



# ETUDE

FAISABILITE DE L'APPLICATION DE  
L'INGENIERIE DE LA SECURITE  
INCENDIE AUX BATIMENTS EN BOIS  
ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE

## **AVERTISSEMENT**

Cette publication vise à mettre à disposition des acteurs de la construction les résultats d'études menées dans le cadre des travaux de la Commission Technique d' ADIVbois.

ADIVbois ne saurait être tenu pour responsable des omissions, inexactitudes ou erreurs que pourrait contenir cette publication et qui résulteraient de la retranscription de ces études, réalisées sous la responsabilité de leurs auteurs respectifs, et auxquelles le lecteur est invité à se référer directement.

ADIVbois souligne également que les éléments et recommandations retranscrites dans le présent ouvrage présentent un caractère informatif et ne sauraient en aucun cas se substituer, même pour partie, aux études techniques et juridiques, tant au stade de la conception que de l'exécution, qui incombent à chaque acteur de la construction dans le cadre des projets auxquels il pourra être amené à participer.

### **Droits d'auteur - copyright ©**

L'ensemble de ce document relève de la législation française et internationale sur le droit d'auteur et la propriété intellectuelle. Tous les droits de reproduction sont réservés, y compris pour les documents téléchargeables et les représentations iconographiques et photographiques.

La reproduction de tout ou partie de ce document, y compris sur un support électronique quel qu'il soit est formellement interdite sauf autorisation expresse d' ADIVbois, du Codifab et des réalisateurs de l'étude.

## PRÉAMBULE

Depuis 2016, l'Association pour le Développement des Immeubles à Vivre Bois porte un projet innovant reposant sur des immeubles bois de moyenne et grande hauteur, qui se distinguent par des solutions structurelles bois et des aménagements intérieurs faisant appel au bois.

Ce projet innovant va de pair avec un important travail collectif (études, benchmark, prototypages) visant à accompagner la réalisation d'immeubles démonstrateurs.

La Commission Technique d'ADIVbois a lancé, depuis 2016, un nombre conséquent de travaux dans le cadre d'ateliers thématiques (structure, incendie, acoustique, enveloppe, environnement...) et d'études afin d'accompagner la conception et la réalisation des Immeubles à Vivre Bois. L'objectif de ces travaux est de favoriser la levée de freins technico-réglementaires et d'être partagés avec la collectivité.

Le présent document s'inscrit dans cette démarche.

Ce document a été financé par l'association ADIVbois et par le CODIFAB. Il a été réalisé par le groupement réunissant le CSTB et Efectis, prenant en compte des contributions des membres de l'atelier Incendie d'ADIVbois.

La présente première partie de l'étude sur les conditions d'applicabilité de l'ingénierie de la sécurité incendie aux bâtiments en bois de grande hauteur, concerne l'étude bibliographique et le recueil des données nécessaires.

---

Référence	Efectis	CSTB
Affaire/projet :	SA-17-000977	26068352
Document :	17-001650-BGI/GAU	

## ÉTUDE DE FAISABILITÉ D'APPLICATION DE L'INGÉNIERIE DE SÉCURITÉ INCENDIE AUX BÂTIMENTS EN BOIS DE GRANDE HAUTEUR

---

### ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE ET RECUEIL DE DONNÉES

**Demandeur : CODIFAB**

Comité Professionnel de Développement des Industries  
Françaises de l'Ameublement et du Bois  
120, Avenue Ledru-Rollin  
75011 PARIS

Date : 09 Mars 2018  
Indice de révision : B  
Nombre de pages : 50

	Rédacteur	Vérificateur
Efectis France	Gildas AUGUIN Bertrand GIRARDIN François CAYLA	Gildas AUGUIN
CSTB	Paul LARDET	El Mehdi KOUTAIBA Pauline ANEST-BAVOUX

---

**SUIVI DES MODIFICATIONS**

<b>Indice de révision</b>	<b>Date</b>	<b>Modifications</b>
A	17/12/2017	Version initiale
B	09/03/2018	Mise à jour suite à remarques Atelier Incendie ADIVbois

## SOMMAIRE

<b>1. PRÉAMBULE.....</b>	<b>4</b>
<b>2. GÉNÉRALITÉS.....</b>	<b>5</b>
2.1 PRESENTATION DU BOIS ET DE SES DÉRIVÉS .....	5
2.2 COMPORTEMENT DU BOIS SOUS SOLLECITATION THERMIQUE .....	6
2.2.1 Séchage du bois.....	7
2.2.2 Pyrolyse du bois.....	8
2.2.3 Combustion .....	9
<b>3. MODÈLES NUMÉRIQUES DE LA DÉGRADATION THERMIQUE DU BOIS .....</b>	<b>9</b>
3.1 MODÈLES EMPIRIQUES.....	9
3.2 MODÈLES DE PYROLYSE SIMPLES .....	11
3.3 MODÈLES DE PYROLYSE COMPLEXES.....	13
3.4 CONCLUSION SUR LA SIMULATION DU COMPORTEMENT AU FEU DU BOIS .....	14
<b>4. PROPRIÉTÉS THERMOCHIMIQUES DU BOIS.....</b>	<b>16</b>
4.1 MASSE VOLUMIQUE .....	16
4.2 CONDUCTIVITÉ THERMIQUE .....	17
4.3 CAPACITÉ THERMIQUE .....	20
4.3.1 Évolution de la capacité thermique en fonction de la température et de la teneur en eau ...	20
4.3.2 Évolution de la capacité thermique du charbon .....	22
4.4 CINÉTIQUE DE DÉGRADATION .....	23
4.4.1 Vaporisation de l'eau.....	23
4.4.2 Dégradation du bois sec .....	25
4.5 TEMPÉRATURE ET FLUX CRITIQUE D'INFLAMMATION .....	27
4.6 VITESSE DE CARBONISATION .....	28
4.7 CONCLUSIONS SUR LES PROPRIÉTÉS THERMOCHIMIQUES DU BOIS ET DE SES DÉRIVÉS .....	29
<b>5. PROPRIÉTÉS THERMOMÉCANIQUES.....</b>	<b>30</b>
5.1 COEFFICIENT DE DILATATION.....	30
5.2 PARAMÈTRES THERMOMÉCANIQUES À TEMPÉRATURE AMBIANTE .....	32
5.3 INFLUENCE DE LA TEMPÉRATURE.....	33
5.4 CONCLUSIONS SUR LES PROPRIÉTÉS THERMOMÉCANIQUES .....	36
<b>6. RECUEIL ET ANALYSE DE DONNÉES ÉTRANGÈRES.....</b>	<b>37</b>
6.1 APPLICATION DE L'INGÉNIERIE DE SÉCURITÉ INCENDIE À L'ÉTRANGER .....	37
6.2 ANALYSE D'ESSAIS À PLEINE ÉCHELLE RÉALISÉS À L'ÉTRANGER .....	38
6.2.1 Introduction.....	38
6.2.2 Données considérées .....	38
6.2.3 Analyse des données .....	41
6.2.4 Données prioritaires .....	41
6.2.4.1 Frangi et al. (2008) .....	42
6.2.4.2 McGregor (2013) et Medina Hevia (2014) .....	43
6.2.4.3 Su et Moradori (2015).....	44
<b>7. RÉFÉRENCES.....</b>	<b>46</b>

## 1. PRÉAMBULE

---

En France, la réglementation actuelle prescriptive concernant les bâtiments d'habitation ou relevant du code du travail date des années 1980 – 1990. Ces réglementations relatives à la sécurité incendie étaient principalement fondées sur des analyses de risques portées sur des bâtiments à structure incombustible, principalement en béton. Certaines prescriptions de ces règlements ne semblent pas toujours adaptées dans le cas de bâtiments à ossature bois de hauteur relativement importante (bâtiment d'habitation des 3<sup>èmes</sup> et 4<sup>èmes</sup> famille et bâtiment relevant du code du travail de hauteur inférieur du plancher bas le plus haut inférieur à 28 m)

En matière de sécurité incendie dans les bâtiments à ossature bois de grande hauteur, la note d'information du 18 décembre 2015 [1] préconise le recours à des études spécifiques afin de pouvoir valider des solutions bois. Ces études permettent une approche globale et par objectif de la sécurité sur les trois domaines suivants :

- Résistance au feu des structures et compartimentage,
- Comportement au feu des façades,
- Réaction au feu des matériaux de construction.

Toutefois afin d'éprouver les méthodologies et les outils employés en Ingénierie de Sécurité Incendie (ISI), l'Atelier Incendie d'ADIVbois a confié au CSTB et à Efectis France une étude de faisabilité d'ingénierie de sécurité incendie de bâtiment en bois. Cette étude est réalisée selon les 4 phases suivantes :

- Phase 1 : étude bibliographique et recueil de données,
- Phase 2 : étude du développement de feu de deux configurations types,
- Phase 3 : étude du comportement au feu d'une structure bois dans les deux configurations définies précédemment,
- Phase 4 : Synthèse et guide méthodologique.

Le présent rapport, correspondant à la phase 1, a pour objet de dresser un état des connaissances sur le bois et son comportement sous incendie. Il s'agit donc essentiellement de récolter les données existantes sur les propriétés physico-thermiques du bois et de ses dérivés. Une analyse des approches possibles pour la modélisation du comportement au feu du bois est abordée afin d'identifier les paramètres importants à déterminer. Un recueil des propriétés thermomécaniques est également réalisé. Enfin, une analyse des approches adoptées pour l'application de l'ISI dans les autres pays ainsi que le recueil de données et résultats d'essais à pleine échelle déjà réalisés sont discutés en fin de document.

## 2. GÉNÉRALITÉS

---

*Préambule* : ce chapitre a pour objet de décrire les principales caractéristiques du bois et de son comportement sous sollicitation thermique.

### 2.1 PRESENTATION DU BOIS ET DE SES DÉRIVÉS

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. Sa composition microscopique fortement hétérogène permet d'expliquer en partie son comportement à l'échelle macroscopique. De plus, son caractère combustible rend son étude difficile à haute température.

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 :

- La cellulose, présente à environ 43 % en termes de masse, est le constituant majoritaire.
- L'hémicellulose, présente à environ 30 %, joue en partie le rôle de la matrice du composite.
- La lignine, présente à environ 27 %, permet de lier les cellules entre elles. C'est l'élément principal de la matrice du composite bois.

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

- L'écorce.
- Le bois d'aubier.
- Le bois de cœur.
- La moelle.

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.

Il existe de nombreux dérivés produits à partir du bois. Ceux-ci sont utilisés pour de nombreuses applications telles que des panneaux pour la couverture, pour la réalisation de murs intérieurs ou pour les façades. Ils sont également utilisés pour les éléments structuraux.

Les dérivés du bois sont composés des composants suivants :

- Une partie cellulosique : du bois massif scié, des flocons de bois, des lamelles de bois, sciure de bois ;
- Un adhésif, en général une résine thermodurcissable : en fonction de l'application visée et des performances souhaitées, des résines phénol-formaldéhyde, urée formaldéhyde, mélamine formaldéhyde, ou iso-cyanate ;
- D'autres additifs, des cires pour jouer sur l'équilibre hygroscopique du produit, agents ignifugeant, fongicides etc.

Parmi les principaux dérivés du bois utilisés dans la construction, nous pouvons citer le bois massif, le bois lamellé collé (Glued-laminated timber ou Glulam), le bois lamellé croisé (cross laminated timber ou CLT), le lamibois (Laminated veneer lumber ou LVL), le contreplaqué (ou plywood), les panneaux de bois ou de fibres (hardboard ou medium density fiberboard) et les panneaux OSB (pour Oriented Strand Board).

Le lamibois a été initialement développé pour servir d'éléments structurants pour des avions dans les années 40. A partir des années 70, il devient couramment utilisé dans le bâtiment et à partir des années

90, les plis utilisés pour le lamibois ont une épaisseur comprise entre 2,5 et 3,2 mm. Ces plis sont compressés à chaud avec une résine phénol-formaldéhyde afin de produire le matériau. Le lamibois est généralement produit avec des épaisseurs de 38 mm et une largeur comprise entre 0.6 et 1.2 m [69].

Les panneaux OSB sont fabriqués à partir de minces flocons de bois collés ensemble avec une résine phénol-formaldéhyde ou iso-cyanate. Il est massivement utilisé pour les murs, les toitures et les planchers dans les bâtiments. Les flocons de bois ont typiquement un ratio d'aspect (longueur/largeur) de 3. Les panneaux OSB sont généralement composés de 3 composants : les deux faces avec des flocons orientés dans un sens et un cœur avec des flocons orientés aléatoirement ou contre alignés. Les panneaux OSB sont principalement fabriqués à partir de peuplier.

