-1991-1-2, « Eurocode 1 : actions sur les structures, partie 1-2 : actions générales - actions sur les structures exposées au feu », 2003.
- [104] CHARRAS T. et DI PAOLA F., « La procédure pasapas », 2011.
- [105] BUCUR V., « Dynamic elastic anisotropy and nonlinearity in wood and rock », *Ultra*, vol. 36, p. 813 – 824, 1997.
- [106] NF-EN-10088-2, « Acier inoxydable, partie 2 : conditions techniques de livraison des tôles et bandes en acier de résistance à la corrosion pour usage général », 2012.
- [107] E. I. et le STEEL CONSTRUCTION INSTITUTE, « Structures en acier inoxydable, guide de conception », 2006.
- [108] IBRAHIMBEGOVIC A., *Mécanique non linéaire des solides déformables : formulation théorique et résolution numérique par éléments finis*. Hermes Science Publication, 2006.
- [109] XAVIER J., OLIVEIRA M., MORAIS J. et PINTO T., « Measurement of the shear properties of clear wood by the arcan test », 2009.





# **Annexes**



# Annexe 1 : Utilisation du code de calcul par éléments finis CAST3M<sup>®</sup>

CAST3M<sup>®</sup> [13] est un logiciel de calcul par éléments finis développé au Département de Modélisation des Systèmes et Structures (DM2S) de la Direction de l'Énergie Nucléaire du Commissariat à l'Énergie Atomique et aux Énergies Alternatives (CEA). La mécanique est le champ d'application privilégié de CAST3M<sup>®</sup> mais ce code permet facilement d'effectuer des études en thermique, en mécanique des fluides, en électromagnétisme ou des couplages multi-physiques.

La particularité de ce code de calcul repose sur son fonctionnement modulaire ou de type « boîte à outils ». Le langage de programmation utilisé, le GIBIANE, permet à l'utilisateur de manier différents « Opérateurs » et « Directives » afin de réaliser des calculs numériques. De plus, ce principe de module et le langage associé permet à l'utilisateur de développer lui-même des procédures faisant appel aux opérateurs de bases du code. Ces procédures permettent la prise en compte de phénomènes ou de particularités propres à chaque cas d'étude. Cette adaptabilité du logiciel via des procédures personnalisées permet d'étudier un grand nombre d'aspects physiques (pyrolyses, transfert de masse, etc) auxquels un chercheur peut être confronté, une possibilité dont ne disposent pas tous les codes de calcul par éléments finis plus classiques [100].

## Résolution d'un calcul thermique

Le logiciel CAST3M<sup>®</sup> permet de réaliser la totalité d'une étude par éléments finis en intégrant à la fois le maillage du système, la définition des modèles mathématiques, une résolution linéaire ou non-linéaire du problème et l'analyse des résultats par post-traitement. Plus de détails ainsi que des présentations et des exemples de code de calcul sont disponibles sur le site du logiciel<sup>3</sup> [13].

Le code de calcul CAST3M<sup>®</sup> sera employé pour prendre en compte les phénomènes de dégradation thermique propres aux matériaux cellulosiques ainsi que le comportement multi-physique fortement non-linéaire qu'est le comportement thermomécanique de matériaux cellulosiques lors d'un essai de résistance au feu.

L'équation 3.1 est résolue par la méthode de Galerkin [108] [104] en intégrant une fonction arbitraire continue de la température  $\theta$  sur l'ensemble du domaine  $\Omega$  telle que :

$$\int_{\Omega} \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} \theta dV + \int_{\Omega} \text{div}(q) \theta dV = \int_{\Omega} r \theta dV \quad (i)$$

---

3. <http://www-cast3m.cea.fr>

En intégrant par parties la seconde intégrale de l'équation i et en désignant par  $n$  la normale à la frontière du domaine, on obtient :

$$\int_{\Omega} \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} \theta dV - \int_{\Omega} q \cdot \text{grad}(\theta) dV + \int_{\partial\Omega} q \cdot n \cdot \theta dS = \int_{\Omega} r \theta dV \quad (\text{ii})$$

L'intégrale de surface peut ensuite s'écrire comme la somme de quatre termes définissant les conditions aux limites appliquées au système  $\Omega$  :

$$\int_{\partial\Omega} q \cdot n \cdot \theta dS = \underbrace{\int_{\partial\Omega_T} -\lambda \cdot \text{grad}(T) \cdot n \cdot \theta dS}_{\text{Température imposée}} + \underbrace{\int_{\partial\Omega_C} q_{conv} \theta dS}_{\text{Convection}} + \underbrace{\int_{\partial\Omega_R} q_{rad} \theta dS}_{\text{Rayonnement}} + \underbrace{\int_{\partial\Omega_Q} q_0 \cdot n \cdot \theta dS}_{\text{Flux imposé}} \quad (\text{iii})$$

- L'intégrale sur  $\partial\Omega_T$  correspond à la condition aux limites de type Dirichlet,
- L'intégrale sur  $\partial\Omega_C$  correspond au transfert thermique par convection décrit par la loi de Newton :  $q_{conv} = h(T_g - T_s)$ , avec :
  - $q_{conv}$  la densité de flux de chaleur d'origine convective traversant la surface  $S$  ( $\text{W}/\text{m}^2$ ),
  - $h$  le coefficient d'échange convectif ( $\text{W}/\text{m}^2\text{K}$ ),
  - $T_g$  la température extérieure ( $^{\circ}\text{C}$ ),
  - $T_s$  la température de surface ( $^{\circ}\text{C}$ ).
- L'intégrale sur  $\partial\Omega_R$  correspond au transfert thermique par rayonnement en milieu infini :  $q_{rad} = \epsilon \sigma (T_g^4 - T_s^4)$ , avec :
  - $q_{rad}$  la densité de flux de chaleur d'origine radiative traversant la surface  $S$  ( $\text{W}/\text{m}^2$ ),
  - $\epsilon$  le coefficient d'émissivité de la surface (-),
  - $\sigma$  la constante de Stefan-Boltzmann égale à  $5,67 \cdot 10^{-8} \text{W}/\text{m}^2 \cdot \text{K}^4$ ,
  - $T_g$  la température extérieure ( $^{\circ}\text{C}$ ),
  - $T_s$  la température de surface ( $^{\circ}\text{C}$ ).
- L'intégrale sur  $\partial\Omega_Q$  correspond à la condition aux limites de type flux imposé avec  $q_0$  la densité de flux imposée.

En intégrant l'équation iii dans l'équation ii, on obtient alors l'équation de Fourier en fonction des différentes conditions aux limites applicables au système  $\Omega$ .

$$\int_{\Omega} \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} \theta dV + \int_{\Omega} \lambda \cdot \text{grad}(T) \cdot \text{grad}(\theta) dV = \int_{\Omega} r \theta dV - \int_{\partial\Omega_C} h(T_g - T_s) \theta dS - \int_{\partial\Omega_R} \epsilon \sigma (T_g^4 - T_s^4) \theta dS - \int_{\partial\Omega_Q} q_0 \cdot n \cdot \theta dS \quad (\text{iv})$$

La solution analytique de l'équation iv est généralement inaccessible. Une solution approchée est donc recherchée par une méthode numérique : la méthode des éléments finis. Le domaine  $\Omega$  est alors discrétisé dans le but d'évaluer les inconnues de l'équation en tout point de l'espace par interpolation entre les valeurs nodales.

## Méthode de résolution thermique

Le logiciel CAST3M<sup>®</sup> permet de résoudre des problèmes thermiques transitoires non-linéaires (équation iv). Deux méthodes de résolution sont proposées : la thêta-méthode à un pas de temps et la méthode Dupont à deux pas de temps [104].

### Thêta-méthode à un pas de temps

La thêta-méthode consiste à résoudre l'équation différentielle de premier ordre iv qui est préalablement mise sous la forme du système matriciel suivant :  $C.\dot{T} + K.T = Q$  où C représente la matrice de capacité, K la matrice de conduction et Q la matrice de densité de chaleur. Cette équation est traduite par l'équation suivante, en fonction d'un coefficient de relaxation  $r$  :

$$\frac{1}{\Delta t} C^* (T^{n+1} - T^n) + K^* (rT^{n+1} + (1-r)T^n) = Q^* \quad (v)$$

Avec

- $T^{n+1}$  le vecteur température au pas de temps n+1,
- $T^n$  le vecteur température au pas de temps n,
- $\Delta t$  le pas de temps,
- $r$  le coefficient de relaxation ( $0 \leq r \leq 1$ ).

L'exposant \* signifie que les matrices et le second membre sont évalués à l'aide du coefficient de sous-relaxation  $b$  ( $0 \leq b \leq 1$ ) :

- Soit en fonction de la température  $T^* = bT^{n+1} + (1-b)T^n$ ,
- Soit en fonction du temps  $t^* = bt^{n+1} + (1-b)t^n$ .

Les critères de stabilité de la méthode de résolution selon le paramètre de relaxation  $r$  sont présentés dans le tableau A1.1.

$r = 0$	$r = 1/2$ (CRANK-NICOLSON)	$r = 1$
Schéma explicite ordre 2 en espace ordre 1 en temps condition de stabilité : $\frac{\Delta t}{(\Delta x)^2} \leq \frac{1}{2}$	Schéma implicite ordre 2 en espace ordre 2 en temps marginale stable	Schéma implicite pur ordre 2 en espace ordre 1 en temps inconditionnellement stable

$0 < r < 1/2$	$1/2 < r < 1$
Schéma implicite ordre 2 en espace ordre 1 en temps condition de stabilité : $\frac{\Delta t}{(\Delta x)^2} \leq \frac{1}{2(1-2r)}$	Schéma implicite ordre 2 en espace ordre 1 en temps inconditionnellement stable

Tableau A1.1 : Caractéristiques du schéma de résolution selon la thêta-méthode en fonction des valeurs de  $r$  [104].

## Méthode Dupont à deux pas de temps

La méthode Dupont consiste à résoudre l'équation différentielle  $C.\dot{T} + K.T = Q$  à l'aide de deux pas de temps :

– Premier pas de temps

$$\frac{1}{\Delta t} C^* (T^n - T^0) + K^* (rT^n + (1-r)T^0) = Q^* \quad (\text{vi})$$

– Second pas de temps

$$\frac{1}{\Delta t} C^* (T^{n+1} - T^n) + K^* ((0,5+a)T^{n+1} - (2a-0,5)T^n - aT^{n-1}) = Q^* \quad (\text{vii})$$

Avec

- a le paramètre de relaxation Dupont ( $0 \leq a \leq 1$ ). Pour  $a = 0$ , on retrouve le schéma de Crank-Nicolson,
- $T^0$  la température initiale,
- $T^n$  la température calculée au premier pas.

## Résolution d'un problème mécanique

La résolution d'un problème mécanique dans le cas d'un matériau élastique revient à résoudre la loi de Hooke généralisée où  $[\sigma]$  et  $[\varepsilon]$  sont respectivement la matrice des contraintes et la matrice des déformations et  $[E]$  la matrice de raideur en fonction des coefficients élastiques du matériau.

$$[\sigma] = [E][\varepsilon] \quad (\text{viii})$$

La définition de la loi de comportement et des conditions aux limites mécaniques permet ainsi de déterminer la matrice de raideur du matériau incluse dans  $[E]$ . À ces équations, il convient d'ajouter les conditions de chargement mécanique ou thermique qui auront pour conséquence d'entraîner des déplacements.

La résolution du problème linéaire consiste alors à déterminer les déplacements aux nœuds du maillage. La matrice de déplacement étant connue, il est possible de remonter aux déformations engendrées par le chargement extérieur. Ces déformations sont calculées aux nœuds de proche en proche (i,j) à l'aide de l'équation ix.

$$\varepsilon_{ij}^E = \frac{1}{2}(u_{i,j} + u_{j,i}) \quad (\text{ix})$$

Il est alors possible de remonter à la matrice de déformation globale  $[\varepsilon]_n$  puis de calculer la nouvelle matrice des contraintes  $[\sigma]_n$ .

Dans le cas particulier d'un calcul thermomécanique, le comportement du matériau n'est plus considéré comme linéaire dans le temps suite à la variation du gradient thermique au sein du matériau. La matrice de raideur  $[E]$  est alors recalculée à chaque pas de temps en prenant en compte la variation des constantes élastiques en fonction de la température. De plus, des déformations thermiques  $\varepsilon_{th}$  sont à prendre en compte. Elles sont calculées en fonction des coefficients de dilatation thermique du matériau  $\alpha_i$  tel que :

$$\varepsilon_{th} = \alpha_i \cdot \Delta T \quad (x)$$

La résolution de ce problème mécanique par éléments finis dans CAST3M® [104] revient à résoudre un système linéaire d'équations selon la méthode des multiplicateurs de LAGRANGE avec comme inconnue la matrice de déplacement  $\underline{U}$  dans  $\mathbb{R}^n$  :

$$\begin{cases} \underline{K} \cdot \underline{U} = \underline{F} \\ \underline{B} \cdot \underline{U} = \underline{U}_0 \end{cases} \quad (xi)$$

Avec

- $\underline{K}$  : la matrice de raideur,
- $\underline{U}$  : les déplacements aux nœuds,
- $\underline{F}$  : les forces équivalentes aux nœuds,
- $\underline{B}$  : la matrice des blocages,
- $\underline{U}_0$  : les valeurs des déplacements imposés.

On recherche alors à minimiser une fonction objectif  $F(\underline{U})$  qui est fonction des déplacements aux nœuds tel que :

$$F(\underline{U}) = \frac{1}{2} {}^t \underline{U} \cdot \underline{K} \cdot \underline{U} - {}^t \underline{U} \cdot \underline{F} \quad (xii)$$

L'équation xii représente la différence entre le travail des efforts intérieurs et le travail des efforts extérieurs. Les contraintes sur la matrice de déplacement  $\underline{U}$  sont directement obtenues à partir de la seconde équation de xi par :

$$\underline{B} \cdot \underline{U} - \underline{U}_0 = \underline{0} \quad (xiii)$$

L'application du théorème de LAGRANGE assure l'existence d'un vecteur de réels  $\underline{\Lambda}$  tel que :

$$\begin{cases} \underline{K} \cdot \underline{U} - \underline{F} + {}^t \underline{B} \underline{\Lambda} = \underline{0} \\ \underline{B} \cdot \underline{U} - \underline{U}_0 = \underline{0} \end{cases} \quad (xiv)$$

La résolution de l'équation xii se ramène ainsi à la détermination du couple  $(\underline{U}, \underline{\Lambda})$  tel que :

$$\begin{bmatrix} \underline{K} & {}^t \underline{B} \\ \underline{B} & \underline{0} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \underline{U} \\ \underline{\Lambda} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \underline{F} \\ \underline{U}_0 \end{bmatrix} \quad (xv)$$

La résolution d'un problème mécanique non linéaire dans CAST3M<sup>®</sup> est effectuée par la procédure de résolution UNPAS [104], sur un pas de temps.

## Modélisation du blocage des jeux : procédure sur CAST3M<sup>®</sup>

Lors d'un essai de résistance au feu sur un bloc-porte en bois, le cintrage du vantail engendre des blocages par contact entre ce-dernier et l'huissierie du bloc-porte. Ces contacts vont modifier d'une part le transfert thermique au niveau des zones de contact et d'autre part le champ de contrainte du vantail. Il est donc nécessaire de prendre en compte le blocage des jeux de fonctionnement d'un bloc-porte lors de la simulation d'un essai de résistance au feu.

La procédure décrite ci-dessous permet de prendre en compte ces blocages tout en mettant à jour le transfert thermique par convection, rayonnement et conduction lorsque cela s'avère nécessaire. La procédure est réalisée en deux étapes à savoir, 1/ le blocage des jeux de fonctionnement et 2/ la mise à jour des températures.

### Étape 1 : Blocage des jeux de fonctionnement

Le blocage d'un jeu de fonctionnement est possible dans CAST3M<sup>®</sup> [13] grâce à des opérateurs spécifiques au code de calcul. Le blocage est réalisé par l'intermédiaire des opérateurs "RELA" et "JEU". Le premier opérateur a pour rôle de créer une raideur  $k$  entre les nœuds des solides A et B. Cette raideur est associée aux coordonnées des solides et à une relation linéaire de type :

$$F = k \cdot \Delta l \quad (\text{xvi})$$

Avec  $F$  la force en N et  $\Delta l$  la déformation

Le second opérateur "JEU" permet de calculer un second membre correspondant aux forces induites lors d'un contact au niveau des surfaces de jeu entre les solides A et B. Ces forces sont ensuite ajoutées à la matrice de résolution mécanique pour déterminer l'équilibre des efforts.