Le bois lamellé collé est constitué d'au moins 2 lamelles de bois collées. A la différence du bois lamellé croisé, les lamelles sont toutes orientées dans le sens de la longueur. Chaque lamelle a une épaisseur maximale de 50 mm.

Le bois lamellé croisé est un panneau de bois de construction fabriqué à partir d'au minimum 3 lamelles de bois tendres, sciés, empilés alternativement à 90 ° de la lamelle précédente, et collées ensemble. Une épaisseur comprise entre 50 et 500 mm est ainsi obtenue sur une longueur pouvant aller jusqu'à 13.5 m.

## 2.2 COMPORTEMENT DU BOIS SOUS SOLlicitation THERMIQUE

Le bois est un matériau combustible c'est-à-dire qu'il subit une dégradation thermique suite à une agression thermique et/ou oxydante (en présence d'oxygène qui joue le rôle de comburant). Sa structure et ses propriétés thermo-physiques 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.

La dégradation thermique du bois est décrite par plusieurs auteurs dans la littérature [5][8][9][10]. Elle s'effectue en trois phases (**Figure 2.1**), soit :

- Le séchage ;
- La pyrolyse ;
- La combustion des gaz de pyrolyse.

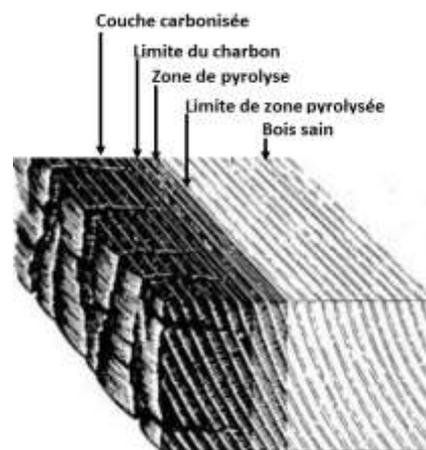


Figure 2.1 : Représentation du front de pyrolyse dans le bois

### 2.2.1 Séchage du bois

Le bois est un matériau hygroscopique. L'élévation de la température aura donc pour effet de sécher le matériau.

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.

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). Lorsque localement le matériau devient anhydre (plus d'eau libre et liée), sa température poursuit son élévation.

L'eau existe sous plusieurs formes dans le bois (eau liée et eau libre). Le transport de cette eau se fait par diffusion dans le lumen des cellules du bois (structure en nid d'abeille,) ou par diffusion dans les parois cellulaires pour l'eau liée. Il existe plusieurs manières de résoudre et de simuler l'évaporation de l'eau libre et liée du bois [13][14][15].

Les équations de transport sont principalement régies par les lois de Fourier (**Équation 2.1**) et de Fick (**Équation 2.2**). Le transfert de chaleur est provoqué par un gradient de température. La loi de Fourier présente la densité de flux ( $q_x$ ) suivant la direction  $x$  :

$$q_x = -\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \quad \text{Équation 2.1}$$

Selon la loi de Fick, le flux de masse est proportionnel au gradient de concentration d'humidité :

$$j_x = -D_x \frac{\partial \rho_x}{\partial x} \quad \text{Équation 2.2}$$

D'après l'étude de Kocaefe et al. [16] qui compare trois approches du comportement thermo-hydrigue du bois, le modèle de diffusion paraît le mieux adapté car demandant moins de données d'entrée, offrant une bonne corrélation avec les résultats expérimentaux en un temps restreint.

Le modèle de diffusion est présenté via les équations de conservation de mouvement, de transfert de chaleur et de masse selon trois directions. Les conditions aux limites de l'échantillon sont gouvernées par le gaz autour de l'échantillon prenant en compte par convection, les coefficients de diffusion, les différentes densités (eau, mélanges gaz), la teneur en humidité et les enthalpies du bois et de l'eau.

Le coefficient de diffusion  $D$  et de conductivité  $k$  varient principalement en fonction de la teneur en humidité, sous le Point de Saturation des Fibres dans le cas de la diffusion. Les coefficients de transfert de masse  $\alpha_q$  et de chaleur  $\alpha_m$  sont déterminés en fonction des nombres de Nusselt (NU), Reynolds (Re), Prandtl (Pr) et Sherwood (Sh).

Propriété	Unité	Valeur et expression
$M_{FSP}$		$0.57315 - 0.0017T$
$G_m$		0.43
$v_a$		$1 - G_m(0.667 + \rho_w)$
$D$	$[m^2s^{-1}]$	$\frac{\sqrt{v_a} D_w D_v}{(1-v_a)(\sqrt{v_a} D_w + (1-v_a) D_v)}$
$D_v$	$[m^2s^{-1}]$	$\frac{1.29e^{-12}(1.0+1.54M)p_s T_a^{1.5}}{(T_a+245.18)} \frac{d\phi}{d\rho_w}$
$D_{br}$	$[m^2s^{-1}]$	$exp(-9.9 + 9.8\rho_w - 4300/T_K)$
$p_s$	$[Pa]$	$3390exp(-1.74 + 0.0759T_C - 0.000424T_C^2 + 2.44e^{-6}T_C^3)$
$h_l$	$[Jkg^{-1}]$	419000
$h_g$	$[Jkg^{-1}]$	2676000
$c_{pl}$	$[Jkg^{-1}K]$	4185
$c_{pg}$	$[Jkg^{-1}K]$	2000
$\alpha_{ml}$	$[Wm^{-1}K^{-1}]$	$1e^{-4}$
$\alpha_g$	$[Wm^{-1}K^{-1}]$	30
$\rho_{wi}$	$[kgm^{-3}]$	35
$\rho_g$	$[kgm^{-3}]$	$\rho_g(t)$
$T_c$	$[K]$	$T_g(t)$

Tableau 2-1 : Description des propriétés utilisées dans le modèle

L'étude de Thibeault [15] s'intéresse principalement aux problèmes des déformations induites par le séchage. L'auteur présente des courbes de relevés d'humidité et de température du bois et du séchoir. Ces données peuvent être utiles en tant que données d'entrée pour l'évolution de l'humidité en fonction de la température. Néanmoins les sollicitations en séchoir ne sont pas aussi agressives que celles d'un feu réel. La température et l'humidité du bois n'évolueront donc pas de la même manière dans le cas d'un incendie réel avec du bois.

### 2.2.2 Pyrolyse du bois

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 [10].

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 [17][8][18] :

- 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. Rousset [8] 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 375 °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) en même temps que la dégradation de la lignine a lieu.

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>) [19]. Au-delà de 200 °C, le taux de dioxyde de carbone diminue et de plus en plus de gaz combustibles sont dégagés [5].

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 [20].

### 2.2.3 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 une 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 [6][7].

## 3. MODÈLES NUMÉRIQUES DE LA DÉGRADATION THERMIQUE DU BOIS

*Préambule : l'un des principaux verrous en matière de modélisation du comportement du bois sous incendie, est de prendre en compte les différents phénomènes de dégradation. Il s'agit alors dans ce chapitre de décrire les principales approches possibles en matière de modélisation numérique, afin d'identifier les paramètres et données physiques et thermiques nécessaires pour leur application.*

### 3.1 MODÈLES EMPIRIQUES

L'approche la plus simple pour simuler le comportement au feu du bois est l'utilisation de modèles « empiriques ». Cette approche permet de résoudre le transfert thermique au sein du bois lors de la phase d'échauffement du matériau et avant l'ignition du matériau. Au lieu de simuler la dégradation et le transport des gaz combustibles et/ou non combustibles au sein du matériau, des modèles empiriques utilisant des données de tests à petites (TGA, DSC, etc.) ou moyennes échelles (cône calorimètre, panneau radiant, SBI etc.) sont utilisés. Par exemple, le taux de vitesse de perte de masse ou le taux de chaleur dégagée sont extraits d'essais au cône calorimètre pour des flux incidents donnés. Ces taux sont ensuite appliqués au même matériau lors de la simulation dans des conditions réelles ou des tests à grande échelle.

Les principales limitations de ce type d'études sont que les données utilisées doivent être représentatives des flux imposés lors des conditions réelles et que le transfert thermique doit toujours être simulé. Des paramètres thermiques sont donc toujours demandés et l'ignition est prise en compte à travers un unique paramètre, une température d'ignition  $T_{ig}$  ou un flux critique pour ignition  $\dot{q}''_{cr}$  ou même un flux massique critique  $\dot{m}''_{cr}$ .

Plusieurs approches ont été développées afin d'estimer ces paramètres. Une approche expérimentale a été proposée par Harkelroad et Quintiere [21] et est décrit dans l'ASTME 1321 [22] pour déterminer  $\dot{q}''$  et  $T_{ig}$ . Dans un premier temps, il faut effectuer des tests calorimétriques à des flux incidents ( $\dot{q}_e''$ ) de plus en plus faibles et avec des intervalles de 10 ou 5 kW/m<sup>2</sup> jusqu'à trouver un flux critique ( $\dot{q}_{cr}''$ ) pour lequel l'inflammation n'a jamais lieu. La température d'ignition est ensuite calculée avec l'**Équation 3.1**.

$$\varepsilon \dot{q}_{cr}'' = h_c (T_{ig} - T_\infty) + \varepsilon \sigma (T_{ig}^4 - T_\infty^4) \quad \text{Équation 3.1}$$

( $T$  en K,  $h_c$  en W/m<sup>2</sup>/K,  $\sigma = 5.67 \cdot 10^{-5}$  W/m<sup>2</sup>/K<sup>4</sup>)

Une approche similaire a été proposée par Janssens [23][24] pour estimer le flux critique et limiter le nombre d'expériences à réaliser. Des expériences calorimétriques doivent être réalisées à différent flux incidents. Au lieu de rechercher expérimentalement  $\dot{q}_{cr}''$ , celui-ci est défini comme l'interception avec l'axe des abscisses de  $t_{ig}^{-0.55}$  en fonction des flux incidents comme proposé par l'**Équation 3.2**. D'après Janssens, cette équation est valide pour tout matériau thermiquement épais. La température d'ignition  $T_{ig}$  est alors calculée en utilisant l'**Équation 3.1**.

$$\dot{q}_e'' = \dot{q}_{cr}'' \left[ 1 + 0.73 \left( \frac{\lambda \rho C_p}{h_c^2 t_{ig}} \right)^{0.55} \right] \quad \text{Équation 3.2}$$

( $t$  en s,  $\lambda$  en W/m/K,  $C_p$  en J/kg/K,  $\rho$  en kg/m<sup>3</sup>,  $h_c$  en W/m<sup>2</sup>/K)

Il existe également de nombreuses autres corrélations (cf. Tableau 3-1) entre le temps d'ignition  $t_{ig}$  lors d'une expérience calorimétrique et la température d'ignition  $T_{ig}$ . La plupart de ces corrélations sont valides pour des matériaux thermiquement épais et sont basées sur des analyses de données empiriques.

Références	Équation
Quintiere [25]	$t_{ig} = \frac{2}{3} \cdot \lambda \rho C_p \cdot \left( \frac{T_{ig} - T_0}{\dot{q}''} \right)^2$
Atreya [26]	$t_{ig} = \frac{\pi}{4} \cdot \lambda \rho C_p \cdot \left( \frac{T_{ig} - T_0}{\dot{q}''} \right)^2$
Mikkola [27]	$t_{ig} = \frac{\pi}{4} \cdot \lambda \rho C_p \cdot \left( \frac{T_{ig} - T_0}{\dot{q}''} \right)^2$
Delichastios [28]	$t_{ig} = \frac{1}{\pi} \cdot \lambda \rho C_p \cdot \left( \frac{T_{ig} - T_0}{\dot{q}'' - \dot{q}_{cr}''} \right)^2$ (si $\dot{q}'' < 1.1 \dot{q}_{cr}''$ )
	$t_{ig} = \frac{\pi}{4} \cdot \lambda \rho C_p \cdot \left( \frac{T_{ig} - T_0}{\dot{q}'' - 0.64 \dot{q}_{cr}''} \right)^2$ (si $\dot{q}'' > 3 \dot{q}_{cr}''$ )
Harrada [29]	$t_{ig} = 14.4 \cdot \frac{\lambda \rho C_p}{\dot{q}''^3} + 8.64$

**Tableau 3-1 : Relations entre le temps et la température d'ignition selon différents auteurs**

Une fois  $T_{ig}$  connu, le transfert thermique est résolu en utilisant l'**Équation 3.3**. Les champs de température sont alors calculés pour le matériau, et dès que la température de surface devient plus grande que  $T_{ig}$ , un taux de dégagement de chaleur surfacique prédéfini est appliqué à cette surface.

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial (\lambda \frac{\partial T}{\partial x})}{\partial x} \quad \text{Équation 3.3}$$

( $\lambda$  en W/m/K,  $C_p$  en J/kg/K,  $\rho$  en kg/m<sup>3</sup>,  $T$  en K)

Afin d'utiliser ces modèles, les données nécessaires sont relativement réduites :

- Les paramètres thermiques du matériau non-dégradé ( $C_p$ ,  $\rho$ ,  $\lambda$ ). Idéalement ces paramètres doivent être exprimés en fonction de la température mais des mesures à température ambiantes sont satisfaisantes.
- Une température d'ignition  $T_{ig}$ . Ce paramètre est extrait de mesures calorimétriques
- Une courbe de taux de dégagement de chaleur en fonction du temps.

### 3.2 MODÈLES DE PYROLYSE SIMPLES

Une approche plus complexe peut également être utilisée pour simuler le comportement au feu du bois. De manière similaire aux modèles empiriques, le transfert thermique au sein du matériau nécessite d'être modélisé. Cependant, le dégagement de chaleur ou de masse n'est pas prescrit mais nécessite la résolution de la conservation de la masse au sein du matériau. L'approche la plus simple est ainsi d'utiliser des réactions d'Arrhenius afin de simuler les réactions de dégradation se produisant lors de l'échauffement du matériau ainsi que la production des gaz inflammables (ou non-inflammables). Le dégagement des gaz ainsi produit est supposé instantané et ne jouant aucun rôle dans le transfert thermique. A l'inverse, selon que les réactions de dégradation soient exothermique ou endothermique, de l'énergie peut être apportée ou consommée par le système. Cela est pris en compte l'enthalpie de réactions  $Q_r$  dans l'**Équation 3.4**.

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial \left( \lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right)}{\partial x} + Q_r \quad \text{Équation 3.4}$$

Avec  $\lambda$  en  $W/m/K$ ,  $C_p$  en  $J/kg/K$ ,  $\rho$  en  $kg/m^3$ ,  $T$  en  $K$ ,  $Q_r$  en  $W/m^3$

$Q_r$  peut être défini par rapport à l'énergie de la réaction étudiée  $H_{r_i}$  et la vitesse de cette réaction comme proposé par l'**Équation 3.5** pour un matériau se dégradant selon  $N_i$  réactions. Chaque  $i^{\text{ème}}$  réaction possède un taux d'avancement  $\chi_i$ .

$$Q_r = \sum_1^{N_i} \frac{d\chi_i}{dt} \cdot \rho \cdot H_{r_i} \quad \text{Équation 3.5}$$

Avec  $H_{r_i}$  en  $J/kg$ ,  $\rho$  en  $kg/m^3$

La variation du taux d'avancement pour chaque réaction est alors exprimée par une loi d'Arrhenius (**Équation 3.6**) de facteur pré-exponentiel  $A_i$  et d'énergie d'activation  $E_{a_i}$ . L'**Équation 3.6** est une réaction d'ordre  $n_i$ .

$$\dot{r}_i = \frac{d\chi_i}{dt} = -A_i \cdot \exp\left(\frac{-E_{a_i}}{RT}\right) \cdot (1 - \chi_i)^{n_i} \quad \text{Équation 3.6}$$

Avec  $A_i$  en  $1/s$ ,  $E_{a_i}$  en  $J/mol$

Si les réactions de décomposition sont décrites sous la forme  $A_{\text{solide ou liquide}} \rightarrow \nu_s B_{\text{solide ou liquide}} + \nu_g C_{\text{gaz}}$  alors la variation des masses de A, B et C peuvent s'écrire selon les équations ci-dessous.

$$\frac{\partial m_A}{\partial t} = -A \cdot \exp\left(\frac{-E_a}{RT}\right) \cdot m_a^n \quad \text{Équation 3.7}$$

$$\frac{\partial m_B}{\partial t} = \nu_s A \cdot \exp\left(\frac{-E_a}{RT}\right) \cdot m_a^n \quad \text{Équation 3.8}$$

$$\frac{\partial m_{BC}}{\partial t} = \nu_g A \cdot \exp\left(\frac{-E_a}{RT}\right) \cdot m_a^n \quad \text{Équation 3.9}$$

Avec  $A_i$  en  $1/s$ ,  $E_{a_i}$  en  $J/mol$

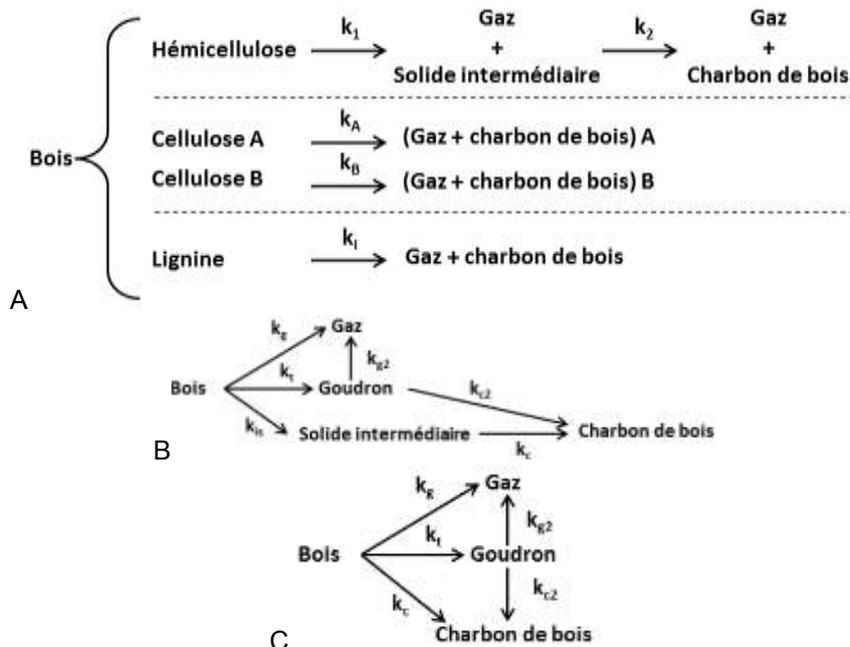
Bien que ce modèle soit simple, il a été utilisé avec succès pour simuler le comportement au feu du bois, par exemple par Bamford [30]. La perte de masse et les champs de température ont été correctement simulés pour des échantillons de bois de 2 et 4 cm soumis à une flamme. L'ignition et l'extinction étaient prises en compte par l'utilisation d'un flux massique critique pour l'ignition. Les temps où le flux massique simulé devenait plus grand (ou plus petit) que cette valeur, correspondait respectivement aux temps d'inflammation et d'extinction). On retrouve ici, la notion de flux critique développé à la partie précédente.

Contrairement aux modèles décrits en **3.1**, ce modèle nécessite la caractérisation de paramètres additionnels :

- Le schéma réactionnel de la dégradation du bois (une ou plusieurs réactions, en parallèles, compétitives ou consécutives etc.)
- Les énergies de réactions associées à ces réactions  $H_{r_i}$

- Les paramètres cinétiques (énergies d'activation  $E_{ai}$ , les facteurs pré-exponentiels  $A_i$ , les ordres de réactions  $n_i$ ). Chaque réaction supplémentaire ajoute 3 paramètres à caractériser ou à estimer
- Idéalement, des paramètres thermiques ( $\rho$ ,  $\lambda$  et  $C_p$ ) doivent être associés à chaque espèce de dégradation ( $A_{\text{solid or liquid}}$ ,  $B_{\text{solid or liquid}}$  ou  $C_{\text{gas}}$  dans l'exemple précédent).

Des modèles plus ou moins complexes de pyrolyse du bois à haute température sont disponibles dans la littérature [31][32][33][34][18]. Les modèles, dit "fins", [32][33] 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. Ces modèles considèrent le bois soit selon ses composants élémentaires (hémicellulose, cellulose et/ou lignine); soit en considérant le bois comme étant un seul matériau. Cette dernière approche (**Figure 3.1.B&C**) est dite approche paramétrique intégrée (ou LPA pour « Lumped Parameter Approach » en anglais). Un modèle basé sur l'étude de différents auteurs est présenté par Park [32] (**Figure 3.1.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 Orfão [35].



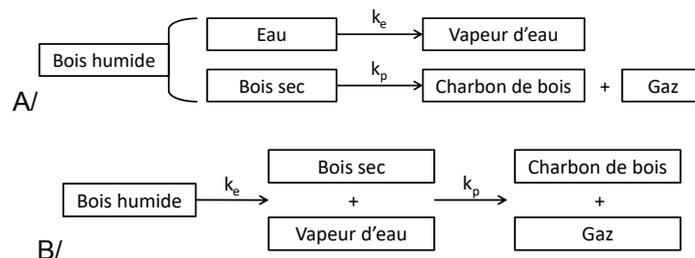
**Figure 3.1 : Exemple de modèle de dégradation présentée par Park (A et B) [32] et Di Blasi (C) [31]**

Après l'étude de modèles de pyrolyse prenant en compte jusqu'à cinq réactions de dégradation thermique, Park [32] propose son propre modèle de pyrolyse du bois basé sur six réactions de

dégradation thermique parallèles et successives, présenté sur la **Figure 3.1.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 [31] 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 (**Figure 3.1.C**). 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.

Comme explicité précédemment, même des modèles simplifiés comme ce dernier, nécessite 5 réactions et donc au moins 15 paramètres cinétiques ce qui reste élevé. Une approche encore plus simplifiée a été proposée par exemple par Cuff [36]. Dans cet exemple (**Figure 3.2.A**), le bois humide est défini comme un mélange massique d'eau et de bois sec. L'eau va d'abord s'évaporer pour former de la vapeur d'eau avec une vitesse  $k_e$ . Parallèlement, le bois sec va se décomposer en charbon de bois et produire des gaz. Ce modèle nécessite la mise en place d'équations de mélanges pour les propriétés thermiques en fonction de la présence de l'eau, du bois sec et du charbon. Les propriétés thermiques du bois humide sont donc estimées à partir de celles du bois sec et de l'eau. Un autre modèle est néanmoins possible : le bois humide se décompose en bois sec en dégageant de la vapeur d'eau. Ce dernier va lui-même réagir pour former le charbon de bois et dégager des gaz (**Figure 3.2.B**). Néanmoins, ce modèle ne prend pas en compte la dégradation du charbon de bois à hautes températures et en particulier son oxydation.



**Figure 3.2 : Propositions de modèles simplifiés de pyrolyse du bois**

### 3.3 MODÈLES DE PYROLYSE COMPLEXES

Indépendamment des schémas réactionnels utilisés pour décrire la pyrolyse du bois, il est également possible d'utiliser des modèles physiques plus complexes. Un exemple de ce genre de modèle est utilisé dans le code Gpyro [37] qui a été utilisé par Lautenberger pour simuler des expériences de cône calorimètre sous atmosphère contrôlée [33] et sous différentes teneurs en oxygène. Une manière d'améliorer le modèle précédent peut être de prendre en compte :

- La porosité du matériau  $\Phi$ .
- L'absorption en profondeur du flux de chaleur incident.
- Le transport de masse des gaz de dégradation à l'intérieur du matériau.