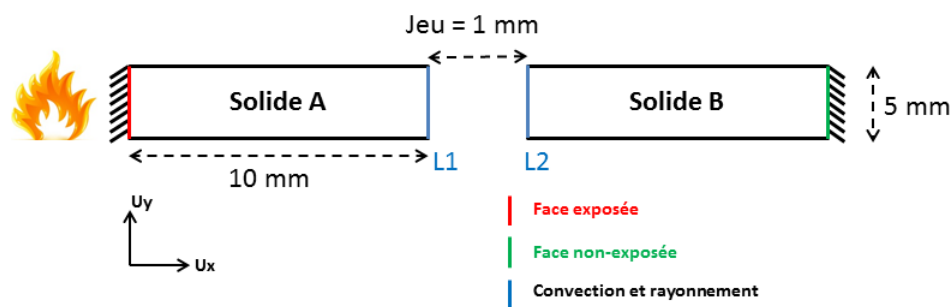


Figure A1.1 : Schématisation du blocage d'un jeu de fonctionnement dans CAST3M<sup>®</sup>.

### Étape 2 : Mise à jour des températures

Suite à la prise en compte d'un jeu de fonctionnement lors d'un calcul thermomécanique entre deux solides, il est nécessaire de mettre à jour le transfert thermique afin de créer un échange thermique entre les dits solides qui entrent en contact.



Une procédure thermique a donc été développée pour permettre la mise à jour des températures entre les solides A et B en prenant en compte les échanges par convection et rayonnement lorsqu'il n'y a pas contact et par conduction lors d'un contact.

Cette procédure est incluse dans la procédure thermique "CHARTHER" déjà implémentée dans CAST3M® [104] [100]. Son fonctionnement se déroule selon deux étapes principales à savoir la mise à jour de la température par : 1) convection et rayonnement et 2) conduction.

Le raisonnement se base sur une hypothèse principale :

**Hypothèse 1** : Les échanges par convection et rayonnement entre les surfaces des solides A et B sont toujours présents. Dans le cas d'un contact entre des nœuds, la conduction thermique prend le pas sur les phénomènes convectifs et radiatifs.

La première partie de la procédure concerne la mise à jour des températures entre les deux solides par convection et rayonnement. Le principe consiste à imposer des échanges par convection et rayonnement aux lignes  $L_1$  et  $L_2$  avec des températures moyennes de surface qui sont recalculées à chaque pas de temps. La ligne  $L_1$  effectuera donc un échange thermique avec une température à l'infinie qui n'est autre que la moyenne des températures mesurées sur  $L_2$  et réciproquement.

Nous venons ensuite ajouter à la table de chargement « WTAB.CHARGEMENT » de la procédure de résolution de « PAS-A-PAS » les nouveaux chargements convectifs et radiatifs qui viennent d'être créés.

La seconde partie de la procédure concerne la conduction thermique, réalisée nœuds par nœuds, entre les lignes  $L_1$  et  $L_2$  des solides A et B (figure A1.1). Cette partie se décompose en huit sous-étapes et fonctionne de la manière suivante, dans le cas où  $L_1$  se déplace vers  $L_2$  :

1. On extrait les coordonnées initiales des lignes  $L_1$  et  $L_2$ ,
2. On extrait les déplacements de chaque nœud des lignes  $L_1$  et  $L_2$ ,
3. On détermine les nœuds «  $n_1$  » de  $L_1$  qui sont en contact avec des nœuds de  $L_2$ . Pour cela on vérifie la relation d'égalité suivante :

$$\text{Contact si : } (abscisse L_2 + \text{déplacement } L_2) - (abscisse L_1 + \text{déplacement } L_1) \leq \text{Critère de distance} \quad (\text{xvii})$$

4. On vérifie alors le critère de distance qui est un nombre proche de zéro.
5. On projette ensuite les nœuds en contact «  $n_1$  » sur  $L_2$  pour obtenir les nœuds face à face «  $n_2$  »,
6. On crée une condition aux limites de type égalité de température avec l'opérateur « RELA » entre les nœuds «  $n_1$  » et «  $n_2$  »,
7. On crée une table de type conduction thermique associée à cette nouvelle condition aux limites,

8. On ajoute cette table de conduction thermique à la table de résolution grâce à la fonction "ADDI\_MATRICE" disponible dans "CHARTHER".

La figure A1.2 montre un exemple de résultats obtenus lors de l'utilisation de cette procédure sur la cas présenté sur la figure A1.1. Nous observons clairement un changement de la température du solide A lorsqu'il entre en contact avec le solide B.

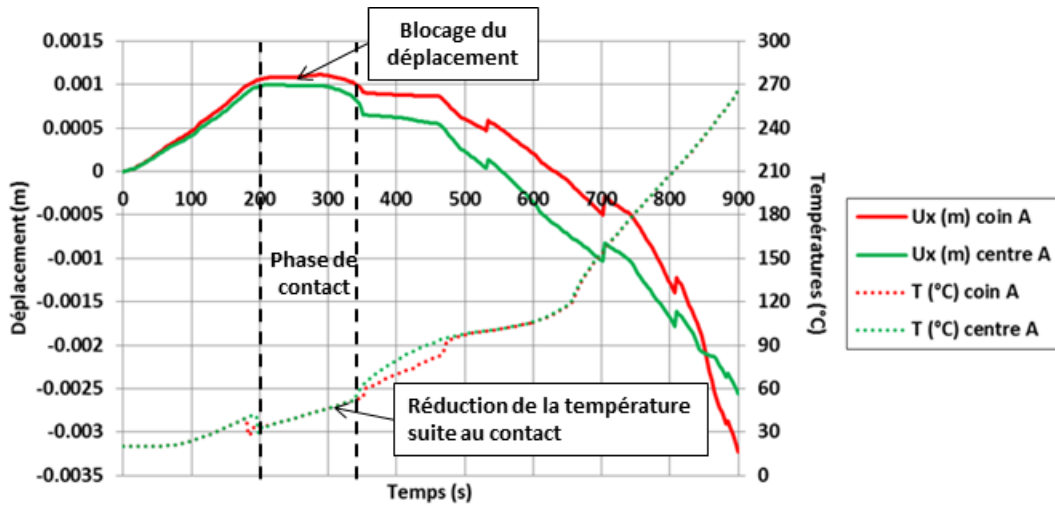


Figure A1.2 : Exemple de résultats lors de l'utilisation de la procédure de blocage des jeux de fonctionnement.

## Annexe 2 : Mesure de la déformation thermique de l'aggloméré de lin

Les figures A2.1 à A2.4 présentent l'ensemble des courbes de déformation thermique en fonction de la température pour les essais de caractérisation des coefficients de dilatation thermique de l'aggloméré de lin. Ces essais ont été réalisés dans le plan et hors plan sur des échantillons sec et humide (8 % de teneur en eau). Nous remarquons que les mesures effectuées pour chaque couple orientation - teneur en eau sont relativement bien répétables.

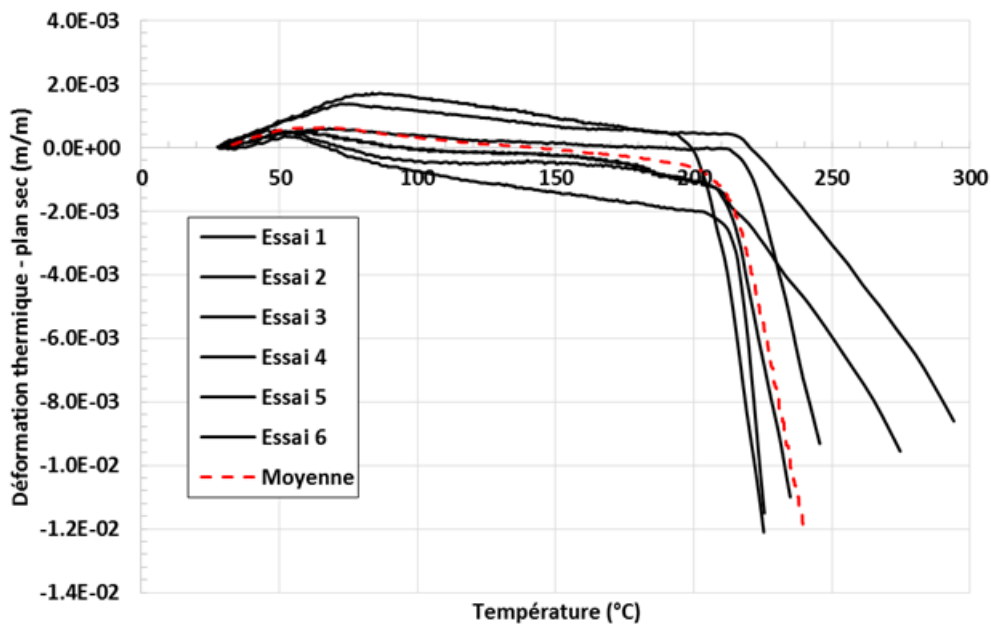


Figure A2.1 : Déformations thermiques dans le plan en fonction de la température pour des échantillons d'aggloméré de lin sec (positif = dilatation).

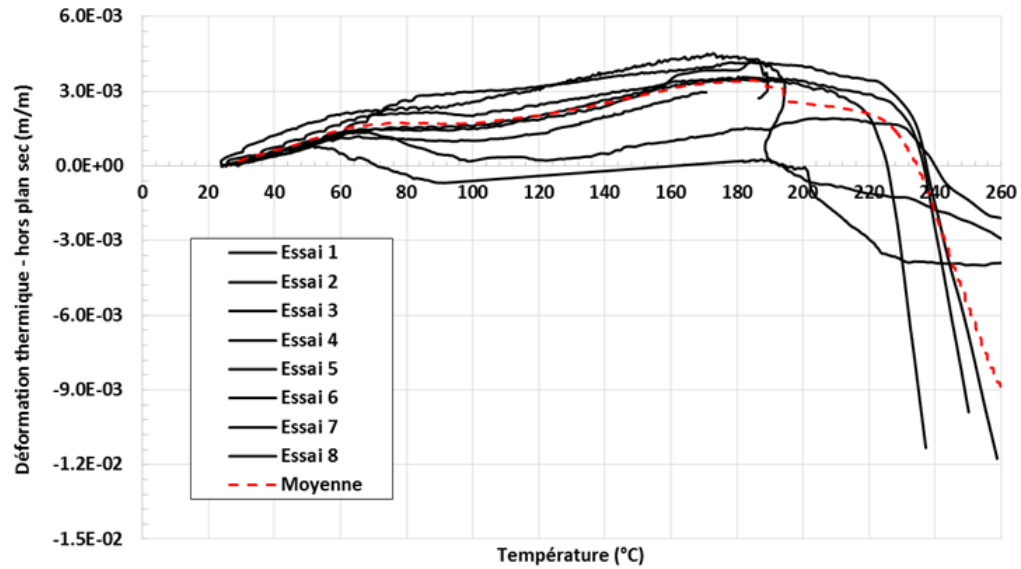


Figure A2.2 : Déformations thermiques hors plan en fonction de la température pour des échantillons d'aggloméré de lin sec (positif = dilatation).

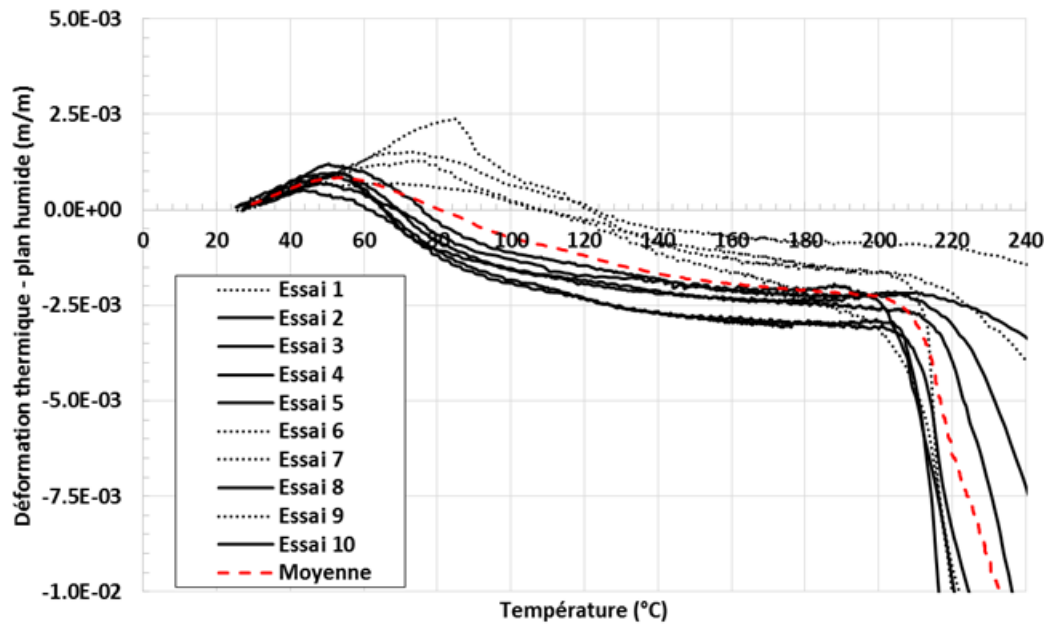


Figure A2.3 : Déformations thermiques dans le plan en fonction de la température pour des échantillons d'aggloméré de lin à 8 % de teneur en eau (positif = dilatation).

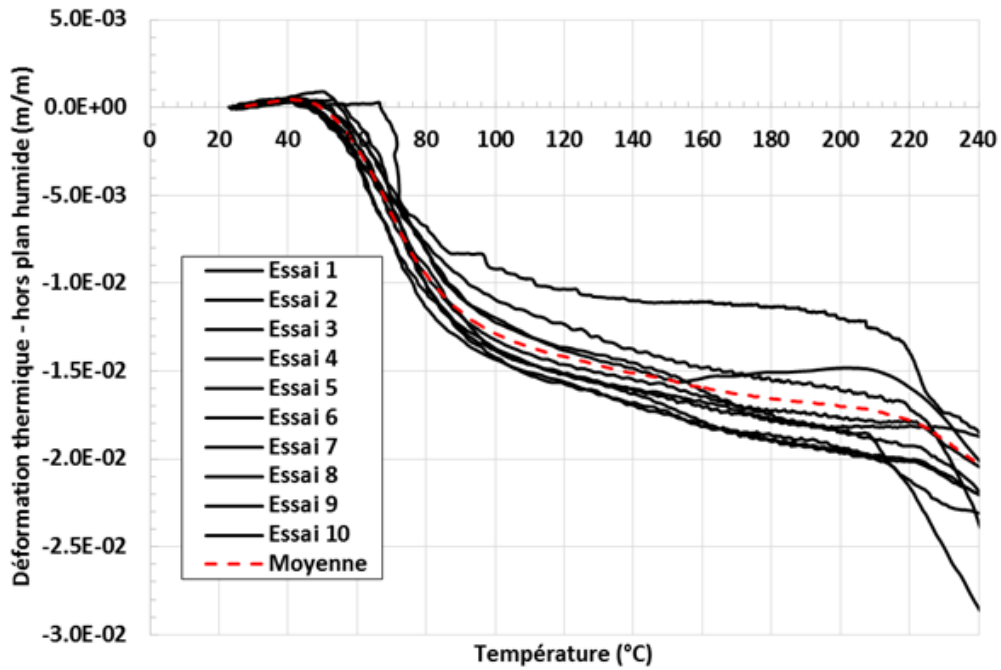


Figure A2.4 : Déformations thermiques hors plan en fonction de la température pour des échantillons d'aggloméré de lin à 8 % de teneur en eau (positif = dilatation).

Les figures A2.5 et A2.6 présentent les températures mesurées au centre des échantillons d'agglomérés de lin pour deux cas de mesure : les mesures sur échantillons à 8 % de teneur en eau dans le plan du panneau et les échantillons secs hors plan du panneau.