L'équation de conservation de l'énergie devient ainsi l'**Équation 3.10**. Le transport des gaz à l'intérieur du matériau est également pris en compte à travers le terme  $\dot{m}_g \frac{\partial(Cp_g \cdot T)}{\partial x}$ .  $\dot{m}_g$  est le flux de gaz et est défini par l'**Équation 3.11** selon une loi de terme de Darcy avec  $P$  la pression (Pa),  $K_g$  la perméabilité ( $m^2$ ) et  $\mu_g$ , la viscosité dynamique des gaz (Pa.s). Le flux incident  $\dot{q}_e$  est absorbé à l'intérieur du matériau

selon une loi de Beer Lambert (**Équation 3.12**) et se retrouve dans le bilan d'énergie par le terme  $\varepsilon \frac{\partial \dot{q}_{\text{rad}}''}{\partial x}$ . Le paramètre d'absorption  $\kappa$  (en 1/m) dépend du spectre d'irradiation de la source (cône à différents flux incidentes, flamme etc.). S'il n'est pas possible de mesurer/estimer ce paramètre, il est possible de le prendre égal à l'infini (une valeur de  $1 \cdot 10^9$  1/m est généralement admise), le flux incident ne pénètre pas alors dans le matériau.

$$\left( (1 - \Phi) \rho_s c_{p_s} + \Phi \rho_g c_{p_g} \right) \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial \left( \lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right)}{\partial x} + Q_r - \dot{m}_g'' \frac{\partial (C_p T)}{\partial x} + \varepsilon \frac{\partial \dot{q}_{\text{rad}}''}{\partial x} \quad \text{Équation 3.10}$$

$$\dot{m}_g'' = -\rho_g \frac{K_g}{\mu_g} \frac{\partial P}{\partial x} \quad \text{Équation 3.11}$$

$$\dot{q}_{\text{rad}}'' = \dot{q}_e'' \cdot \exp(-\kappa \cdot x) \quad \text{Équation 3.12}$$

Avec  $\dot{m}_g''$  en  $\text{kg/m}^2/\text{s}$ ,  $\rho_g$  en  $\text{kg/m}^3$ ,  $K_g$  en  $\text{m}^2$ ,  $\mu_g$  en  $\text{Pa}\cdot\text{s}$ ,  $P$  en  $\text{Pa}$ ,  $\dot{q}_e''$  en  $\text{kW/m}^2$ ,  $\kappa$  en  $1/\text{m}$

La conservation des espèces gazeuses peut se décrire selon l'**Équation 3.13**. Les espèces sont produites grâce aux réactions de dégradation selon des vitesses  $\dot{r}_i$  (**Équation 3.6**) et des rendements  $v_i^g$ .

$$\frac{\partial \phi \rho_g}{\partial t} = \frac{1}{\Delta V} \left( \sum_j v_j^g \cdot \dot{r}_j - \frac{\partial \dot{m}_g''}{\partial x} \right) \quad \text{Équation 3.13}$$

Ce type de modèle été par Lautenberger [33] pour modéliser le comportement au feu de différents matériaux et en particulier du bois dans des conditions inerte et sous différents taux d'oxygène. Des résultats de prédiction sous donnés en **Figure 3.3**. On voit que la vitesse de perte de masse ainsi que les températures à différentes profondeurs sont parfaitement simulées en utilisant ce modèle. Il faut néanmoins noter le nombre important de paramètres à mesurer/estimer (44 paramètres décrivant les matériaux et 40 paramètres de cinétiques de dégradation).

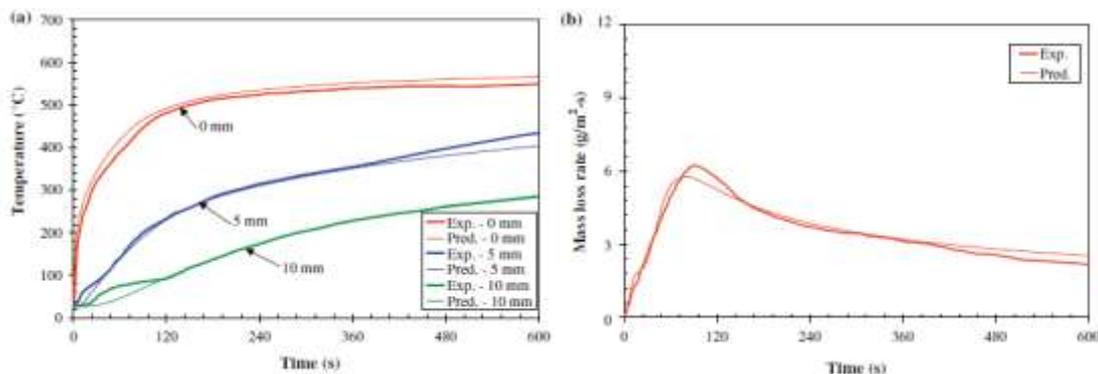


Figure 3.3 : Température et taux de perte de masse pour du pin blanc sous  $40 \text{ kW/m}^2$  [33]

### 3.4 CONCLUSION SUR LA SIMULATION DU COMPORTEMENT AU FEU DU BOIS

Les modèles décrits varient d'un modèle prescriptif avec un modèle de transfert thermique simple à un modèle de pyrolyse prenant en compte le maximum de phénomènes physiques. Pour les modèles de pyrolyse, il faut également prendre en compte la caractérisation ou l'estimation d'un nombre plus ou moins important de paramètres décrivant les matériaux et les paramètres cinétiques. Il est ainsi préférable d'utiliser des schémas réactionnels les plus simples possibles (tels que présentés en **Figure 3.2**).

Les principales données d'intérêt pour modéliser le comportement au feu du bois ou de ses dérivés sont donc :

- Les paramètres thermiques du bois sec /humide et du charbon de bois, idéalement en fonction de la température  $\rightarrow \rho, \lambda$  et  $C_p$ .
- Des paramètres cinétiques et des enthalpies pour l'évaporation de l'eau du bois humide  $\rightarrow A, E_a$  et  $H_{evap}$
- Des paramètres cinétiques et des enthalpies pour la dégradation du bois sec en charbon de bois  $\rightarrow A, E_a$ , et  $H_{pyrolyse}$
- Des paramètres décrivant l'ignition du bois  $\rightarrow$  température et flux critique d'inflammation

Modèles	Avantages	Inconvénients
Modèles empiriques	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Peu de données à caractériser</li> <li>- Répandu et adapté à l'ISI</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Nécessite des calages pour des feux normés ou des feux réels</li> </ul>
Modèles de pyrolyse simples	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Décrit physiquement les phénomènes mis en jeu (+)</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Besoin de caractériser/optimiser les propriétés</li> </ul>
Modèles de pyrolyse complexes	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Décrit physiquement les phénomènes mis en jeu (++)</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Beaucoup de paramètres à caractériser/optimiser</li> <li>- Peu adapté à la modélisation d'essais grande échelle ou réels</li> </ul>

Il faut noter que les modèles de transfert thermique simple tels que décrit dans l'Eurocode 5 par exemple permettent de calculer de manière raisonnable le transfert thermique dans les matériaux. Les données sont généralement des propriétés « apparentes » ou « effectives » car elles sont optimisées pour correspondre au cas d'intérêt (matériau sous sollicitation d'un feu normé par exemple). Avec une vérification préalable de la validité des données ou de leur optimisation pour décrire un feu réel, cette méthode est adaptée pour le transfert thermique.

Les modèles de pyrolyse permettent de prendre en compte la dégradation du matériau et la combustion. Des codes robustes existent (comme inclus dans FDS par exemple) mais il peut être nécessaire d'optimiser les propriétés vis-à-vis d'essais normalisés à moyenne/grande échelle. Les données nécessaires sont relativement peu nombreuses : propriétés thermiques (conductivité thermique, capacité thermique, densité), et des cinétiques simples (1 à 3 réactions). A l'inverse, même si les modèles de pyrolyse plus complexes permettent de décrire tous les phénomènes physiques, ils nécessitent beaucoup de propriétés à caractériser. Il devient plus difficile de les caractériser ou de les optimiser car des effets de compensation entre les paramètres apparaissent. Ce genre de modèle nécessite également des temps de calcul plus long qui ne sont pas compatibles avec la simulation d'essais à grande échelle ou à échelle réelle.

Pour conclure, il est plus intéressant de travailler avec des modèles empiriques ou de modèles de pyrolyse simples. Ces modèles permettent un bon compromis entre la robustesse des codes de calcul et la facilité à obtenir des données permettant de décrire les expériences (par mesure ou calage/optimisation).

## 4. PROPRIÉTÉS THERMOCHIMIQUES DU BOIS

*Préambule* : le chapitre précédent a permis d'identifier les paramètres et variables importantes à prendre en compte pour la modélisation du comportement du bois. Ce chapitre va donc se concentrer sur les données disponibles dans la littérature. On s'intéressera principalement à la masse volumique, la conductivité thermique, la capacité thermique, les cinétiques de dégradation (pour les modèles de pyrolyse), et les températures et flux critiques d'inflammation (pour les modèles empiriques).

### 4.1 MASSE VOLUMIQUE

La masse volumique est nécessaire pour retranscrire le comportement thermique et mécanique d'un solide. 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 du bois.
- 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][38] 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 4.1** présente l'évolution de la masse volumique normalisée (densité) en fonction de la température pour des bois résineux d'après différents auteurs [39][40][41] ainsi que l'évolution proposée par la norme EN-1995-1-2 [42]. 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 200-250 °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 4.1** que les auteurs s'accordent assez bien sur le taux de charbon de bois après pyrolyse (températures supérieures à 500 °C), soit environ 20 %. À 800 °C, la masse volumique résiduelle varie entre 18 % et 26 % de la masse volumique initiale du bois massif. La norme EN-1995-1-2 propose une masse résiduelle nulle à partir de 1200 °C. Le charbon de bois est alors complètement oxydé et transformé en cendre.

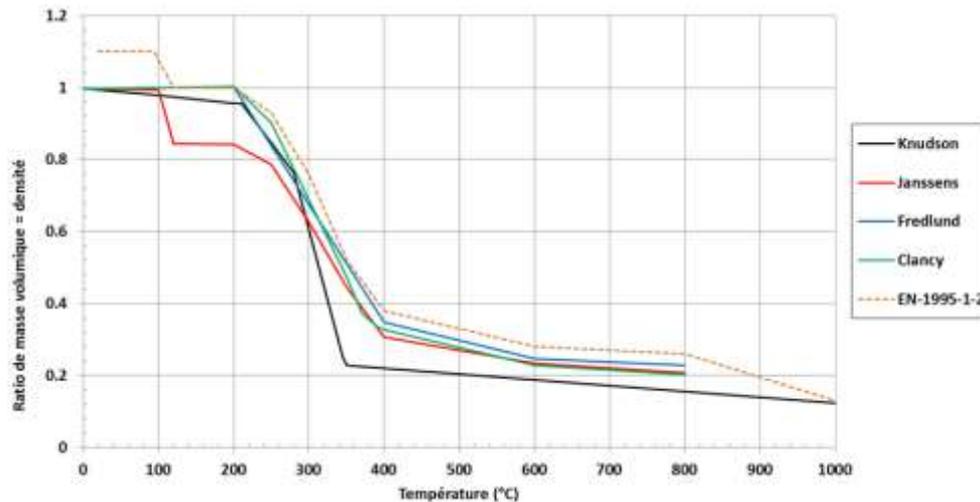


Figure 4.1 : Évolution de la masse volumique de résineux en fonction de la température à 0 % d'humidité (excepté la norme EN-1995-1-2)

#### 4.2 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 le fait d'avoir une teneur en eau supérieure ou non au point de saturation des fibres PSF), de la structure interne du matériau cellulosique et de la température. Généralement, la conductivité thermique du bois augmente lorsque sa masse volumique et/ou sa teneur en eau augmente. Il faut également noter que la conductivité thermique du bois est anisotropique et que les valeurs dépendent de l'orientation par rapport aux fibres du bois. La conductivité thermique dans le plan perpendiculaire aux fibres du bois est généralement comprise entre 0.12 W/m/K et 0.25 W/m/K à température ambiante alors que la conductivité dans le sens longitudinal aux fibres est 1.5 à 2.8 fois supérieure à ces valeurs.

Une première approche pour estimer la conductivité thermique du bois a été proposée par Knudson [40]. Entre 20 et 200 °C, la conductivité du bois est proportionnelle à une valeur obtenue à une température de référence comme proposé par l'Équation 4.1.  $\lambda_{\text{bois}}^{\text{réf}}$  représente la conductivité du bois à la température de référence  $T^{\text{réf}}$  (0.133 W/m/K pour du pin Douglas avec une teneur en eau de 12 % à 20 °C).

$$\lambda_T = \lambda_{\text{bois}}^{\text{réf}} \frac{T}{T^{\text{réf}}} \quad \text{Équation 4.1}$$

Entre 200 et 350 °C ; la conductivité décroît linéairement et suit l'Équation 4.2. Dans cette équation,  $\lambda_{\text{bois}}$  correspond à la conductivité du pin Douglas avec une teneur en eau de 12 % à 200 °C (0.30 w/m/K). Après 350 °C, l'auteur utilise alors la conductivité thermique du charbon.

$$\lambda_T = \lambda_{\text{bois}} - 0.000597T \quad \text{Équation 4.2}$$

Une bonne estimation de la conductivité du bois à température ambiante a été également proposée par Glass [43] et est exprimée dans l'Équation 4.3. Cela permet d'estimer la conductivité de toute espèce de bois pour des teneurs en eau  $\omega$  inférieure à 25 % et des densités  $S$  supérieures à 300 kg/m<sup>3</sup>.

$$\lambda_{\text{amb}} = S(1 + \omega)(0.1941 + 0.004064\omega) + 0.01864 \quad \text{Équation 4.3}$$

Avec  $S$  en g/m<sup>3</sup>,  $\omega$  en %

Une autre approche proposée par Fredlund [38] permet d'estimer la conductivité thermique du bois à température ambiante en fonction de sa masse volumique ( $S$  en  $g/m^3$ ) et de sa teneur en eau ( $\omega$  en %) comme proposée par l'Équation 4.4. La conductivité entre 20 et 300 °C est alors extrapolée suivant l'Équation 4.5.

$$\lambda_{amb} = 0.0238 + S(0.205 + 0.004\omega) \quad \text{Équation 4.4}$$

Avec  $S$  en  $g/m^3$ ,  $\omega$  en %

$$\lambda_T = 0.00012T + \lambda_{amb} \quad \text{Équation 4.5}$$

La conductivité après 300 °C est associée à celle du charbon [38] et peut être décrite d'après l'Équation 4.6.

$$\lambda_T = 2.10^{-6} + 0.0001667T \quad \text{Équation 4.6}$$

Avec  $T$  en  $K$

La conductivité thermique du bois peut également être proposée en fonction de la température et de sa masse volumique (Équation 4.7) comme proposé par Harada [44] pour une température inférieure à 240 °C.

$$\lambda_T = 0.000249 + 0.000145\rho + 0.000184T \quad \text{Équation 4.7}$$

Avec  $\rho$  en  $kg/m^3$ ,  $T$  en  $K$

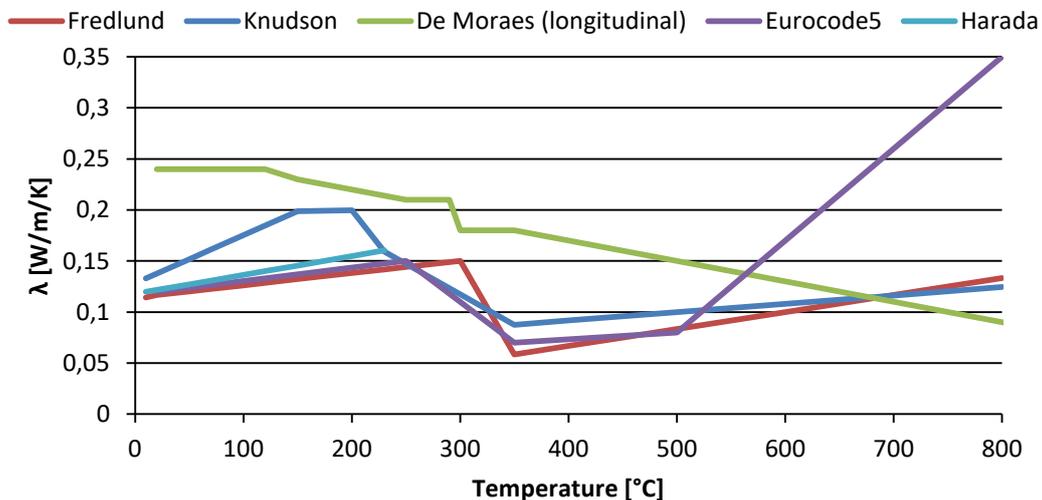
D'autres données concernant la conductivité thermique du bois peuvent également être trouvées. L'Eurocode 5 [42] présente des valeurs pour la conductivité thermique apparente du bois ainsi que de la couche de charbon. Celles-ci prennent en compte l'augmentation du transfert thermique à cause des fissures du bois au-dessus de 500 °C ce qui explique les valeurs sensiblement plus élevées que pour d'autres sources (0.35 W/m/K pour l'Eurocode5 contre 0.1 W/m/K en moyenne pour les autres auteurs).

$T$ [°C]	$\lambda$ [W/m/K]		
	De Moraes (perpendiculaire)	De Moraes (longitudinale)	Eurocode5
20	0,16	0,24	0,12
120	0,16	0,24	/
150	0,14	0,23	/
200	0,13	0,22	/
250	0,125	0,21	0,15
290	0,115	0,21	/
300	0,1	0,18	/
350	0,09	0,18	/
350	/	/	0,07
500	/	/	0,08
800	/	/	0,35
1200	0,01	0,01	1,5

**Tableau 4-1 : Évolution de la conductivité thermique effective selon la norme EN 1995-1-2 [42] et selon De Moraes [45] dans le sens et perpendiculairement aux fibres du bois**

Des valeurs de conductivité effectives dans le sens et perpendiculairement aux fibres du bois ont également été estimées par De Moraes [45] pour du pin sec. La conductivité longitudinale est comprise

entre 0.24 et 0.18 W/m/K entre 20 et 350 °C avant de décroître progressivement jusqu'à 0.01 W/m/K à 1200 °C. Une comparaison des différents modèles est présentée en **Figure 4.2**.



**Figure 4.2 : Évolution de la conductivité thermique du bois en fonction de la température (résineux avec une teneur en eau de 12 %)**

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.

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 également fonction de la température. On considère généralement que le bois est entièrement transformé en charbon lorsque sa masse volumique ne varie plus.

D'après Gupta [46], la conductivité thermique du charbon (issu de résineux nord-américains) 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 [47] 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 [48] propose une évolution de la conductivité thermique suivant les **Équation 4.17 à Équation 4.19**. Il propose ainsi d'augmenter linéairement la conductivité thermique du charbon de bois au-dessus de 400 °C. Une comparaison des différentes valeurs possible pour la conductivité thermique du charbon de bois est présentée en **Figure 4.3**. Entre 400 et 800 °C, on peut considérer que la conductivité du charbon de bois est comprise entre 0.1 et 0.18 W/m/K.

$$\lambda_c = 0.285 \quad (T < 200^\circ\text{C}) \quad \text{Équation 4.8}$$

$$\lambda_c = -0.617 + 0.0038T - 4.10 \cdot 10^{-6}T^2 \quad (T \text{ en K}, 200 < T < 400^\circ\text{C}) \quad \text{Équation 4.9}$$

$$\lambda_c = -4.429 \cdot 10^{-2} + 1.477 \cdot 10^{-4}T \quad (T \text{ en K}, 400 < T < 700^\circ\text{C}) \quad \text{Équation 4.10}$$

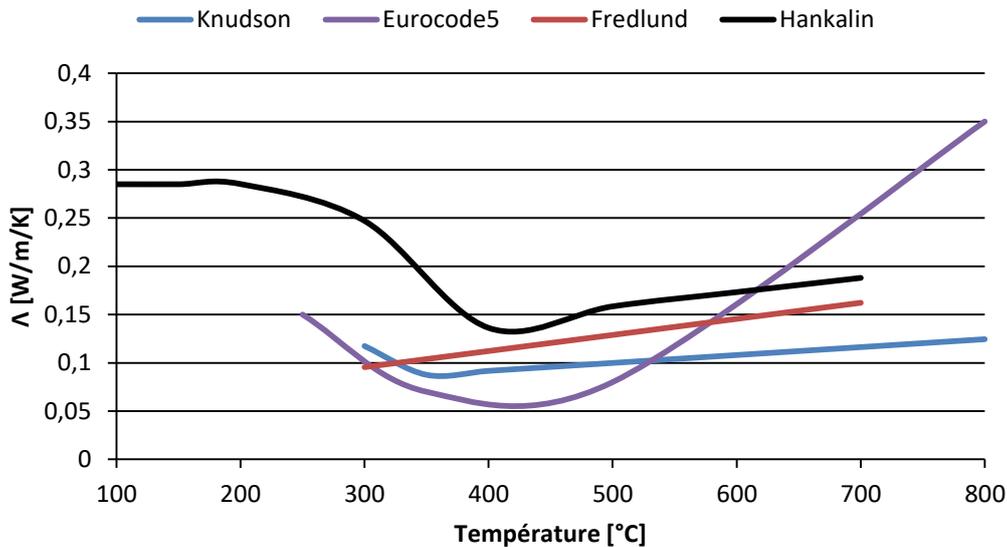


Figure 4.3 : Évolution de la conductivité thermique du charbon de bois en fonction de la température

#### 4.3 CAPACITÉ THERMIQUE

##### 4.3.1 Évolution de la capacité thermique en fonction de la température et de la teneur en eau

Plusieurs chercheurs ont proposé des valeurs pour la capacité calorifique du bois et du charbon, que ce soit à température ambiante, ou en fonction de la température et/ou de la teneur en eau. Drysdale [49] rapporte 2380 J/kg/K pour le chêne (800 kg/m<sup>3</sup>) et 2850 J/kg/K pour le pin (640 kg/m<sup>3</sup>), alors que Incropera et De Witt [50] rapportent des valeurs pour la capacité calorifique du bois de construction de 1255 J/kg/K pour les feuillus (720 kg/m<sup>3</sup>) et 1380 J/kg/K pour les résineux (510 kg/m<sup>3</sup>). Ces mêmes auteurs donnent des valeurs pour les résineux qui varient entre 2385 à 2805 J/kg/K pour des masses volumiques entre 415 et 640 kg/m<sup>3</sup>.

Knudson [40] et Fredlund [38] proposent une évolution de la capacité thermique en fonction de la température en trois zones distinctes. Les équations proposées sont très proches et seules celles développées par Knudson sont proposées ici. Entre la température ambiante et 350 °C et la vaporisation de l'eau du bois humide, la capacité thermique du bois est exprimée par les **Équation 4.11** à **Équation 4.13**. Après 350 °C, la capacité thermique du charbon prise égale à 720 J/kg/K (mesurée à température ambiante) est utilisée.

$$C_p = 1440 + 2.9T \quad (T \text{ en } ^\circ\text{C} ; T < 100 ^\circ\text{C}) \quad \text{Équation 4.11}$$

$$C_p = 1080.3 + 5.859T \quad (T \text{ en } ^\circ\text{C} ; 100 ^\circ\text{C} < T < 200 ^\circ\text{C}) \quad \text{Équation 4.12}$$

$$C_p = 3820.5 - 8.99T \quad (T \text{ en } ^\circ\text{C} ; 200 ^\circ\text{C} < T < 350 ^\circ\text{C}) \quad \text{Équation 4.13}$$

Une autre approche a été proposée par Glass et Zelinka [43] dans le Wood Handbook. Elle permet d'estimer la capacité thermique d'un bois sec  $C_p^0$  d'après l'**Équation 4.14**.

$$C_p^0 = 1030 + 2.867T \quad \text{Équation 4.14}$$

La conductivité d'un bois humide peut ensuite être estimée grâce à l'**Équation 4.15** jusqu'à 150 °C en fonction de la teneur en eau et de la température. Ces formules sont valides pour un bois sous le point de saturation des fibres.

$$C_p = \frac{C_p^0 + \omega C_p^w}{1 + \omega} + \omega(2.36 \cdot 10^{-2} T - 1.33\omega - 6.191) \quad \text{Équation 4.15}$$

Des valeurs de capacité thermique à des températures plus élevées, jusqu'à 240 °C ont également été proposées par Harada [44] (**Équation 4.16**).

$$C_p^0 = 1200 + 2.45T \quad \text{Équation 4.16}$$

D'autres données sont également disponibles dans la norme EN 1995-1-2 [42] (cf. Tableau 4-2). En intégrant le Cp entre 99 et 120 °C, il est possible de retrouver une valeur de l'enthalpie de la réaction de vaporisation. Une enthalpie de vaporisation de 239.0 J/g est donc proposée par l'Eurocode 5.

T [°C]	Cp [J/kg/K]
20	1530
99	1770
99	13600
120	13500
120	2120
200	2000
250	1620
300	710
350	850
400	1000
600	1400
800	1650
1200	1650

**Tableau 4-2 : Évolution de la capacité thermique selon la norme EN 1995-1-2**

Une comparaison de tous les modèles présentés pour la capacité thermique du bois est proposée en **Figure 4.4**. A température ambiante, les données sont comprises entre 1200 et 1500 J/kg/K et à 200 °C les valeurs sont comprises entre 1800 et 2200 J/kg/K.