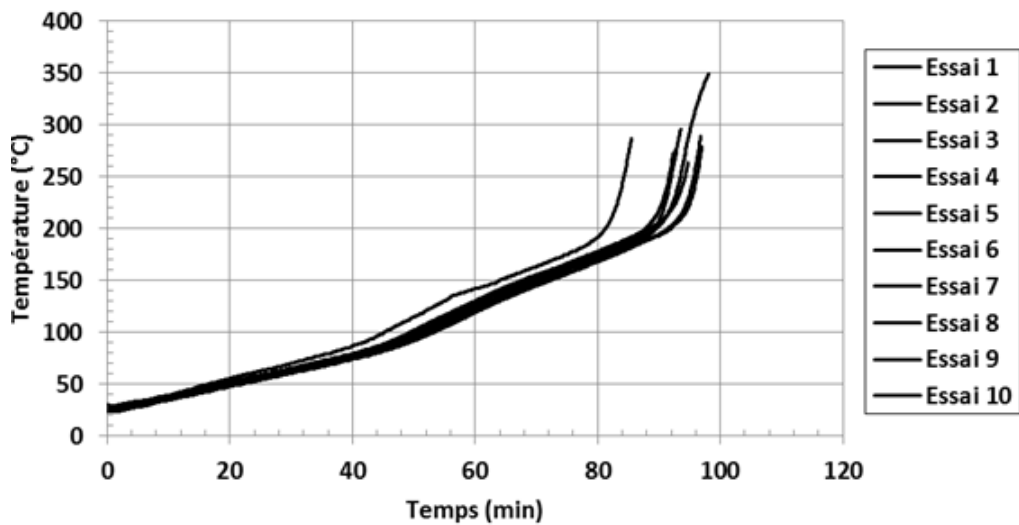


Figure A2.5 : Températures mesurées au centre des échantillons d'aggloméré de lin à 8 % de teneur en eau lors de la mesure de la déformation thermique dans le plan.

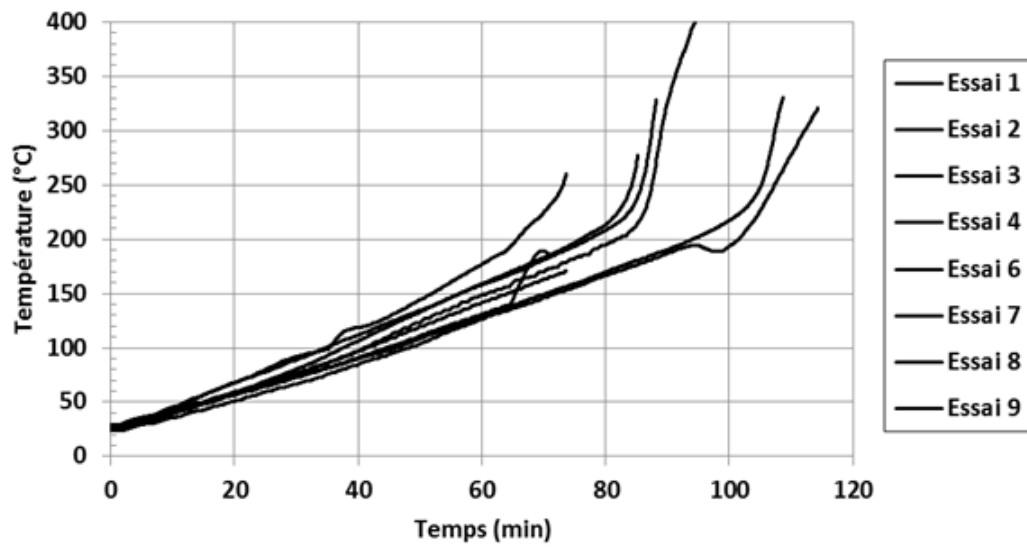


Figure A2.6 : Températures mesurées au centre des échantillons d'aggloméré de lin sec lors de la mesure de la déformation thermique hors plan.

## Annexe 3 : Dispositifs expérimentaux de l'essai à grande échelle

Les figures A3.1 à A3.5 présentent les plans utilisés pour l'essai à grande échelle sur le four de résistance au feu de dimension 3 x 3 m<sup>2</sup>. L'instrumentation en déplacement et en température du panneau d'aggloméré de lin fixé sur paumelles est présenté sur les figures A3.4 et A3.5.

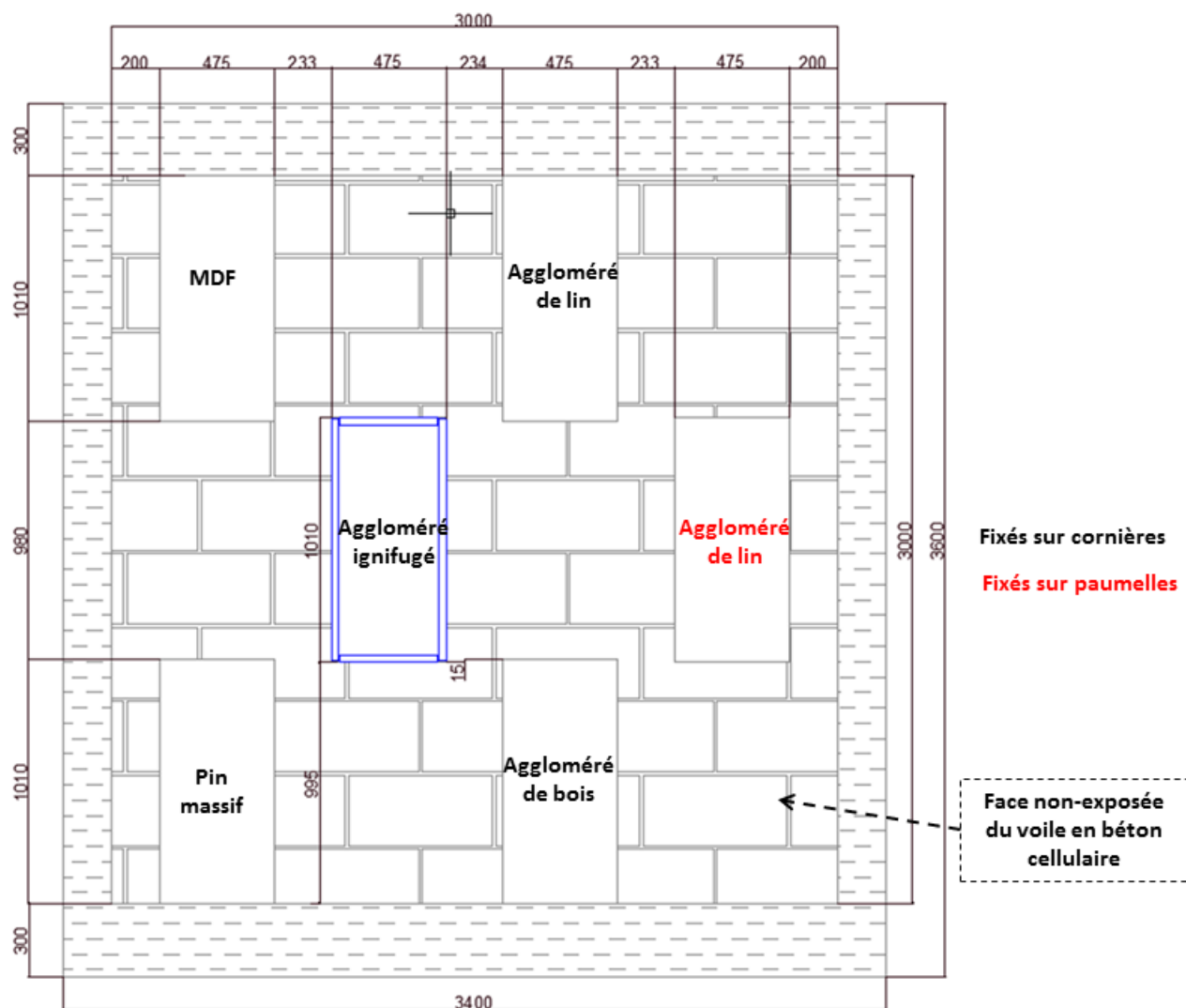


Figure A3.1 : Plan de la face non-exposée du four de résistance au feu pour l'essai à grande échelle sur six panneaux de bois.

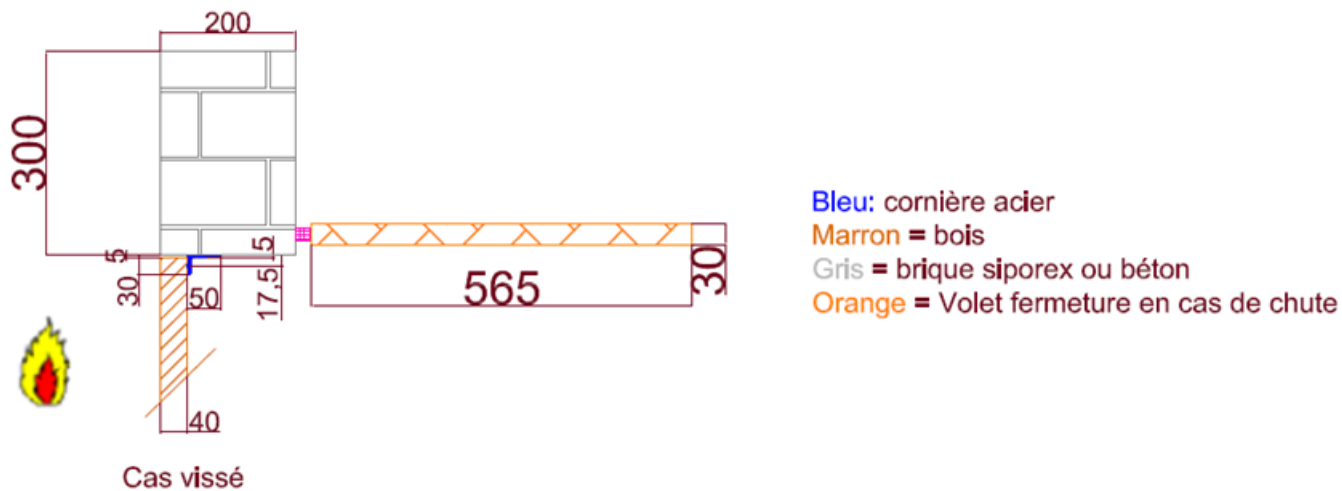


Figure A3.2 : Plan de montage pour un panneau fixé sur cornières.

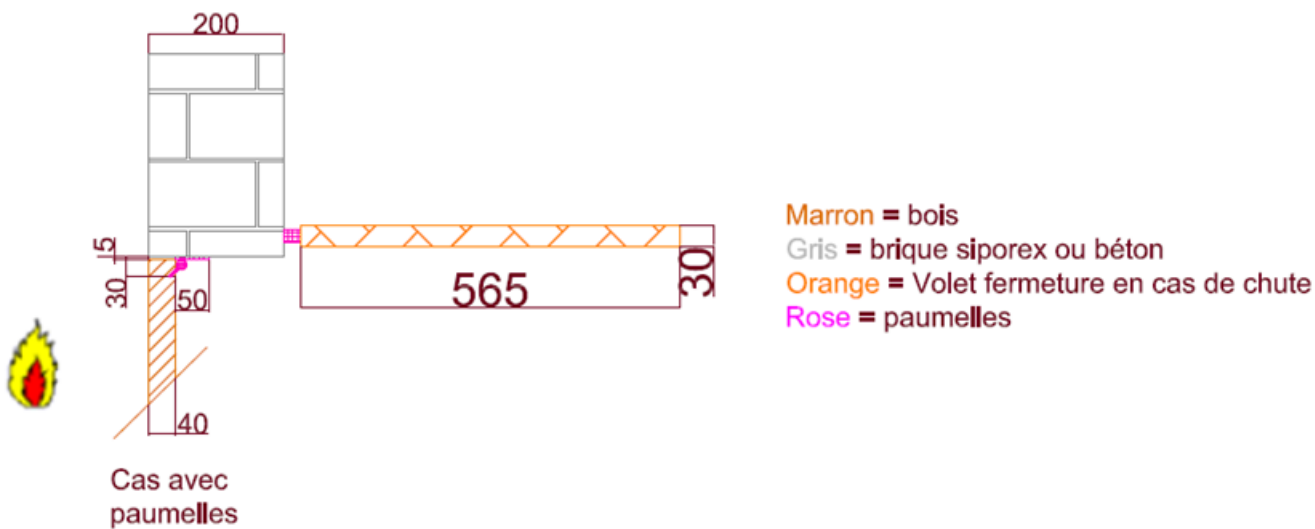


Figure A3.3 : Plan de montage pour le panneau d'aggloméré de lin fixé sur paumelles.



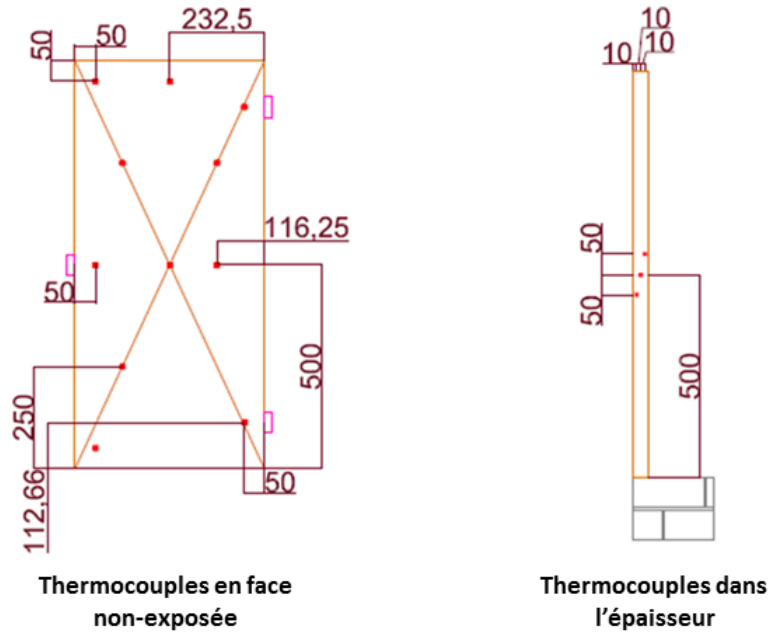


Figure A3.4 : Position des thermocouples lors de l'essai à grande échelle pour l'aggloméré de lin fixé sur paumelles.

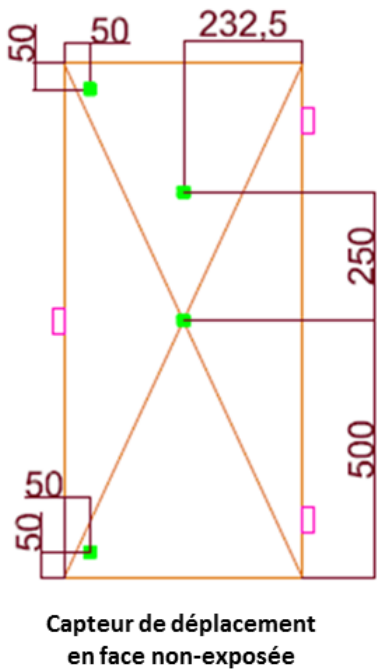


Figure A3.5 : Position des thermocouples lors de l'essai à grande échelle pour l'aggloméré de lin fixé sur paumelles.

# Annexe 4 : Optimisation du maillage pour les simulations de transfert thermique sur de l'aggloméré de lin

Dans le but de réduire les temps de calcul lors de la simulation d'un transfert thermique, une étude d'optimisation du maillage des panneaux d'aggloméré de lin a été réalisée. Cette étude consiste à modifier les dimensions des mailles suivant l'épaisseur du panneau. Pour cela différents maillages ont été testés :

1. des maillages en une partie avec des tailles de maille constantes dans l'épaisseur,
2. des maillages divisés en deux parties, avec des tailles de maille constantes sur chacune des parties,
3. des maillages divisés en trois parties, avec des tailles de maille constantes sur chacune des parties.

Cette étude de maillage a été réalisée dans les mêmes conditions aux limites thermiques que lors de la simulation de l'aggloméré de lin présentée dans la section 3.5.2 b).

La figure A4.1 présente une comparaison des températures simulées à 8 mm et 33,5 mm de la face exposée pour un maillage en une partie selon quatre configurations de taille de maille différentes :

- 0,45 mm (cas 1),
- 0,22 mm (cas 2),
- 0,17 mm (cas 3)
- 0,12 mm (cas 4).

Nous remarquons que le maillage est optimisé dès le cas 3 soit pour des mailles constantes de 0,17 mm d'épaisseur.