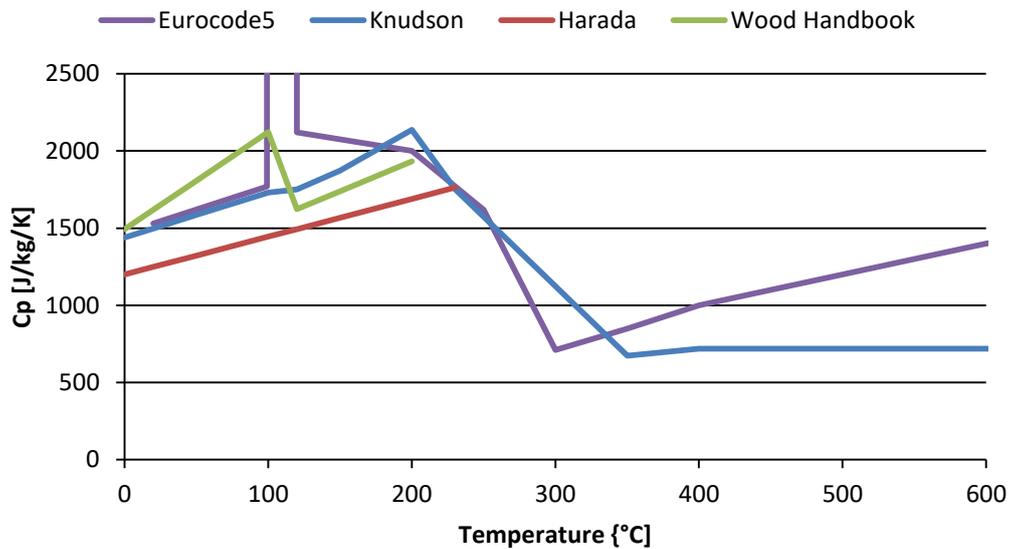


Figure 4.4 : Évolution de la capacité thermique du bois en fonction de la température

#### 4.3.2 Évolution de la capacité thermique du charbon

Des études spécifiques à la capacité thermique du charbon ou des résidus charbonnés issus de la biomasse ont déjà été reportées. Koufopoulos [51] considère une variation linéaire avec la température (Équation 4.17). D'autres approches ont également été investiguées par Gupta [46] (Équation 4.18) et Fredlund [52][38] (Équation 4.19) en étudiant les charbons de bois feuillus et résineux.

$$C_{p,c} = 1000,32 + 2,09T \quad \text{Équation 4.17}$$

$$C_{p,c} = 1430 + 0,3555 \cdot T - \frac{7,32 \cdot 10^7}{T^2} \quad (T \text{ en K}) \quad \text{Équation 4.18}$$

$$C_{p,c} = -790,20 + 5,98 \cdot T - 3,8 \cdot 10^{-3} T^2 \quad (T \text{ en K}, T < 500 \text{ °C}) \quad \text{Équation 4.19}$$

Une comparaison des valeurs obtenues jusqu'à 800 °C est présentée en **Figure 4.5**. On peut voir que les approches de Fredlund et Gupta donnent des valeurs proches entre elles mais également avec les données de l'Eurocode 5 pour des hautes températures (>500 °C). En dessous de cette température, l'Eurocode 5 sous évalue la capacité thermique. L'approche de Knudson, en prenant une valeur de capacité thermique du charbon constante et égale à 720 J/kg/K sous évalue également les valeurs. En effet, la capacité thermique des charbons est supérieure à 1500 J/kg/K à partir de 400 °C. La valeur proposée par Knudson est néanmoins cohérente avec la valeur de Cp à température ambiante (500-800 J/kg/K).

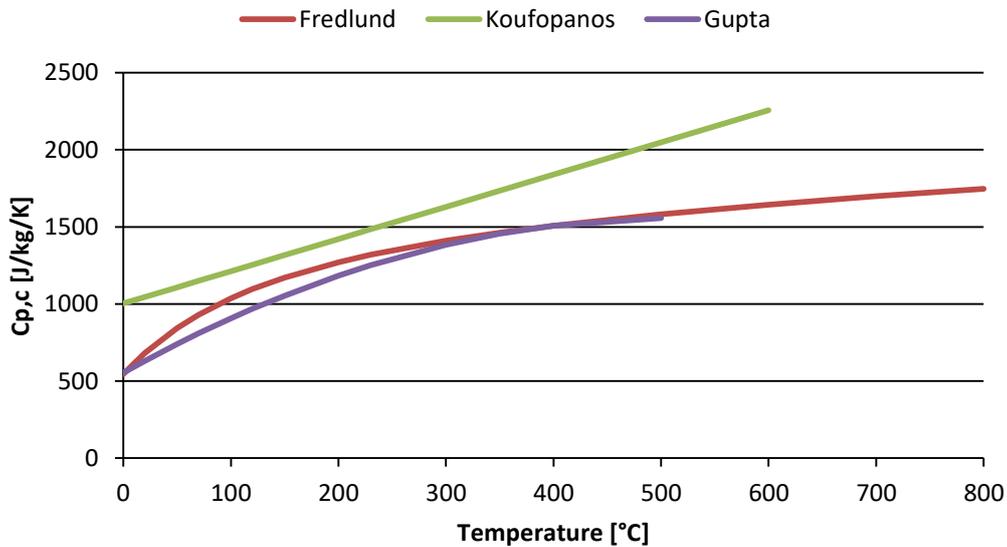


Figure 4.5 : Évolution de la capacité thermique des chars en fonction de la température

#### 4.4 CINÉTIQUE DE DÉGRADATION

##### 4.4.1 Vaporisation de l'eau

Peu de données sont disponibles dans la littérature à propos de la cinétique d'évaporation de l'eau contenue dans le bois. En effet, les études utilisent souvent les mêmes sources bibliographiques et/ou ne prennent pas en compte l'évaporation de l'eau en faisant l'hypothèse que le bois est sec. Un résumé des différents paramètres est donné dans le Tableau 4-3. A l'exception des paramètres de Cueff [36] qui sont obtenus par méthode inverse et recalage des courbes d'évolution de températures, les paramètres sont obtenus par analyse de données thermogravimétriques. On notera que les paramètres trouvés par Di Blasi et Chan sont très proches. On notera également que les ordres de réactions sont pris égaux ou proche de 1 pour toutes les études.

Références	$A_{\text{evap}}$ [1/s]	$E_{a_{\text{evap}}}$ [kJ/mol]	$n_{\text{evap}}$
Lautenberger [33]	$4.29 \cdot 10^3$	43.8	0.99
Chan [53]	$5.13 \cdot 10^{10}$	88	1
Di Blasi [54]	$5.60 \cdot 10^8$	88	1
Cueff [36]	$10 \cdot 10^{19}$	160	1

Tableau 4-3 : Paramètres cinétiques associés à l'évaporation de l'eau du bois dans les modèles numériques

Une comparaison des prédictions des vitesses de perte de masse obtenues avec ses paramètres est donnée en Figure 4.6. Les prédictions avec les données de Chan ne sont pas montrées comme les données sont très similaires à celles de Di Blasi. On peut voir que les paramètres cinétiques proposés par Lautenberger, même s'ils permettent de simuler correctement le comportement au feu du bois, prédisent de manière différente des autres paramètres la vaporisation de l'eau. En effet, à vitesse de chauffage modérée (10 K/min), le pic de vitesse de perte de masse est centré sur la zone 100-120 °C comme pour les autres prédictions. Cependant, le pic est beaucoup plus large et se décale vers 200 °C

lorsque la vitesse de chauffage augmente. A l'inverse les données de Di Blasi et Chan donnent un pic de vitesse de perte de masse dans la zone 70-100 °C. Les données de Cuff, sont les moins sensibles à la variation de la vitesse de chauffage et donnent un pic dans la zone 100-120 °C, ce qui correspond aux observations expérimentales.

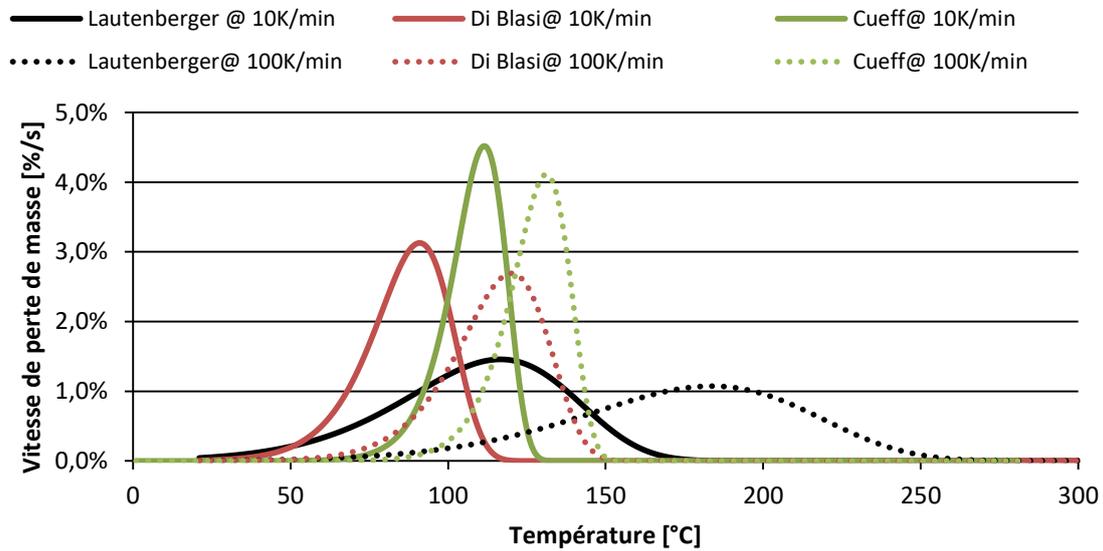


Figure 4.6 : Comparaison des vitesses de perte de masse simulées avec les données du Tableau 4-3 pour des vitesses de chauffage de 10 et 100 K/min

#### 4.4.2 Dégradation du bois sec

De nombreuses données sont disponibles dans la littérature à propos de cinétiques de dégradation du bois et de ses dérivés. Des paramètres cinétiques utilisés dans des modèles de pyrolyse simulant la combustion du bois sont présentés dans le Tableau 4-4. Ces paramètres correspondent à la dégradation thermique du bois en charbon en une seule étape et par une réaction d'ordre  $n$ . On peut voir que les énergies d'activation sont toutes du même ordre de grandeur, entre 100 et 160 kJ/mol alors que les facteurs pré-exponentiels varient entre  $10^8$  et  $10^{11}$  1/s. À l'exception de Lautenberger, les réactions de pyrolyse sont également associées à des réactions d'ordre 1.

Il est également possible de trouver d'autres valeurs de paramètres cinétiques [55] pour différentes espèces de bois comme présentées dans le Tableau 4-5 même si ces données ne sont pas utilisées pour la modélisation du comportement au feu du bois. Les paramètres peuvent alors varier de  $10^4$  à  $10^{21}$  1/s pour  $A$  et de 80 à 350 kJ/mol pour  $E_a$ . Une comparaison des vitesses de perte de masse simulées à partir des données présentées dans le Tableau 4-4 est présentée en **Figure 4.7**. Malgré la disparité dans les valeurs des paramètres cinétiques, on peut voir que les pics des vitesses de perte de masse sont toujours compris entre 300 et 400 °C, ce qui correspond aux observations de la variation de la masse volumique présentées en **4.1**.

Références	$A_{\text{pyrolyse}}$ [1/s]	$E_{a_{\text{pyrolyse}}}$ [kJ/mol]	$n_{\text{pyrolyse}}$
Lautenberger [33]	$3.29 \cdot 10^9$	135	4.78
Di Blasi [56]	$1.0 \cdot 10^8$	125.4	1
Cueff [36]	$8.83 \cdot 10^6$	100	1
Antal [57]	$1.2 \cdot 10^6$	100.5	1
Gullett [58]	$6.79 \cdot 10^9$	139.6	1
Barooah [59]	$3.9 \cdot 10^{11}$	166.4	1
Thurner [60][61]	$1.38 \cdot 10^5$	106.5	1

**Tableau 4-4 : Paramètres cinétiques associés à la pyrolyse du bois en une seule étape et par une réaction d'ordre  $n$**

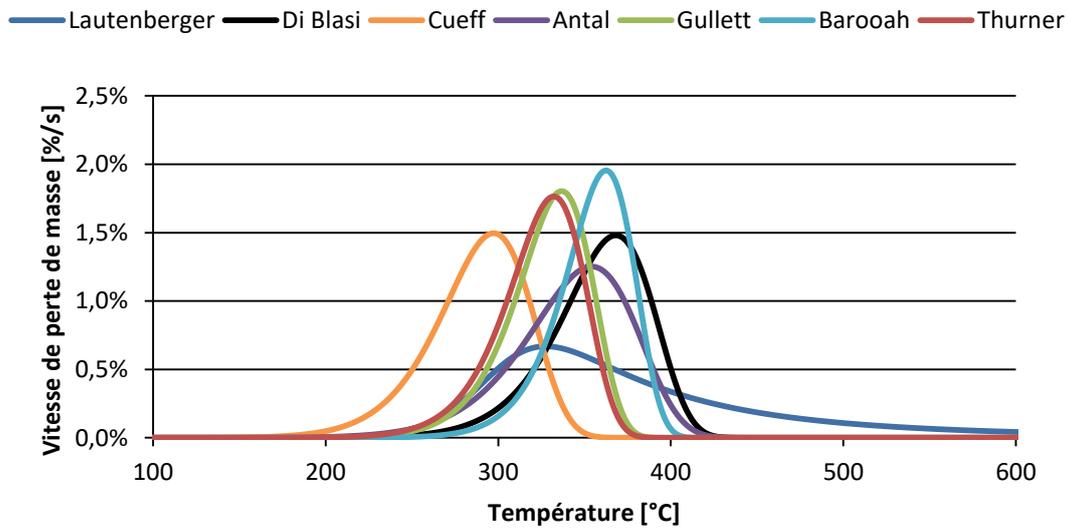


Figure 4.7 : Comparaison des vitesses de perte de masse simulées avec les paramètres du Tableau 4-5

Material	Experimental condition	Temp. range (K)	Kinetic constants
Fir wood	Isothermal	673-773	$k_{g1} + k_t = 2.40 \times 10^4 \exp(-94/RT)$
Pine	TGA <sup>a</sup>	553-673	$k_{c1} = 3.05 \times 10^7 \exp(-125/RT)$
		773-873	$k_t = 9.28 \times 10^9 \exp(-149/RT)$
			$k_{g1} = 1.11 \times 10^{11} \exp(-177/RT)$
			$k = 1.4 \times 10^{10} \exp(-150/RT)$
Pine	-	-	$k_{c1} = 1.08 \times 10^7 \exp(-121/RT)$
			$k_t = 2 \times 10^8 \exp(-133/RT)$
			$k_{g1} = 1.3 \times 10^8 \exp(-140/RT)$
Nanmu	TGA	435-568	$k = 5.53 \times 10^8 \exp(-116.57/RT)$
		568-623	$k = 1.99 \times 10^{24} \exp(-290.53/RT)$
		623-728	$k = 5.91 \times 10^5 \exp(-109.37/RT)$
		728-787	$k = 2.30 \times 10^{21} \exp(-320.37/RT)$
Paulownia	TGA	455-571	$k = 7.64 \times 10^{11} \exp(-149.0/RT)$
		571-631	$k = 1.44 \times 10^{18} \exp(-215.21/RT)$
		631-671	$k = 3.90 \times 10^{20} \exp(-287.32/RT)$
		671-775	$k = 7.42 \times 10^{48} \exp(-645.17/RT)$
Oak sawdust	Isothermal	573-673	$k_{g1} = 1.43 \times 10^4 \exp(-88.6/RT)$
			$k_t = 4.13 \times 10^6 \exp(-112.7/RT)$
			$k_{c1} = 7.38 \times 10^5 \exp(-106.5/RT)$
			$k_{g1} + k_t = 1.73 \times 10^6 \exp(-106.5/RT)$
			$k = 2.49 \times 10^6 \exp(-106.5/RT)$
Beech	-	573-708	$k_{g1} + k_t = 1.5 \times 10^{10} \exp(-149/RT)$
			$k_{c1} = 3.3 \times 10^6 \exp(-112/RT)$
			$k_{g1} = 4.4 \times 10^9 \exp(-153/RT)$
			$k_t = 1.1 \times 10^{10} \exp(-148/RT)$
Hardwood	Isothermal	677-822	$k = 1.483 \times 10^6 \exp(-89.52/RT)$
Wild cherry	Isothermal	538-593	$k = 1.19 \times 10^{12} \exp(-173.7/RT)$
Sweet gum	Non-isothermal	600-1400	$k_{g1} + k_t = 3.338 \times 10^5 \exp(-69/RT)$
Almond shell	-	733-878	$k_{c1} = 2.98 \times 10^3 \exp(-73/RT)$
			$k_t = 5.85 \times 10^6 \exp(-119/RT)$
			$k_{g1} = 1.52 \times 10^7 \exp(-139/RT)$
			$k = 1.885 \times 10^6 \exp(-92.1/RT)$
Maple plywood	TGA DSC <sup>b</sup>	353-823	$k = (2.0 \pm 0.33) \times 10^{13} \exp[-(170 \pm 23)/RT]$
			$k = (1.33 \pm 0.83) \times 10^{11} \exp[-(146 \pm 3)/RT]$
Willow	TGA	446-595	$k = 2.54 \times 10^8 \exp(-118.73/RT)$
		595-658	$k = 2.53 \times 10^{24} \exp(-296.93/RT)$
		658-699	$k = 8.13 \times 10^{14} \exp(-226.56/RT)$
		699-768	$k = 4.41 \times 10^{51} \exp(-711.36/RT)$

Tableau 4-5 : Paramètres cinétiques associées à une dégradation en une étape [55]

#### 4.5 TEMPÉRATURE ET FLUX CRITIQUE D'INFLAMMATION

Il existe de nombreuses études portant sur la détermination des flux critiques et de la température d'inflammation. Cependant ces paramètres sont dépendants de la configuration des tests utilisés pour les déterminer : étude de l'auto-inflammation ou inflammation forcée, méthode et test utilisé (orientation horizontal, vertical etc.) et flux incidents considérés.

Cependant, dans le cas de l'inflammation forcée de résineux et feuillus, Janssens [24] constate que les résineux ont en général une température d'ignition comprise entre 300 et 330 °C alors que la température d'ignition des feuillus est comprise entre 350 et 400 °C. De manière similaire Babrauskas

[62] affirme, après analyse de près de 200 expériences, que les flux critiques d'inflammation pour le bois sont en général compris entre 9 et 13 kW/m. McGuire [63] propose par ailleurs d'utiliser un flux critique d'inflammation pour tout type de bois de 12.5 kW/m<sup>2</sup> (ceci correspond à une température d'ignition de 370 °C si l'on considère une expérience de cône calorimètre et l'Équation 3.1).

Des flux critiques d'inflammation compris entre 4 et 8 kW/m<sup>2</sup>, associés à des températures d'ignition comprises entre 200 et 250 °C, peuvent également être obtenus. Ces données sont généralement associées à des expériences effectuées dans des environnements peu agressifs (expériences effectuées à des flux proches du flux critique ou dans des fours à des températures proches de la température d'ignition du bois).

#### 4.6 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.

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 [64] : 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.

La mesure de la vitesse de carbonisation pour différentes essences de bois est disponible dans un grand nombre d'études. La norme EN-1995-1-2 [42] préconise de prendre une valeur allant de 0,5 mm/min à 0,8 mm/min pour du bois massif ou des bois lamellé collé et jusqu'à 1 mm/min dans le cas de contreplaqué (cf. Tableau 4-6). 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 [64]. La norme EN-1995-1-2 donne également des indications pour le calcul d'une profondeur de carbonisation dans le cas où les éléments sont protégés [42].

	$\beta_0$ [mm/min]	$\beta_n$ [mm/min]
<b>Résineux et hêtres</b>		
Bois massif ( $\rho > 290 \text{ kg/m}^3$ )	0.65	0.70
Bois lamellé collé ( $\rho > 290 \text{ kg/m}^3$ )	0.65	0.80
<b>Bois feuillu</b>		
Bois massif ou lamellé collé ( $\rho > 290 \text{ kg/m}^3$ )	0.65	0.70
Bois massif ou lamellé collé ( $\rho > 450 \text{ kg/m}^3$ )	0.50	0.55
<b>Lamibois - LVL (<math>\rho &gt; 480 \text{ kg/m}^3</math>)</b>	0.65	0.70
<b>Panneaux</b>		
Panneautage bois	0.9	/
Contreplaqué	1.0	/
Panneaux à base de bois autres que contreplaqué	0.9	/

**Tableau 4-6 : Valeurs des vitesses de carbonisation pour différents types de bois massifs, le lamibois et différents types de panneaux à base de bois**

D'autres valeurs sont également disponibles pour le bois ou des panneaux de bois. En effet, il est possible d'évaluer la vitesse de carbonisation en fonction du flux incident (dans le cas de test type cône calorimètre où le flux incident est constant et contrôlé). Plusieurs valeurs de coefficient de proportionnalité peuvent être trouvées mais ils sont assez similaires et compris entre 0.022 et 0.028

[65][66] (Équation 4.20). La densité du bois et l'ignition de celui-ci peut également être pris en compte [66] (Équation 4.21).  $\dot{q}_{tot}''$  est pris comme le flux incident du cône calorimètre  $\dot{q}_{cône}''$  ou si il y inflammation du bois  $\dot{q}_{tot}'' = \dot{q}_{cône}'' + 25$ .

$$\beta = a \cdot \dot{q}_{tot}'' \quad \text{Équation 4.20}$$

Avec  $\dot{q}_{tot}''$  en  $kW/m^2$ ,  $0.022 < a < 0.028$ )

$$\beta = 113 \frac{(\dot{q}_{tot}'')^{0.5}}{\rho t^{0.3}} \quad \text{Équation 4.21}$$

Avec  $\dot{q}_{tot}''$  en  $kW/m^2$ ,  $t$  en min,  $\rho$  en  $kg/m^3$

Babrauskas [66] propose également une vitesse de carbonisation indépendante des conditions de mesure (essais en four de résistance au feu, cône calorimètre, feu de compartiment etc.) en prenant en compte l'influence de la concentration en oxygène lors de l'essai à travers le paramètre  $k_{ox}$  (Équation 4.22). Ce paramètre est égal à 1 lorsque la concentration en oxygène est de 21 % (conditions de type cône calorimètre), égal à 0.8 entre 8 et 10 % d'O<sub>2</sub>, et 0.55 à 4 % d'O<sub>2</sub>.

$$\beta = 113 \cdot k_{ox} \frac{(\dot{q}_{tot}'')^{0.5}}{\rho t^{0.3}} \quad \text{Équation 4.22}$$

Avec  $\dot{q}_{tot}''$  en  $kW/m^2$ ,  $t$  en min,  $\rho$  en  $kg/m^3$

#### 4.7 CONCLUSIONS SUR LES PROPRIÉTÉS THERMOCIMIQUES DU BOIS ET DE SES DÉRIVÉS

Les propriétés thermo-chimiques présentées dans cette partie sont nécessaires pour la modélisation du comportement au feu du bois et de ses dérivés lors d'une sollicitation thermique. Il est ainsi important de voir si des tendances générales sont identifiables pour la variation de ces propriétés en fonction de la température et des types de matériaux.

La variation de la masse volumique du bois en fonction de la température est toujours prise en compte de manière similaire dans la littérature. En dehors de la perte d'eau entre 100 et 120 °C, la dégradation du bois se fait principalement entre 300 et 450 °C. Durant cet intervalle de température, le bois perd jusqu'à 80 % de sa masse initiale. Ce comportement est similaire à celui proposé par l'Eurocode 5 [42].

Il existe une forte dépendance de la capacité thermique du bois en fonction de son taux d'humidité. Aussi, il y a un large spectre de valeurs pour le bois avant vaporisation de l'eau, allant de 1200 à 2200 J/kg/K. La capacité thermique proposée par l'Eurocode 5 prend bien en compte cette variation. L'évolution de la capacité thermique du charbon de bois est assez consensuelle et l'Eurocode 5 la décrit bien. La capacité thermique du charbon de bois varie ainsi de 800 à 1500 J/kg/K entre 300 et 800 °C.