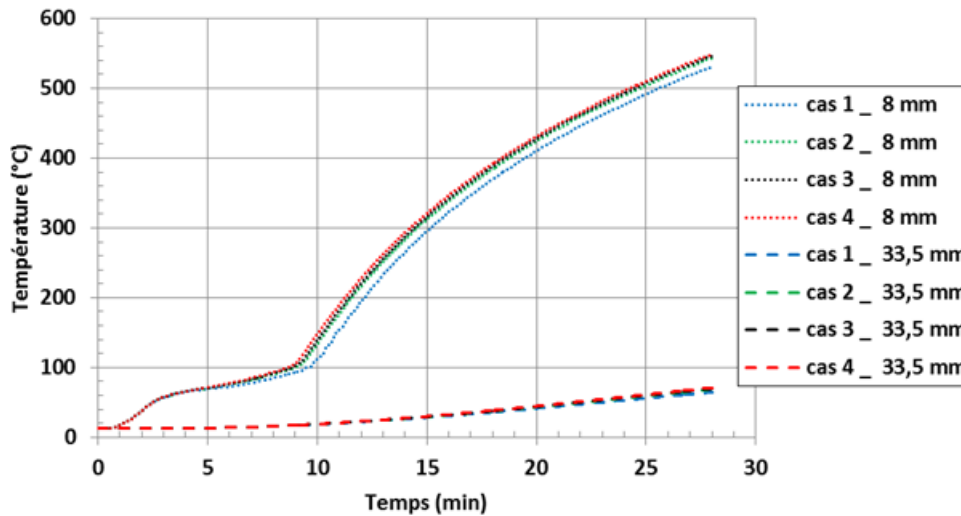


Figure A4.1 : Résultats des températures prédits à 8 mm (traits points) et 33,5 mm (traits pointillés) de la face exposée pour des tailles de maille allant de 0,45 mm à 0,12 mm.

La figure A4.3 présente une comparaison des températures simulées à 8 mm et 33,5 mm de la face exposée pour un maillage divisé en deux parties (voir figure A4.2) pour quatre configurations différentes. Le premier cas correspond au cas 3 de la figure A4.1. Les dimensions des mailles selon les différentes configurations sont présentées dans le tableau A4.1.

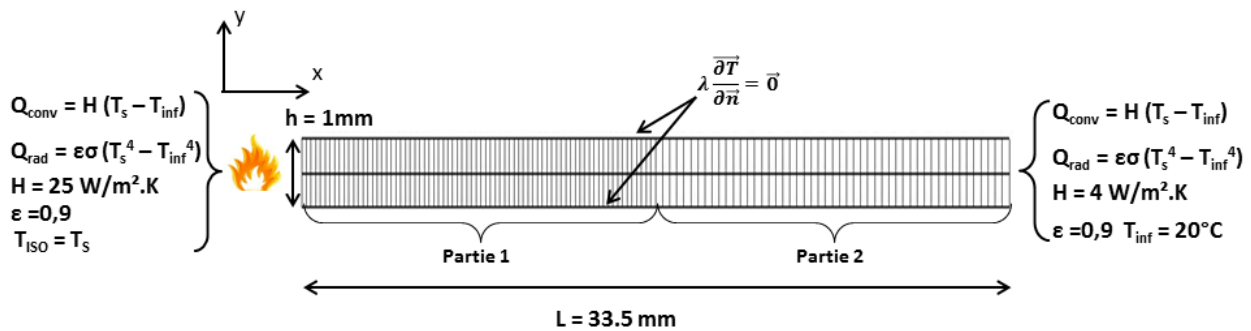


Figure A4.2 : Maillage et conditions aux limites thermiques dans le cas d'un maillage en deux parties.

Configurations	Dimension partie 1 (FE)	Dimension partie 2 (FNE)	Nombre de nœud dans l'épaisseur
Cas 1	0,17 mm	0,17 mm	201
Cas 2	0,17 mm	0,22 mm	176
Cas 3	0,17 mm	0,67 mm	126
Cas 4	0,34 mm	0,22 mm	126

Tableau A4.1 : Dimensions de maille utilisées dans le cas d'un maillage en deux parties selon les différentes configurations.

Les résultats montrent que le cas 2 est similaire au cas 1. Cela équivaut à une réduction du nombre de nœuds dans l'épaisseur de 201 à 176. En comparant les résultats des cas 3 et 4, nous remarquons que,

pour un même nombre de nœud donné, les résultats sont meilleurs lorsque la partie la plus maillée se trouve proche de la face exposée. Les résultats sont ainsi meilleurs pour le cas 3 vis-à-vis du cas 4.

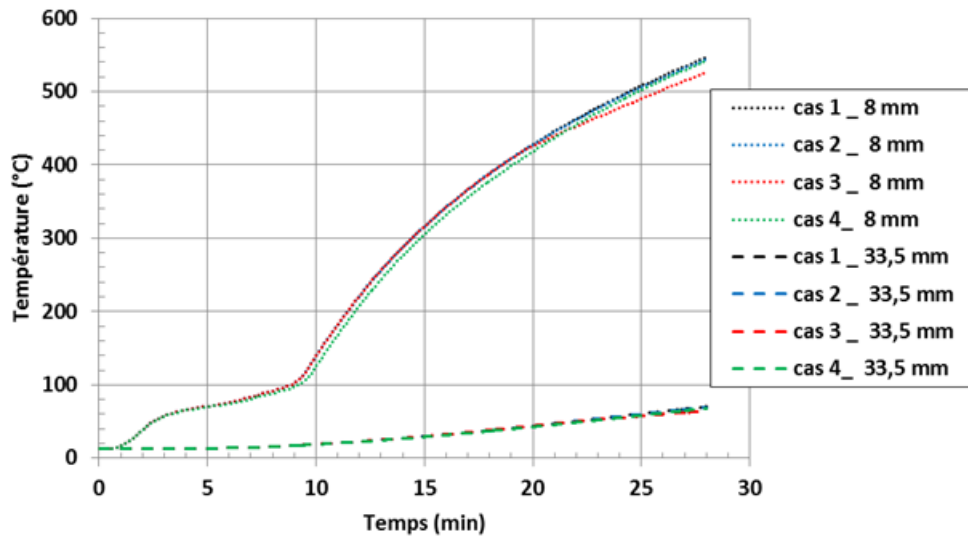


Figure A4.3 : Résultats des températures prédits à 8 mm (traits points) et 33,5 mm (traits pointillés) de la face exposée pour différents maillages en deux parties.

La figure A4.5 présente une comparaison des températures simulées à 8 mm et 33,5 mm de la face exposée pour un maillage divisé en trois parties (voir figure A4.4) pour quatre configurations différentes. Le premier cas correspond au cas 3 de la figure A4.1. Les dimensions des mailles selon les différentes configurations sont présentées dans le tableau A4.2.

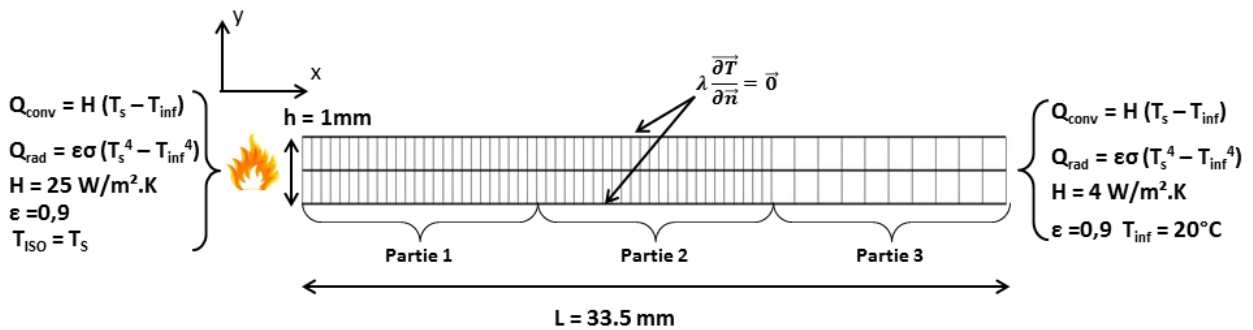


Figure A4.4 : Maillage et conditions aux limites thermiques dans le cas d'un maillage en trois parties.

Configurations	Dimension partie 1 (FE)	Dimension partie 2 (centre)	Dimension partie 3 (FNE)	Nombre de nœud dans l'épaisseur
Cas 1	0,17 mm	0,17 mm	0,17 mm	201
Cas 2	0,17 mm	0,25 mm	0,51 mm	133
Cas 3	0,19 mm	0,28 mm	0,56 mm	121
Cas 4	0,22 mm	0,32 mm	0,56 mm	106

Tableau A4.2 : Dimensions de maille utilisées dans le cas d'un maillage en trois parties selon les différentes configurations.

Les résultats montrent que les quatre cas sont similaires. Il est donc possible de réduire le nombre de nœud de 201 à 106 dans l'épaisseur du panneau d'aggloméré de lin en adaptant correctement le maillage (découpage en trois parties). Cette réduction par presque deux du nombre de nœud permet de réduire considérablement les temps de calcul lors de la résolution d'un transfert thermique.

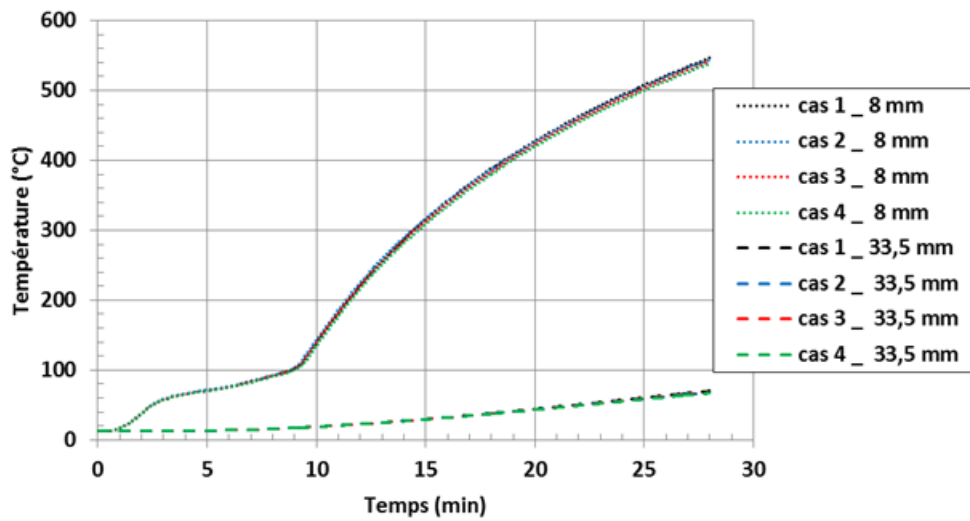


Figure A4.5 : Résultats des températures prédits à 8 mm (traits points) et 33,5 mm (traits pointillés) de la face exposée pour différents maillages en trois parties.

# Annexe 5 : Méthode VIRGILE

## Introduction

L'objectif principal de notre étude est de fournir un outil numérique permettant de retranscrire le comportement thermomécanique de matériaux celluloses lors d'un essai de résistance au feu. Cet outil est développé dans le cadre du projet VIRGILE dont le but est de reproduire un four virtuel de résistance au feu prenant en compte le comportement thermique au sein du four d'essai, le comportement thermomécanique du produit testé ainsi que l'interaction entre le produit et le four .

L'outil numérique, composé en partie du modèle thermomécanique présenté dans ce document, doit permettre de simuler un nombre important de configurations du produit étudié dans le but de mieux comprendre son comportement à haute température et de vérifier ses performances en termes de résistance au feu.

Nous présentons dans cette annexe la méthode VIRGILE appliquée à l'étude d'un matériau cellulosique utilisé pour la fabrication de portes en bois coupe-feu dans le cadre d'un essai de résistance au feu.

## Démarche à suivre

### Définir les propriétés nécessaires

L'utilisation du modèle numérique développé nécessite la connaissance d'un nombre important de paramètres d'entrée pour retranscrire le comportement d'un matériau cellulosique à haute température. Ces paramètres d'entrée peuvent être classés en deux catégories : les paramètres thermiques et les paramètres mécaniques.

Les paramètres thermiques représentent les données permettant de simuler le transfert thermique au sein du solide en fonction de la température :

- Nous avons premièrement besoin de connaître les propriétés thermiques à température ambiante du matériau et de l'eau, soit la conductivité thermique  $\lambda$  (W/m.K), la chaleur spécifique  $C_p$  (J/kg.K) et la masse volumique du matériau sec  $\rho$  (kg/m<sup>3</sup>). Il est aussi nécessaire de connaître la température de pyrolyse du bois et les propriétés thermiques du charbon formé à cette température.
- Viennent ensuite les paramètres cinétiques utilisés pour les lois de vaporisation de l'eau et de dégradation thermique (la pyrolyse du bois). Ces paramètres sont les facteurs pré-exponentiels  $A_i$  (/s) et les énergies d'activation des réactions  $E_i$  (J/mol). Ils sont déterminés sur la base d'un schéma

à réaction figé. Ils sont utilisés pour calculer l'avancement des réactions à l'aide des lois d'Arrhenius, l'avancement des réactions étant lui-même nécessaire aux calculs des sources d'énergies de vaporisation, de pyrolyse et de combustion ainsi que pour le calcul des propriétés thermiques du matériau au cours de la simulation. De plus, il est nécessaire de renseigner les énergies de réaction  $Hr_i$  associées à ces trois sources d'énergie ainsi que le pourcentage de gaz de combustion formé %c.

- Enfin, il est nécessaire de connaître des données relatives à l'état initial et final du matériau. Il faut ainsi renseigner la teneur en eau initiale  $\omega$  du matériau ainsi que le taux de formation final de charbon de bois  $\gamma$ .

Au total, 19 paramètres thermiques sont donc nécessaires au fonctionnement du modèle thermique (tableau A5.2).

Les paramètres mécaniques permettent quant à eux de simuler les déformations mécaniques engendrées par le transfert thermique :

- Il est nécessaire de renseigner les propriétés élastiques du matériau cellulosique à savoir au minimum un module d'élasticité et un coefficient de Poisson. Dans le cas d'un matériau anisotrope, il est préférable de renseigner ses propriétés dans les trois directions d'anisotropie. Les modules de cisaillement peuvent être renseignés s'ils sont connus. Dans notre cas, ces modules sont calculés en fonction de données bibliographiques et d'équations de concordance avec les modules d'élasticité et les coefficients de Poisson.
- Il convient aussi de renseigner les coefficients de dilatation thermique, suivant les directions d'anisotropie si nécessaire. Ces coefficients permettent de calculer les déformations thermiques engendrées par le transfert thermique et la vaporisation de l'eau et d'évaluer les contraintes induites au sein du matériau.

Dans le but de déterminer les propriétés présentées ci-dessus, deux méthodes sont envisageables à savoir d'une part une étude bibliographique et d'autre part des mesures expérimentales, ces méthodes allant souvent de pair. De plus, il est pertinent pour EFECTIS France de développer une base de données expérimentales pour alimenter les modèles numériques mis en place.

### **Étude bibliographique**

L'étude bibliographique doit permettre de déterminer un certain nombre de paramètres du modèle thermomécanique à moindre coût. Une étude de différents auteurs et documents peut donner une bonne estimation de certaines propriétés ou du moins d'identifier une gamme de valeur. En revanche, comme nous avons pu le voir dans le chapitre 1, certaines propriétés des matériaux cellulosiques n'ont pas ou peu été étudiées à haute température. Cela est d'autant plus vrai pour les produits dérivés du bois tels que les panneaux agglomérés.

Néanmoins, la recherche bibliographique donnera des tendances permettant de réaliser des simulations pour avoir une estimation du comportement thermomécanique du matériau.

Cependant, il est nécessaire de connaître, dans le cas d'une étude thermomécanique, l'évolution du coefficient de dilatation thermique du matériau en fonction de la température. Ce paramètre est peu, voire non documenté à haute température car difficile à mesurer. Un certain nombre d'essais de carac-

térisation sont donc nécessaires pour une utilisation adéquate du modèle numérique.

### **Caractérisation du matériau**

La caractérisation d'un matériau est nécessaire lorsque les propriétés recherchées ne sont pas disponibles dans la littérature. Nous classons ici ces essais en deux parties : les essais thermiques et les essais mécaniques.

Les essais thermiques permettant de mesurer les propriétés thermiques nécessaires au modèle sont les suivants :

- Des mesures (5-10 échantillons) par Source Transitoire Plane (TPS) ou toute autre méthode similaire, qui permettent de mesurer la conductivité thermique  $\lambda$  (W/m.K), la chaleur spécifique  $C_p$  (J/kg.K) et la diffusivité  $D$  (mm<sup>2</sup>/s) du matériau à température ambiante. Ces essais peuvent être réalisés à chaud à l'aide de sondes de mesure spéciales (sonde Mica). Le modèle thermique développé prenant en compte la teneur en eau du bois séparément, il convient d'effectuer ces essais sur des échantillons secs. En outre, des mesures sur échantillons humides s'avèrent également utiles pour une meilleure compréhension du comportement du produit.
- Des mesures (2-5 échantillons) d'Analyse Thermogravimétrique (ATG), ou de perte de masse, en fonction de la température jusqu'à pyrolyse complète du matériau. Un essai ATG permet de déterminer les températures d'activation des réactions de dégradation thermique telle que la réaction de pyrolyse. Par analyse inverse, il est possible de remonter aux paramètres cinétiques nécessaires au modèle de dégradation thermique (lois d'Arrhenius).

Les essais mécaniques nécessaires à la mesure des propriétés mécaniques sont les suivants :

- Des essais de compression ou traction à froid (5-10 échantillons), selon les différentes directions d'anisotropie du matériau, pour mesurer les modules d'élasticité et les coefficients de Poisson du produit. Dans le cas d'un panneau d'aggloméré de bois, nous avons privilégié les essais de compression, plus facile à mettre en place (partie 2.3). De plus, le comportement en compression du bois à chaud semble plus préjudiciable que le comportement en traction (chapitre 1). Ces essais sont à réaliser avec des cycles de chargement pour obtenir une bonne estimation des modules d'élasticité puis jusqu'à la rupture pour déterminer la contrainte à la rupture du matériau. Des essais de traction / compression à chaud peuvent aussi être réalisés si l'on dispose du matériel de mesure adapté. Cela permet d'avoir une bonne estimation du comportement du matériau avant la réaction de pyrolyse du bois. Les essais à chaud sont en revanche difficiles à mettre en place car ils nécessitent une température homogène au sein de l'échantillon tout en évitant l'activation de la réaction de pyrolyse. De plus, la mesure des déformations à haute température n'est pas simple du fait de la variation de la surface de mesure (retrait, fissures, etc.).
- Des essais de dilatation thermique (10 échantillons par orientation) pour obtenir les coefficients de dilatation en fonction de la température. Ces essais sont à réaliser à chaud et à teneur en eau d'usage, si possible jusqu'à l'étape de formation du charbon de bois. Un système de corrélation d'images est à privilégier pour une mesure sans contact n'entraînant pas de contrainte sur l'échantillon. Un système de mesure par extensométrie peut être utilisé mais les contacts avec l'échantillon réduiront la qualité de mesure lors de la formation du charbon de bois.



- Des mesures des modules de cisaillement à froid (5-10 échantillons) peuvent aussi être menés à l'aide d'essais Arcan [109] ou par compression avec un système de guillotine [28]. Ces essais peuvent être envisagés si l'ensemble des propriétés élastiques du matériau est souhaité afin d'augmenter la précision du modèle mécanique.

De manière générale, le bois est un matériau fortement hétérogène. Il convient donc de répéter les essais sur un échantillonnage suffisant pour obtenir des caractéristiques thermiques et mécaniques représentatives du matériau à caractériser.

Au minimum, si les propriétés du matériau ne sont pas connues, une mesure des propriétés thermiques et élastiques à froid est nécessaire en plus d'une mesure des coefficients de dilatation thermique. Ces données d'entrée sont en effet indispensables au fonctionnement du modèle numérique développé.

Essai	Nombre d'échantillon	Température (°C)	Teneur en eau (%)
TPS	5 - 10	20 °C (optionnel en température)	0 % (optionnel à 8 % - 12 %)
ATG	2 - 5	Jusqu'à pyrolyse complète	8 % - 12 %
Compression	5 - 10	20 °C (optionnel en température)	8 % - 12 %
Dilatation thermique	10	Jusqu'à pyrolyse	8 % - 12 %
Cisaillement (optionnel)	5 - 10	20 °C	8 % - 12 %

Tableau A5.1 : Essais de base nécessaires à la caractérisation d'un matériau cellulosique pour la simulation thermomécanique.

### Essais de validation

Des essais de référence sont souhaitables pour valider les modèles numériques à l'aide de mesures de transfert thermique et du comportement thermomécanique du produit.

Les essais de transfert thermique sur des échantillons à taille réduite (de l'ordre de 150 x 150 x ep mm du produit) consistent à mesurer l'évolution de la température au sein du matériau sous un chargement thermique connu. Les températures sont mesurées au niveau des faces exposée et non-exposée et dans l'épaisseur de l'échantillon. Il est conseillé d'effectuer ces mesures sur au moins cinq échantillons à différentes teneurs en eau (échantillons secs et à teneur en eau d'usage 8 % - 12 %).

Les essais de comportement thermomécanique consistent à mesurer les déplacements du produit lors d'un chargement thermique connu. Quand ils sont envisageables, ces essais doivent être réalisés sur des échantillons de taille suffisante (échelle 1 :4) pour être représentatifs du comportement réel du produit. Les conditions aux limites mécaniques doivent être réfléchies et contrôlées lors de l'essai pour pouvoir être simulées par la suite.

Le tableau A5.2 présente les différents paramètres cités préalablement et leur méthode de détermination.

Paramètres thermiques	Mode de détermination		
	Littérature	Essai	Calculs itératifs
$\rho_{e,c}, \lambda_{e,c}, Cp_{e,c}$	X		
$\rho_b, \lambda_b, Cp_b$		X	
$\omega$		X	
$A_e$ et $E_{i_e}$	X		
$A_b$ et $E_{i_b}$		X	
$Hr_{e,b,c}$			X
%c	X		X
$\gamma$	X		X
H et $\varepsilon$	X		X

Paramètres mécanique	Mode de détermination	
	Littérature	Mesure
$E_{x,y,z}^0$		X
$\nu_{xy,yz,xz}^0$		X
$G_{xy,yz,xz}^0$	X	X
$\alpha_{x,y,z}$		X

Tableau A5.2 : Paramètres du modèle thermomécanique et mode de détermination.

### Étude numérique

L'étude numérique du produit étudié peut se décomposer en trois étapes (figure A5.1), à savoir :

1. mise au point du modèle thermique,
2. mise au point du modèle thermomécanique,
3. l'étude des performances au feu du produit lors d'un essai de résistance au feu.

Dans un premier temps, les essais de transfert thermique sur des échantillons de bois sec doivent être reproduits pour calibrer la source d'énergie de la réaction de pyrolyse puis, dans un second temps, les essais de transfert thermique sur le matériau humide sont simulés pour calibrer la source d'énergie de vaporisation de l'eau. Le calage de ces deux sources d'énergie consiste à jouer sur l'amplitude des sources à l'aide des énergies de réaction  $Hr_j$ . Cette étape peut s'effectuer sur un maillage 2D afin de réduire les temps de simulation.

La mise au point du modèle thermomécanique consiste en l'élaboration du maillage 3D puis en la simulation de l'essai de validation thermomécanique. Cette étape est forcément réalisée après la validation du modèle thermique. Au cours de cette étape, il est possible de jouer sur les conditions aux limites mécaniques et / ou sur les coefficients de dilatation thermique pour obtenir des résultats numériques se rapprochant le plus possible des résultats expérimentaux.

Enfin, l'étude des performances au feu d'un produit consiste à simuler l'essai de résistance au feu en fonction du cahier des charges du client. Cette simulation numérique a pour objectif de vérifier la performance du produit en se rapprochant le plus possible des conditions d'un essai de résistance au feu. L'utilisation du four virtuel couplant le comportement thermique du four et le comportement thermomécanique du produit est alors effectuée pour prendre en compte le plus précisément possible les variations de la contrainte thermique sur le produit simulé.

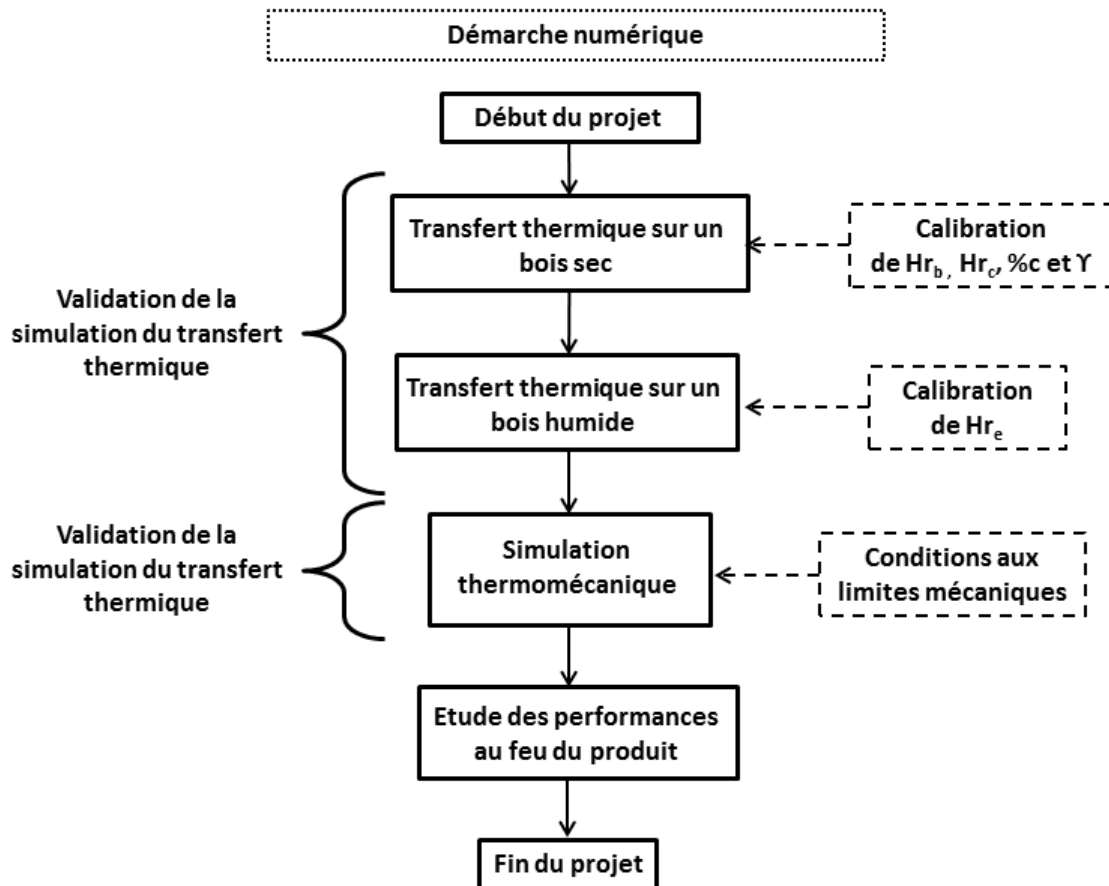


Figure A5.1 : Organigramme de la démarche numérique pour l'étude des performances au feu d'un produit de la construction.

## Annexe 6 : Articles de thèse

### Article : 21<sup>ième</sup> Congrès Français de Mécanique

#### Étude du comportement thermomécanique de matériaux composites cellulósiques : application à la résistance au feu d'un bloc-porte en bois.

G. CUEFF<sup>a,b</sup>, J.C. MINDEGUIA<sup>b</sup>, V. DREAN<sup>a</sup>, D. BREYSSE<sup>b</sup>, G. AUGUIN<sup>a</sup>

- a. Efectis France, Espace Technologique, Route de l'Orme des Merisiers, 91193 SAINT-AUBIN, France.
- b. Institut de Mécanique et d'Ingénierie (I2M), Université de Bordeaux1, 351 cours de la Libération, 33400 Talence, France.

#### Résumé :

Dans le cadre de la sécurité incendie, les produits industriels destinés au marché de la construction doivent être soumis à des essais de résistance au feu. En particulier, des critères de températures limites à ne pas dépasser sont à satisfaire en face non-exposée des produits. Ces essais de résistance au feu s'avèrent être contraignants et coûteux pour les industriels. À ce titre, la société Efectis France et le laboratoire I2M de l'Université de Bordeaux 1 mènent des travaux dont l'objectif est de mettre au point un outil de simulation d'essai de résistance au feu appliqué à un bloc-porte en bois et produits dérivés (panneaux de particules et panneau de fibres). Nous présentons ici les premiers résultats de simulations thermiques et thermomécaniques obtenus. Ces résultats sont comparés à un essai au feu de panneaux composites cellulósiques. Le modèle numérique inclue la prise en compte de la dégradation thermique du matériau (pyrolyse) et la mise à jour des propriétés thermomécaniques du bois en fonction de la température.

#### Abstract :

In fire safety, industrial products used in the construction have to satisfy to a fire resistance test. In particular, temperature criterion must be satisfied on the unexposed side of the product. These fire tests are constraining and costly for manufacturers. In this context, Efectis France and the I2M laboratory from Bordeaux University initiated a research program in order to develop a numerical model for simulating a fire resistance test on a door made of wood and wood-based materials (particles and fibers boards). The first results from thermal and thermomechanical modeling compared to real fire

test on wood panels are presented in this paper. The numerical model takes in account the wood thermal degradation (pyrolysis) and the evolution of wood properties as a function of temperature.

## 1 Introduction

La sécurité incendie demeure l'une des préoccupations majeures lors de l'élaboration de produits industriels destinés au marché de la construction. En effet les incendies restent une cause fréquente d'accidents dans les bâtiments.

La sécurité incendie repose principalement sur la combinaison de protections actives et passives, notamment des éléments empêchant ou ralentissant la propagation des fumées ou des flammes, telles que des portes ou trappes dont le degré coupe-feu est prescrit par la réglementation française.

Les fabricants du domaine de la construction développent chaque jour de nouveaux produits qui doivent satisfaire aux procédures d'agrément techniques comprenant notamment des essais de résistance au feu dans des fours d'essai. La validation de la conformité des produits est lourde et coûteuse, et peut constituer un frein à l'innovation. Il est en outre difficile d'explorer des variantes de conception.

Ces raisons justifient de développer des moyens de simulation permettant de constituer un modèle numérique pour retranscrire le comportement d'un produit de la construction lors d'un essai de résistance au feu.

Les travaux présentés ici s'inscrivent dans cette démarche de mise en place d'un outil de simulation capable de reproduire de façon relativement fiable le comportement thermomécanique du produit testé. Ils font l'objet d'une thèse réalisée en collaboration avec Efectis France, laboratoire agréé en résistance au feu, et l'Institut de Mécanique et d'Ingénierie de l'Université de Bordeaux (I2M). Le principal objectif de la thèse est l'élaboration d'un outil intégré pour la modélisation de la résistance au feu de blocs-portes en bois et produits dérivés du bois (panneaux de fibres et de particules).

Dans le but de fournir au futur modèle de simulation les propriétés thermomécaniques à hautes températures des matériaux, des campagnes d'essais thermiques et mécaniques à haute température sont en cours sur des matériaux dérivés du bois. Nous nous intéressons plus particulièrement aux panneaux de fibres de bois à densité moyenne (ou MDF), aux panneaux de particules de bois standard (ou aggloméré de bois) et aux panneaux de particules de lin (ou aggloméré de lin), matériaux composant fréquemment les blocs-portes du marché.

Nous présentons ici les premiers résultats de simulations thermomécaniques appliquées à un essai réalisé dans un four de résistance au feu sur des panneaux de bois massif et de produits dérivés du bois (aggloméré de bois, aggloméré de lin, MDF). Nous nous concentrons plus particulièrement sur la simulation d'un panneau d'aggloméré de lin de dimensions  $1000 \times 465 \times 33,5 \text{ mm}^3$  et de masse volumique  $390 \text{ kg/m}^3$ . L'échantillon était fixé lors de l'essai sur un cadre de béton cellulaire par l'intermédiaire de paumelles métalliques.

## 2 Présentation des modèles physiques

La simulation d'un essai de résistance au feu doit permettre de retranscrire l'évolution des températures dans le matériau ainsi que le comportement thermomécanique induit par ce transfert thermique (suivi des déplacements). Nous utilisons donc deux modèles distincts lors de nos simulations : un modèle thermique pour simuler le transfert thermique dans le matériau combustible couplé à un modèle thermo-élastique pour calculer les déformations d'origine thermique.

### 2.1 Modèle thermique

Nous faisons l'hypothèse qu'un matériau de type aggloméré de lin est suffisamment homogène pour utiliser un modèle de simulation thermique isotrope. La résolution de l'équation de diffusion de la chaleur est effectuée par un calcul aux éléments finis (procédure transitoire non linéaire). Le calcul des propriétés thermiques du matériau est basé sur une loi des mélanges qui prend en compte la teneur en eau initiale du matériau et la formation de charbon de bois lors de la dégradation thermique du produit autour de 300 °C. En se basant sur l'évolution connue des fractions de masse volumique de chaque composé en fonction de la température (eau, bois, charbon de bois), la loi des mélanges nous permet d'actualiser les propriétés du matériau homogénéisé équivalent en fonction du champ de température atteint dans le solide. Les propriétés thermiques de l'aggloméré de lin calculées par la loi et utilisées pour les simulations sont présentées sur la Figure 1.

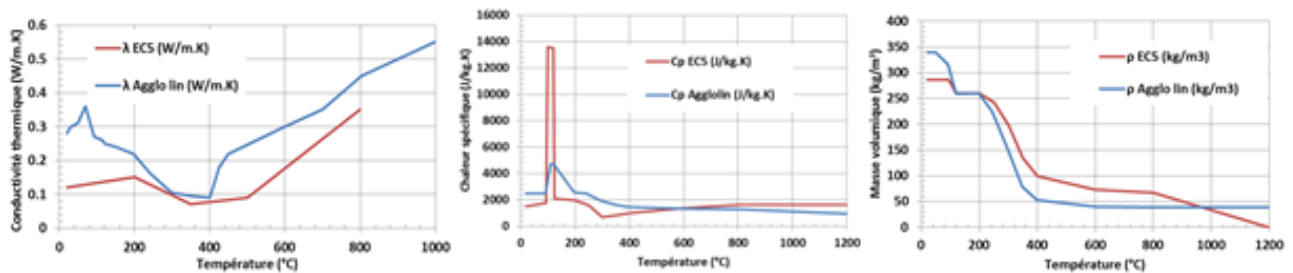


FIG. 1 – Propriétés thermiques calculées pour l'aggloméré de lin à partir d'une loi des mélanges. Les courbes sont comparées à celles données par l'Eurocode 5 [4].

En plus de l'actualisation des propriétés thermiques en fonction de la température, les réactions de dégradation du matériau sont prises en compte dans le modèle. Deux réactions indépendantes sont utilisées pour simuler l'évaporation de l'eau et la pyrolyse du bois (Figure 2).

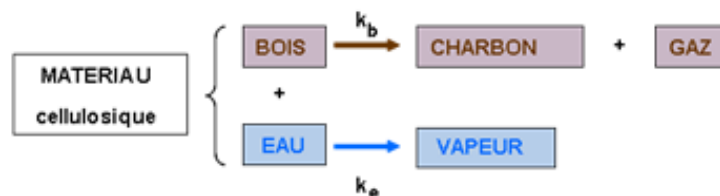


FIG. 2 – Schématisation simplifié de la décomposition thermique d'un matériau cellulosique.

En plus du calcul des propriétés en fonction de la température, des réactions de dégradation du matériau sont prises en compte dans le modèle. Deux réactions indépendantes d'ordre 1 sont utilisées pour simuler l'évaporation de l'eau et la pyrolyse du bois (Figure 1). Ces réactions sont régies par des lois d'Arrhenius thermiquement activées d'ordre 1 (Équation 1). La cinétique de ces réactions nous permet

alors de calculer des sources de chaleur volumique  $Q_{e,b}$  (W/m<sup>3</sup>) en fonction du taux d'avancement et de l'enthalpie  $\Delta H_{(e,b)}$  de chaque réaction. Ces sources correspondent à l'apport ou à la consommation d'énergie engendrée par l'évaporation de l'eau ou par la dégradation thermique du bois (pyrolyse) au cours du temps. L'Équation 2 présente l'équation de diffusion de la chaleur dans le matériau avec l'ajout d'une source de chaleur secondaire représentant les sources d'évaporation et/ou de pyrolyse. Le rapport  $\frac{d\alpha_{e,b}}{dt}$  représente la dérivée du taux d'avancement des réactions en fonction du temps.

$$\frac{d\alpha_{e,b}}{dt} = A_{e,b} \exp^{-E_{e,b}/RT} \cdot (1 - \alpha_{e,b})$$

Équation 1 : Cinétique d'évaporation (e) ou de pyrolyse du bois (b) d'après une loi d'Arrhenius.

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla(\lambda \nabla T) + Q_e + Q_b \text{ avec } Q_{e,b} = \frac{d\alpha_{e,b}}{dt} \cdot \Delta H_{e,b} \cdot \rho(T)_{e,b}$$

Équation 2 : Équation de la chaleur dans le matériau avec ajout d'une source d'une source de chaleur secondaire (W/m<sup>3</sup>) pour l'évaporation de l'eau  $Q_e$  et la pyrolyse du bois  $Q_b$ .

## 2.2 Modèle mécanique

Un modèle thermo-élastique isotrope est utilisé pour décrire le comportement mécanique de l'aggloméré de lin. La courbe de réduction du module d'élasticité du bois massif donnée par l'Eurocode 5 [4] est utilisée afin de prendre en compte la dégradation mécanique du matériau en fonction de la température. L'évolution avec la température du coefficient de dilatation thermique  $\alpha$  (°C) est issue de résultats de la littérature [6]. Les propriétés mécaniques du matériau sont issues de mesures en température lors d'un essai de compression dans le sens de la hauteur du panneau. Les propriétés thermomécaniques du béton cellulaire (support du panneau) et de l'acier inoxydables (paumelles) sont respectivement issues des Eurocode 2 [5] et 3.

## 3 Présentation de l'essai

Dans le but de valider notre modèle, des essais à l'échelle du produit ont été réalisés dans un des fours de résistance au feu d'Efectis France. Nous confrontons ici la simulation du comportement thermomécanique d'un panneau d'aggloméré de lin aux résultats expérimentaux.

### 3.1 Description de l'essai

L'essai a été réalisé sur six panneaux de bois et de produits dérivés du bois (MDF, aggloméré de bois, aggloméré de lin, pin massif), de dimensions 1000 x 465 mm x ep (ep = épaisseur allant de 22 mm à 40 mm) [2]. Les six panneaux étaient insérés dans un voile d'essai en béton cellulaire par vissage sur cadres métalliques ou bien fixés à trois paumelles en acier inoxydable. Nous étudions ici un panneau d'aggloméré de lin d'épaisseur 33,5 mm, fixé sur paumelles (Figure 3). Les jeux de fonctionnement entre les panneaux et le cadre d'essai ont été comblés à l'aide de fibres minérales afin de réduire les échanges thermiques en bord de panneau. L'élévation de température dans le four satisfait la courbe de chargement thermique conventionnel (norme NF EN 1363-1 [2]). Le panneau d'aggloméré de lin était instrumenté à l'aide de thermocouples en face non-exposée et dans l'épaisseur du matériau (Figure 3.b). Durant l'essai, le déplacement hors plan des panneaux a été mesuré par l'intermédiaire

de capteurs à fil tendu. Les déplacements ont été mesurés au centre de chaque panneau, ainsi qu'au niveau d'un coin inférieur (sous l'attache simulant une serrure).

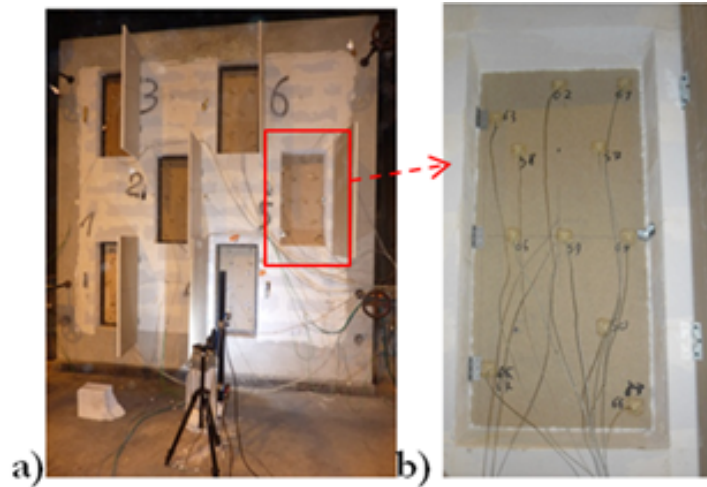


FIG. 3 – a) Vue de la face non-exposée du four d'essai de dimension 3 x 3 m, b) Echantillon de lin d'épaisseur 33,5 mm monté sur paumelles.

## 4 Modélisation de l'essai

Le code de simulation par éléments finis CAST3M<sup>®</sup> [1] a été utilisé pour modéliser l'essai de résistance au feu décrit dans la section 3. Seul le système panneau d'aggloméré en lin + paumelles/serrure, ainsi qu'une partie du cadre d'essai en béton cellulaire d'épaisseur 200 mm autour du panneau ont été modélisés. La fibre minérale utilisée pour combler le jeu de fonctionnement n'est pas prise en compte. En effet, la fibre minérale aura peu d'impact sur le comportement mécanique de l'ensemble panneau + cadre d'essai. Pour le transfert thermique, l'effet de la fibre minérale est également négligé.

### 4.1 Géométrie et conditions aux limites

Des éléments volumiques cubiques de dimensions  $17 \times 17 \times 3 \text{ mm}^3$  ont été utilisés pour simuler l'essai. Le maillage global de l'élément simulé est présenté sur la Figure 4. Il comprend une partie du cadre d'essai (épaisseur 200 mm) et le panneau d'aggloméré de lin.

Côté face exposée du panneau, les échanges thermiques sont régis par une condition aux limites mixte de type convection et rayonnement, en prenant en compte l'évolution de la température des gaz chauds du four. Les échanges par convection et rayonnement en face non-exposée, côté paumelles, se font par rapport à la température (constante) de la halle d'essai ( $13 \text{ °C}$ ). D'un point de vue mécanique, les déplacements et rotations de la partie du cadre d'essai maillé sont bloqués. Les paumelles sont également maillées en considérant un encastrement parfait à la fois dans le cadre d'essai et dans le panneau d'aggloméré.

Enfin, une procédure numérique a été développée afin de prendre en compte la fermeture éventuelle des jeux initiaux (entre le panneau et le cadre d'essai) et les effets éventuels sur le comportement mécanique global du panneau.



## 5 Résultats et discussion

Les résultats des 28 premières minutes de simulation thermomécanique du panneau d'aggloméré de lin monté sur paumelles sont présentés sur les figures 4 à 6. Les résultats sont présentés en termes de températures et de déplacements, et sont comparés aux mesures expérimentales. La déformée du maillage et les isothermes obtenus à 28 minutes de simulation (soit le temps de ruine du panneau obtenu lors de l'essai) sont représentés sur la Figure 4.

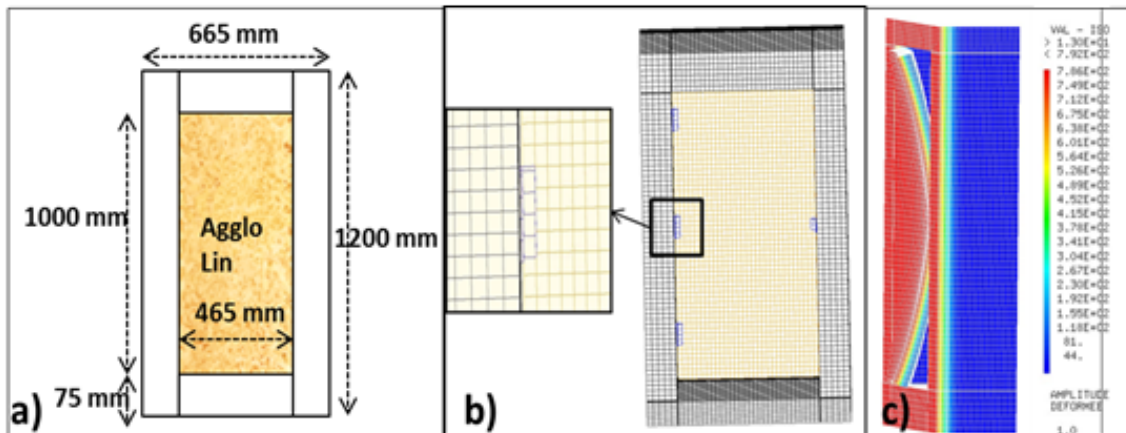


FIG. 4 – a) Dimensions de l'essai simulé, b) Maillage initial du panneau d'aggloméré de lin monté sur paumelles (côté face non-exposée au feu), c) Déformée 3D et isothermes à 28 minutes de simulation du cadre en béton et du panneau d'aggloméré de lin.

La Figure 5 présente une comparaison des températures simulées avec celles mesurées durant l'essai. Sur la base de notre modèle numérique initial, le champ de température au sein du matériau n'est pas correctement reproduit. Tout particulièrement, l'utilisation de propriétés thermiques obtenues à partir d'une loi de mélange, couplée à la prise en compte, via des lois d'Arrhenius, de la consommation d'énergie due à l'évaporation de l'eau, ne suffisent pas à retranscrire le plateau qui est observé entre 90 °C et 100 °C et qui résulte de l'évaporation de l'eau. D'autres simulations thermiques ont alors été menées en calibrant les propriétés thermiques manuellement, en particulier l'évolution avec la température de la conductivité thermique et de la chaleur spécifique du matériau. Nous avons ainsi montré qu'il était nécessaire d'adopter un "pic" de conductivité thermique de  $1,5 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$  entre 20 °C et 90 °C, et un "pic" de chaleur spécifique de  $20 \text{ kJ.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$  à 90 °C. Si le pic de chaleur spécifique peut être expliqué par une consommation très importante d'énergie lors de l'évaporation de l'eau, il est difficile de justifier la cinétique d'élévation de température très rapide au début d'essai par un pic « non physique » de conductivité thermique. L'amélioration du modèle thermique est donc menée en ce sens.

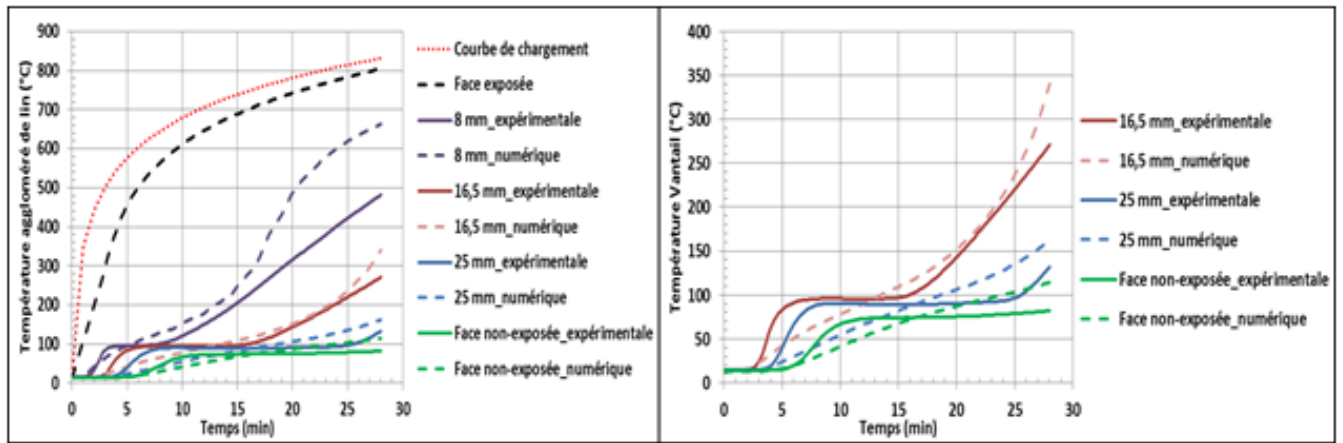


FIG. 5 – Gauche : comparaison des températures expérimentales (traits pleins) et numériques (traits pointillés) à 8 mm, 16,5 mm, 25 mm depuis la face exposée du panneau, et en face non-exposée. Droite : zoom sur les températures à 16,5 mm, 25 mm et en face non-exposée.

La Figure 6 présente les déplacements relevés au centre et au coin inférieur sous la serrure du panneau d'aggloméré de lin. Après 28 minutes de chauffage, le déplacement mesuré au centre du panneau d'aggloméré est du même ordre de grandeur que le déplacement simulé, soit 18,5 mm mesurés contre 14,3 mm pour la simulation. Nous observons bien un cintrage de la partie centrale du panneau en direction opposée du feu (visible sur la figure 4.c). En revanche, l'historique des déplacements n'est pas correctement retranscrit. Pour ce qui est du déplacement au coin inférieur du panneau sous le blocage de la serrure, le déplacement est surestimé par la simulation : 14,7 mm simulés, quand il est seulement de 0,6 mm lors de l'essai au feu. Même si la précision des capteurs de déplacement utilisés est de l'ordre du millimètre, les déplacements ne sont pas bien retranscrits par notre modèle actuel. Ces résultats traduisent la forte interaction entre le transfert thermique et le comportement mécanique, le premier étant le moteur du second. Ainsi, une mauvaise prédiction du transfert de chaleur dans le matériau interdit une bonne prédiction des déplacements.

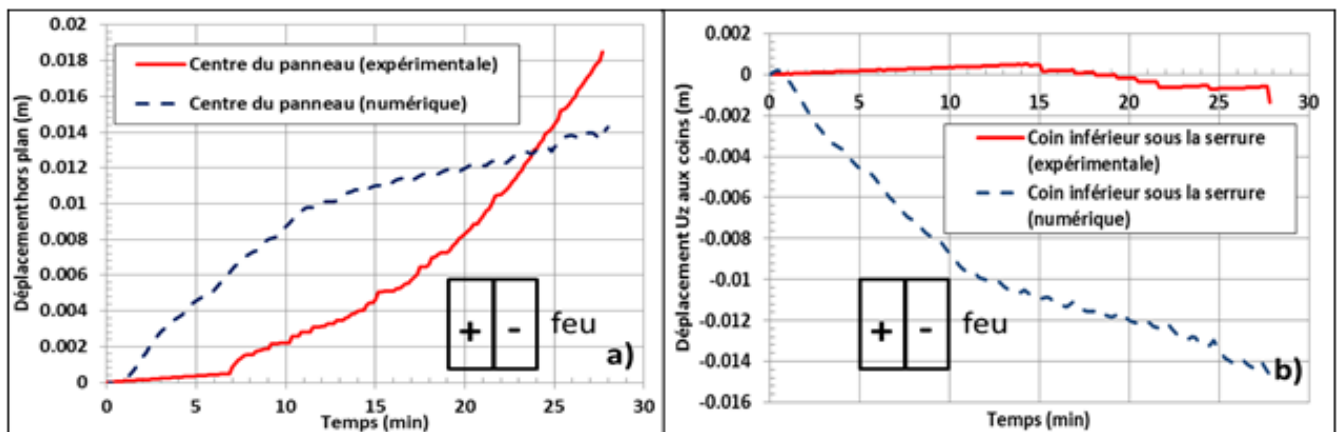


FIG. 6 – Déplacements numériques et expérimentaux : a) au centre du panneau d'aggloméré de lin en face non-exposée, b) au coin inférieur du panneau sous la serrure en face non-exposée.

## 6 Conclusion

L'étude thermomécanique des produits de la construction est complexe du fait de la dégradation thermique de la matière et les répercussions qu'elle peut induire d'un point de vue thermique (modification

des propriétés thermiques) et mécaniques (dégradation des propriétés mécaniques). Cela est d'autant plus vrai pour des matériaux ligno-cellulosiques, où l'évaporation de l'eau, la pyrolyse du bois et la dégradation des propriétés physiques et mécaniques en fonction de la température doivent être convenablement prises en compte. Ces phénomènes et leurs caractéristiques sont souvent peu documentés pour les produits dérivés du bois. Les premiers résultats de simulation thermomécaniques présentés dans le présent article apparaissent éloignés des mesures faites lors d'un essai en four de résistance au feu. Le modèle thermique proposé doit faire l'objet d'améliorations afin de reproduire convenablement le transfert thermique dans l'ensemble de l'échantillon et non pas uniquement en face non-exposée. Il faut notamment mieux prendre en compte les phénomènes liés à la consommation d'énergie induite par l'évaporation de l'eau. D'autres simulations ont été réalisées pour caler ce transfert thermique et ont montré qu'il était possible de retranscrire les températures mesurées dans le matériau en utilisant en particulier un fort "pic" de chaleur spécifique autour de 90 °C. Un des défis des travaux consiste à simuler ces phénomènes de manière physique avec un calcul des sources de chaleur en fonction de l'avancement des réactions de dégradation thermique (pyrolyse) qui ont lieu dans le matériau. La combustion du matériau en face exposée au feu fera également l'objet d'une prise en compte dans le modèle.

D'un point de vue mécanique, les résultats présentés ici ne correspondent pas aux mesures de l'essai. Des simulations doivent être réalisées avec le transfert thermique correctement reproduit afin de prendre en compte une évolution correcte du champ de température au sein du matériau. En complément des travaux numériques, des essais de caractérisation thermique et mécanique des produits dérivés du bois (panneaux d'aggloméré et panneaux de fibre de bois) sont en cours au sein du laboratoire I2M à Bordeaux, et permettront de mieux comprendre la rhéologie de ces matériaux sous hautes températures. En effet à ce jour, il n'existe peu ou pas de données bibliographiques à hautes températures sur ces matériaux. L'emploi de données mesurées aura certainement un impact direct sur l'amplitude des déformations simulées.

## Références

- [1] CAST3M 2009, Logiciel de simulation par éléments finis, CEA, [www-cast3m.cea.fr](http://www-cast3m.cea.fr)
- [2] Rapport 2013-Efectis-Résultats de l'essai 12-V-767.
- [3] NF EN 1363-1 : 2000, « essais de résistance au feu, partie 1 : exigences générales ».
- [4] EN 1995-1-2 :2004, Eurocode 5, design of timber structures, part 1-2 : general structural fire design, 2004.
- [5] EN 1992-1-2 :2005, Eurocode 2, calcul des structures en béton, partie 1-2 : règles générales – calcul du comportement au feu, 2005.
- [6] M.Tabbador, D.Gandhi, R.Backstrom, Thermal and mechanical finite element modeling of wood floor assemblies subject to furnace exposure, Structural Stability of Engineered Lumber in Fire Conditions, 2008.

## Article : 8<sup>th</sup> International Conference on Structure In Fire

# THERMOMECHANICAL BEHAVIOUR OF CELLULOSE-BASED MATERIALS : APPLICATION TO A DOOR UNDER FIRE RESISTANCE TEST

Guillaume Cueff\*, Jean-Christophe Mindeguia\*, Virginie Drean\*\*, Gildas Auguin\*\* and Denys Breysse\*

\* University Bordeaux, UMR CNRS 5295, I2M (Institute of Mechanics and Engineering)  
Address : I2M – Dpt GCE, Université Bordeaux, 351 Cours de la Libération, A11 bis, 33405  
Talence, France

e-mail : guillaume.cueff@efectis.fr, jean-christophe.mindeguia@u-bordeaux.fr,  
denis.breysse@u-bordeaux.fr

\*\* Efectis France, Espace Technologique, Bât. Apollo, Route de l'Orme des Merisiers, F-91193  
Saint-Aubin, France

e-mail : virginie.drean@efectis.fr, gildas.auguin@efectis.fr

**Keywords :** Wood, Particleboard, Fire, Pyrolysis, Heat Transfer, Temperature.

### Abstract :

In the context of fire safety, industrial products used in the building construction market have to satisfy to a standard fire resistance test. Fire resistance tests are restrictive and costly for manufacturers. In this context, a research program was initiated whose main objective is to develop a numerical thermo-mechanical model for simulating a fire resistance test on a doorset composed of wood and wood-based materials (particles and fibres boards). Based on simulated temperature field and estimation of the global bending of the fire door, the model can be used as a tool for improving the design of the door through parametrical studies in order to improve the fire resistance. In this paper, a numerical model for fire degradation of wood-based products is first presented. Then, simulation results of (i) a thermal transfer under standard fire curve ISO-834-1 through a linen fibreboard and (ii) its thermo-mechanical behaviour are detailed. The numerical results are compared with experimental data.

## 1 INTRODUCTION

Fire safety is a major concern in the field of civil safety and mainly in the case of building construction. It is based on the combination of active and passive protection, including means preventing or slowing the spread of smoke and flames. New industrial products must satisfy technical approvals, including fire resistance tests, which are experimentally assessed in accredited laboratory furnaces [1]. The validation process of a product regarding a fire resistance test is complex which can slow down the innovation.

In that context, the use of simulation tools can offer an alternative to real fire resistance tests, for instance during preliminary design stages. The concept of "Virtual Furnace" is therefore developed in some laboratories [2] in order to model a fire resistance test. The concept is based on the coupled simulation of on one hand the gas temperature and flux (using computational fluids dynamics software)

and on the other hand the thermal or thermo-mechanical behaviour of the structure (most often carried out with finite element solvers). Such a tool virtually recreates the thermo-mechanical behaviour of the tested product when it is exposed to a standard fire in a laboratory furnace. Using a "Virtual Furnace" allows better analysing and evaluating a large number of technical alternatives, before carrying out a conclusive fire resistance test. During the development phase, manufacturers can design their products in collaboration with the fire resistance laboratory, and then achieve more efficient solutions (from both technical and economical point of view). Finally, numerical simulations may improve the testing conditions including heating power (control of the furnace) and metrology.

In the fire research field, there are many studies about the behaviour of solid wood under fire exposure [3] whose reason is the wide use of wood as a structural product in constructions (timber). On the other side, wooden-based products like linen fibreboard are mostly used for claddings, furniture or door manufactures. Since they are not considered as load-bearing elements, their behaviour at high temperature is quite less studied than solid wood. By consequence, very few data are available in the literature about the thermal degradation of wooden-based products and on how it can influence their thermal and mechanical properties. For that reason, an experimental program was established, aiming to overcome the lack of data from the literature. The work presented in this paper uses data from this experimental program.

From the point of view of heat and mass transfer simulations, many numerical models are available in the literature to describe pyrolysis of wood [3]. These complex models generally need a lot of input parameters that are difficult to measure, especially at high temperature. At the opposite, simple calculations are often done by using properties given by the Eurocode 5 [4], which is based on a security-based approach, and do not take into account the particularity of the material. For these reasons, it has been decided to develop a specific thermal model aiming to simulate wood degradation at high temperature (drying and pyrolysis) and the impacts it can have on both thermal and mechanical properties.

The work presented in this paper is part of the "VIRGILE" project, aiming to model the fire behaviour of a product and its interaction with the testing furnace [2]. Collaboration between Efectis France, accredited laboratory in fire resistance, and the Institute of Mechanics and Engineering of the University of Bordeaux (I2M) has been established in that way. The main objective of the collaboration is to develop a numerical model able to simulate the thermo-mechanical behaviour of wooden-based doors when tested under standard fire.

In the first part of the paper, thermal and mechanical models developed to describe the heat transfer inside a cellulosic material at high temperature and its mechanical induced behaviour are presented. Above all, the model is able to take in account the thermal degradation reactions of wood or wooden-based material, namely the vaporization of water, the pyrolysis of wood particles and glue, the combustion of pyrolysis gases and the thermally-induced variation of the thermal and mechanical properties. The thermal model consists in a first order vaporization and pyrolysis reactions controlled by two independent Arrhenius laws. In one hand, the reactions rates are used to recalculate the thermal and mechanical properties of the cellulosic composite at each time step. In a second hand, the reactions rates are used to calculate sources of energy corresponding to water vaporization (endothermic reaction) and to solid pyrolysis (exothermic reaction). The mechanical model consists in the calculation of the material stiffness based on the pyrolysis reaction rate.

In the second part of the paper, simulation results of the heat transfer through linen fibreboard and its thermo-mechanical behaviour are presented. Temperatures inside and on the unexposed face of

the material are presented, as well as of the horizontal displacements of the panel. Simulation results are compared with data from a fire resistance test carried out in Efectis France Laboratory on a linen fibreboard.

## 2 NUMERICAL MODEL

In this part, the numerical model developed to simulate the heat transfer in a cellulosic material and the induced mechanical behaviour is presented. Calculations are performed on the finite element software CAST3M® [5] that allow adding specific procedures in order to take into account the thermal degradation and the variation of material properties at high temperature. The thermal model developed to take into account the thermal transformations and degradation of cellulosic material at high temperature is first presented. Then a mechanical model is exposed that takes into account the orthotropic behaviour of the material and the reduction of the mechanical stiffness, depending on the kinetics of the thermal degradation (pyrolysis) of wood.

### 2.1 Thermal model

#### 2.1.1 Heat transfer equation

The heat transfer by conduction inside the solid is resolved using a modified Fourier law (1) in which energy sources are added aiming to take in account the thermally-induced reactions.  $Q_w$  and  $Q_s$  are sources of energy for respectively vaporization of water contained in the material (negative term, i.e. energy sink) and the pyrolysis of wood and glue (positive term, i.e. energy input).

$$\rho_s C_{p_s} \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla(\lambda \nabla T) + Q_w + Q_s \quad (1)$$

Both thermal reactions, vaporization and pyrolysis, are governed by two independent Arrhenius laws that are presented in section 2.1.2.

#### 2.1.2 Source of energy

Since water vaporization and cellulosic material pyrolysis are thermally-activated reactions, two independent Arrhenius laws are used to simulate them. For each of them, the degree of reaction  $\alpha_{w,s}$  is linked to the kinetic of reaction  $\frac{d\alpha_{w,s}}{dt}$ , according to equation (2).

$$\frac{d\alpha_{w,s}}{dt} = k_{w,s}(1 - \alpha_{w,s}) \quad (2)$$

Equation (2) is based on a first-order Arrhenius law, representative for the thermal reactions schematized in Figure 1.

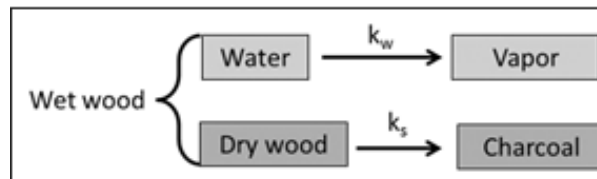


Figure 1. Thermal degradation reaction model used to take in account the vaporization of water ( $k_w$ ) and the pyrolysis of wood ( $k_s$ ).

In equation (2),  $k_{w,s}$  is the rate constant, which is dependant of temperature according to equation (3).

$$k_{w,s} = A_{w,s} \exp\left(\frac{-E_{i_{w,s}}}{RT}\right) \quad (3)$$

At each time step  $t_i$ , the rate constants are calculated at each node of the meshed geometry, depending of the temperature field calculated at the time  $t_i-1$ .

Finally, the sources of energy  $Q_w$  and  $Q_s$  are linked to the kinetic of reactions, respectively vaporization and pyrolysis, according to equation (4).

$$Q_{w,s} = \frac{d\alpha_{w,s}}{dt} \cdot \rho_{w,s} \cdot Hr_{w,s} \quad (4)$$

Where  $\rho_{w,s}$  is the compound density and  $Hr_{w,s}$  the heat of reaction associated with vaporization and pyrolysis.

In addition to the pyrolysis source  $Q_s$ , the cellulosic material combustion is taken into account by adding a source of energy  $Q_c$  linked with pyrolysis reaction and localised only onto the exposed surface of the sample. It is considered that 80 % of pyrolysis gases are combustible according to the equation (5) where  $Hr_c$  is the heat of reaction for the combustion.

$$Q_c = \alpha_s \cdot Hr_c \cdot 0,8 \quad (5)$$

### 2.1.3 Variation of the thermal properties with temperature

Generally, when construction materials are exposed to fire, the thermal properties are affected by the temperature. The variation of thermal properties with temperature has a non-negligible impact for thermal simulations. In order to take into account the temperature impact on the thermal properties of linen, a mixture law was developed. Thermal conductivity and density depend on the mass fraction of the three following phases : dry linen (including glue), water and charcoal, according to equation (6) (7). Specific heat depends on the volume fraction of these three phases, according to equation (8). At each calculation time step, the proportion of each phase is calculated thanks to the Arrhenius laws described in section 2.1.2.

Equations (6) to (8) take in account the degrees of reaction  $\alpha_w$  and  $\alpha_q$ , that respectively refer to the water vaporization and the cellulosic material pyrolysis. The formation of charcoal is represented by the production rate  $\chi$  (expressed as a mass fraction of dry linen). Initial water content of the material is taken into account thanks to the coefficient  $\beta$ .

$$\lambda_{tot} = (1 - \alpha_s) \cdot \lambda_s + \frac{\rho_s}{\rho_{char}} \cdot \chi \cdot \alpha_s \cdot \lambda_{char} + \frac{\rho_{sw}}{\rho_w} \cdot \beta \cdot (1 - \alpha_w) \cdot \lambda_w \quad (6)$$

$$\rho_{tot} = \rho_s [1 + \alpha_s(\chi - 1) + \beta(1 - \alpha_w)] \quad (7)$$

$$Cp_{tot} = \frac{(1 - \alpha_s) \cdot Cp_s + \chi \cdot \alpha_s \cdot Cp_{char} + \beta \cdot (1 - \alpha_w) \cdot Cp_w}{[1 + \alpha_s(\chi - 1) + \beta(1 - \alpha_w)]} \quad (8)$$

## 3 Mechanical model

The evolution of solid wood mechanical properties at high temperature is well documented in the literature [6]. However, very few data are available for wood-based materials as linen particleboards. This can be explained by the fact that particleboards are not considered as load-bearing elements. By consequence, it has been decided to use a mechanical model which takes into account the orthotropic

behaviour of the material and a reduction of the elastic modulus as a function of the degree of reaction of the pyrolysis  $\alpha_s$ .

The in-plane modulus of elasticity of the panel ( $E_{x,y}$ ) is calculated at each time step from equation (9) where  $E_0$  is the elastic modulus measured at 20 °C and  $\alpha_s$  is the degree of pyrolysis reaction.

$$E_{x,y} = E_0 \cdot \alpha_s \quad (9)$$

As seen in [7], the modulus of elasticity of particleboard is highly dependent on the orthotropic directions. It appears that the out-of-plane modulus is 80 % to 90 % lower than the in-plane modulus. Due to the lack of data, it is assumed that the out-of-plane modulus of elasticity is equal to 20 % of  $E_{x,y}$ .

Poisson coefficients are considered equal in each orthotropic direction ( $\nu_{xy} = \nu_{yz} = \nu_{xz}$ ). The initial value has been measured at 20 °C and is equal to 0,2. At higher temperatures, the same reduction ratio that the Eurocode 5 reduction of the rigidity is applied on Poisson coefficients [4].

Very few shear modulus data are available for linen particleboards. A simple elastic equation (10) is used for the shear modulus  $G_{xy}$ . Shear modulus  $G_{yz}$  and  $G_{xz}$  are assessed according to Najafi work's [7], see equation (11). The temperature dependence of shear modulus is driven by the elastic modulus  $E_x$  :

$$G_{xy} = \frac{E_x}{2(1+\nu_{xy})} \quad (10)$$

$$G_{xz} = G_{yz} = E_x/8 \quad (11)$$

Thermal dilatation coefficients and their evolution with temperature are poorly documented in the literature. Data can be found between -50 °C to 80 °C but not for higher temperatures. However, it is known that the thermal dilatation coefficient is 5 to 10 times greater in the perpendicular direction of wood fibres than in the longitudinal direction of fibres. This was also observed in our experimental measurements. The out-of-plane thermal dilatation coefficient  $\varphi_z$  of the linen fibreboard is then taken 10 times larger than in-plane coefficients  $\varphi_x$  and  $\varphi_y$ .

$$\varphi_z = 10\varphi_x = 10\varphi_y \quad (12)$$

## 4 HEAT TRANSFER TEST

To calibrate the numerical model, a fire test on small-scale doors was carried out at Efectis France laboratory. Small-scale doors (dimensions 1000 mm x 465 mm x thickness) were exposed to the standard thermal loading EN-1363-1 [1], until ultimate collapse. Simulations will be compared to the experimental results in section 5.

The heat transfer test consisted in measuring temperatures and displacements onto six wood-based panels as shown on figure 2 (a). The work presented here only focuses on the linen fibreboard fixed by three steel hinges (hinge's dimensions : 60 x 50 mm<sup>2</sup>) (figure 2 b). The panel's dimensions are 1000 x 465 x 33.5 mm<sup>3</sup>, with a density of 390 kg/m<sup>3</sup>. Around 30 % of the panel is composed of linen fibres. The rest of the product is composed by wood fibres, urea formaldehyde glue and water (no product information sheet available). This type of linen panel is often used as a basic component for fire doors and was provided by a French door manufacturer.



Instrumentation consisted in 17 type K thermocouples located on the unexposed side and inside the material (8, 16.5 and 25 mm from the exposed side). Out-of-plane displacements were recorded by using two draw-wire sensors. Displacements were measured at the center of the panel and at the upper corner of the panel (at the opposite side of hinges).

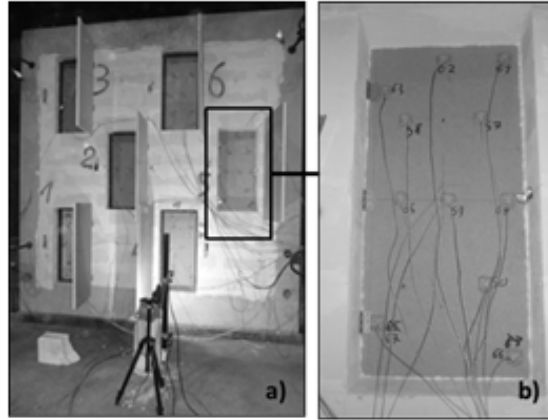


Figure 2. a) Unexposed face of the furnace with the six wood-based panels, b) Linen fibreboard fixed on three hinges with a metal angle screwed as a door lock.

## 5 NUMERICAL SIMULATIONS

Simulations of the heat transfer test using the developed thermo-mechanical model (see section 3) are discussed and compared to experimental data (see section 4).

### 5.1 Heat transfer simulation

A validation of the thermal model is presented here. In order to reduce the duration of the simulation, a unidirectional heat transfer through the thickness of the linen fibreboard is considered. A thin 2D mesh (quadratic elements) is used with thermal boundary conditions onto the exposed and unexposed faces as presented on figure 3. Exchange with the EN-1363-1 standard temperature on the exposed face and with the room temperature on the unexposed face are taken into account with convective heat transfer coefficients  $H$  respectively equal to 25 and 4  $\text{W}/\text{m}^2\cdot\text{K}$  and radiative transfer coefficients  $\epsilon$  equal to 0.9. Water content  $\beta$  before heat transfer test is estimated at 10 %.

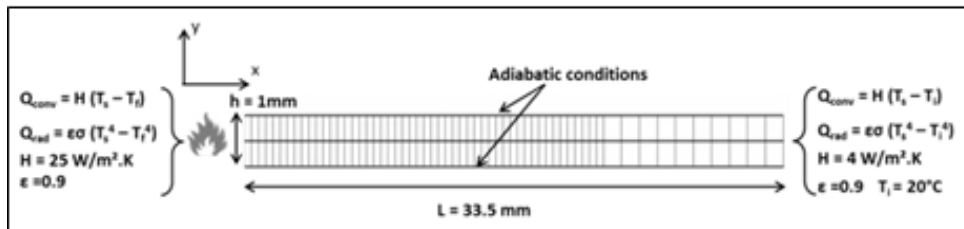


Figure 3. Boundary conditions used for thermal transfer simulations in linen panel.

The thermal properties and the Arrhenius laws parameters used for simulations are presented in table 1. Simulated temperatures on the unexposed surface and inside the material (8, 16.5 and 25 mm from the exposed surface) are compared to heat transfer test measurements.

Table 1. Thermal properties of the linen panel and data used in Arrhenius laws.

Component	$\rho$ (kg/m <sup>3</sup> )	Cp (J/kg.K)	$\lambda$ (W/m.K)	Arrhenius parameters	Water vaporization	Pyrolysis	Combustion
Linen	373	1636	0.123	Ei (J/mol)	$1.6 \cdot 10^5$	$3.3 \cdot 10^5$	-
Charcoal	93*	1150	0.125	A (/s)	$1.60 \cdot 10^{19}$	$5.1 \cdot 10^{31}$	-
Water	1000	4286	0.658	Hr (J/kg)	$-1.2 \cdot 10^7$	$2.0 \cdot 10^6$	$17 \cdot 10^{6**}$

\* 93 kg/m<sup>3</sup> is for  $\chi = 0.25$  (section 2.1.3)

\*\* 80 % of pyrolysis gases are considered to be combustible

Comparison between simulated and measured temperatures in the linen panel is presented in figure 4. With the model developed, it can be noted that the kinetics of temperature is mostly governed by the value of conduction coefficient  $\lambda$  and by the two energy values Hr respectively corresponding to water vaporization and pyrolysis. With the data set used here, the temperature elevation below 100 °C is somehow slower in the simulation than in the experiment, which results in a slight delay in the simulated temperatures under 100 °C. Above this temperature the general trend of the thermal transfer is well simulated. Taking into account the sink of energy associated with water vaporization allows obtaining a temperature slowdown around 100 °C. Due to thermal damping across the material, the delay is higher for deeper measurement, as for instance on the unexposed side of the panel, like it is observed during experiments.

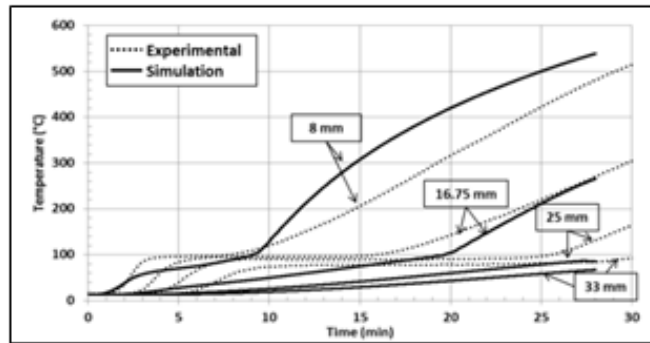


Figure 4. Simulated (solid lines) and measured temperatures (dotted lines) for the thermal transfer in a linen fibreboard.

The comparison between simulated and experimental temperatures shows that correctly simulating the thermal behaviour around the vaporization process is complex. This may be due to the fact that the model does not account for the mass transfer inside the material. On another hand, developing heat and mass transfer models would require to identify a much larger number of material parameters, e.g. permeability and porosity, which are often not measurable at high temperatures.

## 5.2 Thermo-mechanical simulation

Thermo-mechanical simulation is performed on a full-scale 3D mesh (quadratic elements) of the tested panel. Same thermal boundaries than the thermal simulation (section 5.1) are used for this simulation (see figure 5). Mechanical boundaries consist in blocking the displacements and rotations of hinges and lock. Steel thermal and mechanical properties used for hinges and lock are taken from the European standard EN 1993-1-1.

Table 2. Initial mechanical properties of the linen panel.

T (°C)	$E_{x,y}$ (MPa)	$E_z$ (MPa)	$\nu_{xy,yz,xz}$	$G_{xy}$ (MPa)	$G_{yz,xz}$ (MPa)
20	650	130	0.2	271	81.3

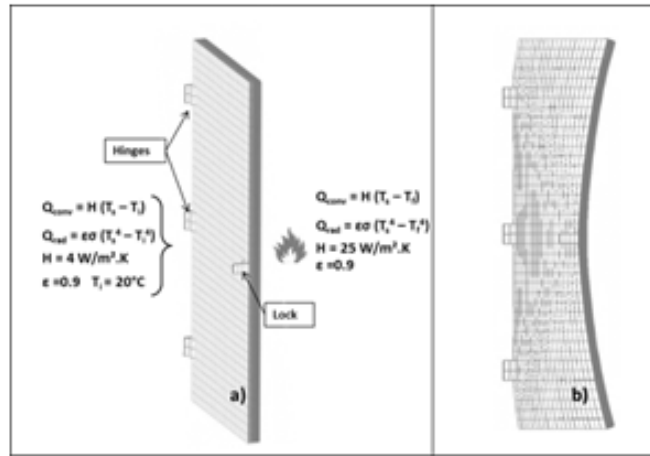


Figure 5. Boundary conditions used for thermal transfer simulations onto linen panel.

Initial mechanical properties used in this simulation are presented in table 2. Values at higher temperatures are calculated as explained in section 3.2. Thermal expansion coefficients are based on Tabaddor's work [8] and values are given at figure 6 (a).

Simulated displacement at the centre of diagonals is provided at figure 6 (b) (dotted line). Displacement at the center is close to the measured one. At 28 min, i.e. at the end of the fire test, a displacement of 10.3 mm is simulated while a value of 18 mm was measured. It can also be seen that the evolution with time of these displacements is not identical, with a slower evolution in simulation. The first possible explanation is the difference between experimental and simulated thermal transfers inside the material (see section 5.1). Secondly, assumptions about mechanical properties (especially for the orthotropic properties) were made for this simulation and might be improved. The values of thermal dilatation coefficients are derived from Tabaddor's work on solid wood exposed to fire. An experimental program is currently undertaken, aiming to measure thermal dilatation coefficients of linen fibreboard.

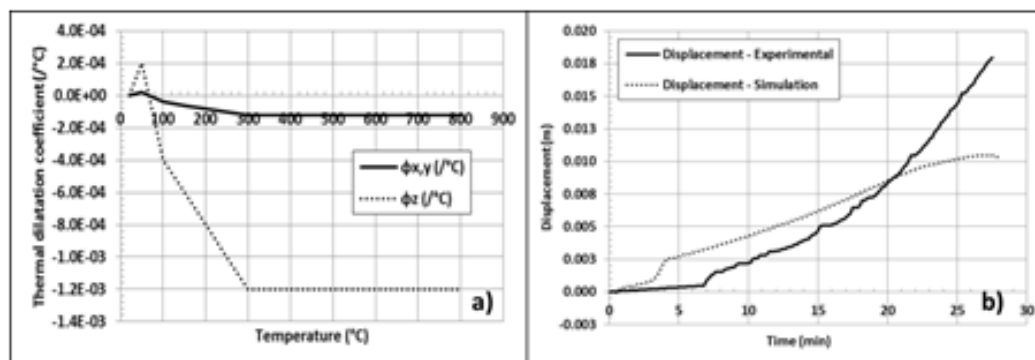


Figure 6. a) Thermal dilatation coefficients used in thermo-mechanical simulation and b) Experimental (solid line) and simulated (dotted line) displacements at the leaf center of the linen fibreboard.

## 6 CONCLUSION

In this work, a thermo-mechanical model for the simulation of thermal and mechanical behaviour of cellulosic materials when exposed to a fire resistance test has been developed. Two main difficulties had to be overcome. The first one is the complexity of coupled phenomena that are involved in the thermo-mechanical response of wood components. The second one is the lack of knowledge and data about the value of thermal and mechanical properties of wooden based materials for the whole range of temperatures of the tests. The choice has been done of developing a simplified model capable of describing the main features of materials transformation during pyrolysis, while carrying on an important experimental program in order to identify the range of values of material properties.

Results show that correctly simulating the thermal transfer in wood is complex. The main features of tests are reproduced, and the experimental results have been correctly fitted. Some weaknesses remain, mainly due to the vaporization process near 100 °C. The quality of results might be improved by adding a mass transfer model but this would increase needed parameters which are not easily measurable at high temperature. To improve the quality of displacement estimation, it will be necessary to replace prior values taken for thermal expansion coefficients by values more representative of the linen fibreboard. Tests are currently carried out to measure these parameters, while accounting for the orthotropic character of the thermal strain.

## REFERENCES

- [1] AFNOR, “NF-EN-1363-1, Fire resistance tests, Part 1 : General requirements”, AFNOR, 2000.
- [2] Cayla F., Leborgne H., Joyeux D., “Application of a virtual resistance furnace : fire resistance test simulation on a plasterboard membrane”, Application of Structural Fire Engineering, COST Action TU0604, 2011.
- [3] Di Blasi C., “Comparison of semi-global mechanisms for primary pyrolysis of lignocellulosic fuels”, Journal of Analytical and Applied Pyrolysis, 47, 43 – 64, 1988.
- [4] AFNOR, “EN 1995-1-2, Design of timber structure Part 1-2 : General structural fire design”, AFNOR, 2004.
- [5] CAST3M-2009, Finite element software, CEA, [www-cast3m.cea.fr](http://www-cast3m.cea.fr), 2009.
- [6] Knudson R.M., “Performance of structural wood members exposed to fire”, Forest Products Journal, 25 (2), 1975.
- [7] Najafi S.K., Bucur V. and Ebrahimi G., “Elastic constants of particleboard with ultrasonic technique”, Materials Letters, 59, 2039 – 2042, 2005.
- [8] Tabaddor M., “Thermal and mechanical finite element modeling of wood floor assemblies subjected to furnace exposure”, Underwriters Laboratories, 2008.