La conductivité thermique du bois est plus problématique. En effet, le bois étant un matériau anisotrope, il faudrait être capable d'exprimer la conductivité thermique dans le sens et perpendiculairement aux fibres du bois. Ceci explique peut-être les différences observées dans les valeurs rapportées pour la conductivité thermique du bois.

Afin de pouvoir définir une valeur, la conductivité du bois est néanmoins considérée comme isotrope, en prenant les valeurs les plus élevées (dans le sens parallèle aux fibres du bois). La conductivité ainsi rapportée varie entre 1.1 à 2 W/m/K à température ambiante et entre 1.15 et 1.20 W/m/K à 300 °C. Les valeurs de l'Eurocode 5 sont cohérentes avec ces données.

Pour la conductivité du charbon de bois (à des températures supérieures à 300 °C) les valeurs de l'Eurocode 5 sont néanmoins fortement différentes de celles rapportées dans la littérature. L'Eurocode 5 propose une conductivité allant de 0.07 à 1.5 W/m/K (valeurs à 350 et 1200 °C respectivement). Ces valeurs sont des valeurs « apparentes » prenant en compte par exemple l'apparition de fissures lors de la dégradation du bois entraînant un transfert thermique plus élevé. La conductivité thermique du charbon de bois est généralement comprise entre 0.05 et 1.15 W/m/K (valeurs à 300 et 800 °C respectivement).

Les valeurs de paramètres d'activation concernant la vaporisation de l'eau contenue dans le bois sont assez peu rapportées dans la littérature. On notera des valeurs d'énergies d'activations de 44, 88 et 160 kJ/mol associées à des facteurs pré-exponentielles de l'ordre de  $10^3$ ,  $10^{10}$  et  $10^{19}$  1/s respectivement. Ces trois jeux de données permettent une dégradation entre 80 et 200 °C. Ceci est cohérent avec la variation de la masse volumique du bois décrite dans l'Eurocode 5. Par ailleurs, l'enthalpie de vaporisation (endothermique) peut être prise à 239 J/g comme proposé par l'Eurocode 5 (cette valeur a également été utilisée pour modéliser la dégradation du bois avec des modèles de pyrolyse). Des valeurs plus élevées peuvent être rencontrées (450, 1200 J/g). Ces dernières sont calculées par optimisation de courbes d'évolution de la température dans des tests de four de résistance au feu et la signification physique de ces valeurs est ainsi discutable.

Il existe une très grande variabilité pour les paramètres cinétiques associés à la pyrolyse du bois. En effet, il est possible de trouver des valeurs d'énergies d'activation comprises entre 80 et 350 kJ/mol et des facteurs pré-exponentiel compris entre  $10^4$  et  $10^{21}$  1/s. Ces paramètres permettent d'avoir un pic de dégradation compris entre 330 et 380 °C et une gamme de température pour laquelle la dégradation se produit à environ 150-200 °C (ce qui est cohérent avec la variation de la masse volumique du bois donnée par l'Eurocode 5).

D'autres paramètres tels que la température et le flux critique d'inflammation sont également intéressants pour la modélisation du comportement au feu du bois. Pour l'inflammation forcée du bois, les flux critiques sont généralement compris entre 9 et 13 kW/m<sup>2</sup> et la température critique est généralement comprise entre 300 et 330 °C (résineux) et entre 350 et 400 °C (feuillus).

## 5. PROPRIÉTÉS THERMOMÉCANIQUES

*Préambule : Ce chapitre présente les données disponibles dans la littérature sur les propriétés thermomécaniques du bois. Ces paramètres sont importants dans le cadre des calculs de structure.*

### 5.1 COEFFICIENT DE DILATATION

Le coefficient de dilatation thermique  $\alpha$  [m/m/K ou 1/K] 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  $3,1 \cdot 10^{-6}$  1/K à  $4,5 \cdot 10^{-6}$  1/K (entre -51 et 54 °C) [67][42]. Malhotra [68] considère que ce coefficient reste inchangé jusqu'à 80 °C et est égal à  $3,5 \cdot 10^{-6}$  1/K.

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 également proportionnels à la masse volumique du bois dans ces directions. Le Wood Handbook [69] propose des équations permettant de déterminer ces coefficients en fonction de la masse volumique du matériau. Pour des masses volumiques allant de 450 kg/m<sup>3</sup> à 650 kg/m<sup>3</sup>, les coefficients de dilatation thermique varient respectivement de  $24,5 \cdot 10^{-6}$  1/K à  $31,0 \cdot 10^{-6}$  1/K pour le sens radial et de  $33,0 \cdot 10^{-6}$  1/K à  $39,5 \cdot 10^{-6}$  1/K pour le sens tangentiel.

Kollman [70] présente des données similaires avec des coefficients de dilatation thermique dans le sens longitudinal allant de  $1,98 \cdot 10^{-6}$  1/K à  $11,0 \cdot 10^{-6}$  1/K et de  $26,3 \cdot 10^{-6}$  1/K à  $72,7 \cdot 10^{-6}$  1/K 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. Lors de la pyrolyse, la formation de charbon de bois se caractérise par une diminution du volume et donc par une dilatation thermique négative. Janssens [71] 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. Pour une température inférieure à 260 °C et dans le cas de bois résineux ou de faible densité (< 600 kg/m<sup>3</sup>), il propose les formules de coefficients d'expansion thermique  $f_l$ ,  $f_r$  et  $f_t$  suivantes, basées sur les données de Kollman [70] :

- Sens longitudinal :  $f_l = 1 + \alpha_L(T - T_r)$  avec  $\alpha_L = 3,75 \cdot 10^{-6}$  1/K
- Sens radial :  $f_r = 1 + \alpha_R(T - T_r)$  avec  $\alpha_R = \rho_0 \times 5,5 \cdot 10^{-8}$  1/K
- Sens tangentiel :  $f_t = 1 + \alpha_T(T - T_r)$  avec  $\alpha_T = \rho_0 \times 8,2 \cdot 10^{-8}$  1/K

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 ( $f_p = \sqrt{f_r \cdot f_t}$ ). Ainsi, pour un bois de masse volumique  $\rho_0 = 500$  kg/m<sup>3</sup>, cela équivaut à un coefficient de dilatation thermique  $\alpha_p$  égal à  $3,43 \cdot 10^{-5}$  1/K ce qui est cohérent avec les données de Kollman [70].

Pour des températures comprises entre 260 °C et 390 °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 :

$$\alpha_p = \frac{f_{p,260} - [0.006(T-260)](f_{p,260} - f_{p,600})^{-1}}{T - T_r} \quad \text{Équation 5.1}$$

Avec :

- $f_{p,600} = \sqrt{\frac{Z_{600} \cdot \rho_0}{f_{l,600} \cdot \rho_{c,600}}}$
- $\rho_{c,600} = 0.75 \rho_0 - 63$  (en kg/m<sup>3</sup>)
- $0.22 < Z_{600} < 0.28$  en fonction des essences de bois
- $f_{l,600} = 0.82$

Pour des températures supérieures à 390 °C, une dernière équation est utilisée afin d'obtenir le coefficient de dilatation thermique perpendiculaire aux fibres en fonction de la température.

$$\alpha_p = \frac{f_{p,260} - [0.0011(T+310)](f_{p,260} - f_{p,600})^{-1}}{T - T_r} \quad \text{Équation 5.2}$$

Des équations similaires sont proposées dans le cas de bois feuillus dont la masse volumique est supérieure à 600 kg/m<sup>3</sup> ainsi que pour le coefficient de dilatation thermique longitudinal.

La **Figure 5.1** présente les coefficients de dilatation thermique longitudinale  $\alpha_L$  et perpendiculaire  $\alpha_p$  pour un bois résineux de 500 kg/m<sup>3</sup> (Janssen 1) et pour un bois feuillu de 650 kg/m<sup>3</sup> (Janssen 2). Une autre source bibliographique est aussi présentée pour le coefficient de dilatation thermique longitudinal sur cette figure. Tabaddor [72] 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 °C) soit à la dégradation thermique du matériau à la température de pyrolyse du bois (250 °C – 350 °C).

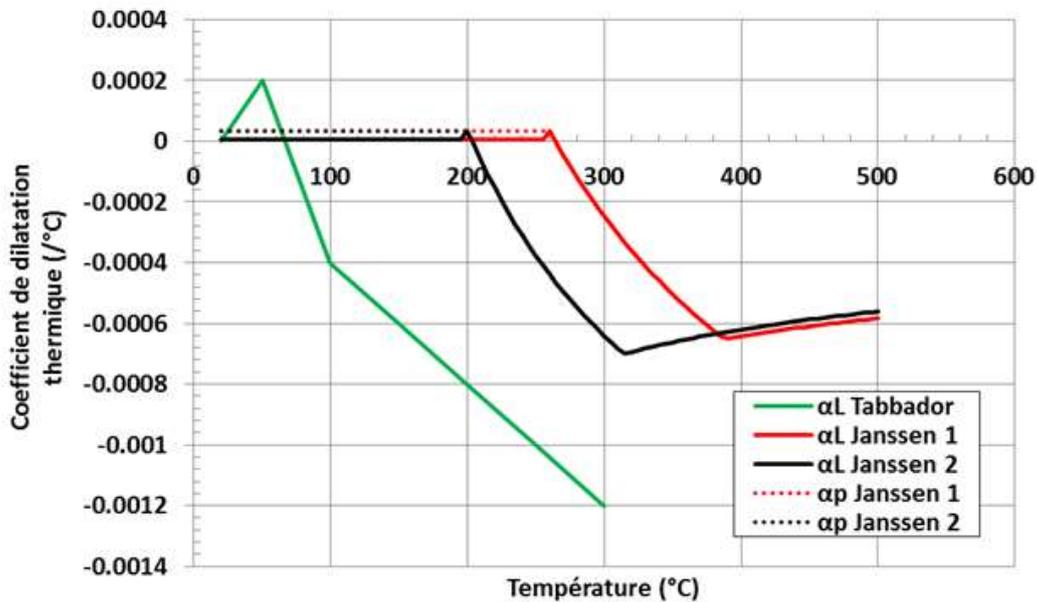


Figure 5.1 : Coefficients de dilatation thermique en fonction de la température

## 5.2 PARAMÈTRES THERMOMÉCANIQUES À TEMPÉRATURE AMBIANTE

Les propriétés mécaniques du bois à température ambiante sont largement étudiées dans la littérature. Différents auteurs tels que Guitard [73] et Navi [74] 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 [73] 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 standard pour les modèles de feuillus et de résineux sont présentées dans le Tableau 5-1.

Essence de bois	$E_x$ [MPa]	$E_y$ [MPa]	$E_z$ [MPa]	$G_{xy}$ [MPa]	$G_{xz}$ [MPa]	$G_{yz}$ [MPa]	$\nu_{xy}$	$\nu_{xz}$	$\nu_{yz}$
Feuillus	14400	1810	1030	366	971	1260	0.033	0.39	0.67
Résineux	13100	1000	636	83.6	745	861	0.020	0.39	0.51

Tableau 5-1 : Propriétés élastiques standards des bois feuillus et résineux

D'autres données telles que les modules d'élasticité, les modules de rupture, les paramètres en compression, en cisaillement ou en tension ainsi que les coefficients de Poisson ( $\nu_{xy}$ ,  $\nu_{xz}$ ,  $\nu_{yz}$ ) peuvent également être trouvés dans le Wood Handbook [69][75] à propos de plus de 120 espèces de bois différentes. Les données sont similaires à celles de Guitard [73] et ne seront donc pas présentées ici. On peut également trouver dans le Wood Handbook [69][76] un ordre de grandeur du module d'élasticité des dérivés du bois tels que le bois lamellé-collé, le lamibois ou des panneaux de fibres (cf. Tableau 5-2 et Tableau 5-3). Les panneaux de fibres ou en particules de bois ont des modules d'élasticité entre 2.8 et 3.6 GPa. A l'inverse, le bois lamellé-collé a un module d'élasticité compris entre 9 et 14.5 GPa.

	$\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]	E [GPa]
Panneau de fibres dur (hardboard)	0.9-1.0	3.10-3.52
Panneau de fibres à densité moyenne (MDF)	0.7-0.9	3.59
Panneau de particules de bois	0.6-0.8	2.76-4.14
Contreplaqué	0.4-0.6	6.96-8.55
Bois lamellé collé	0.4-0.6	9.00-14.50
Lamibois (LVL)	0.4-0.7	8.96-19.24

Tableau 5-2 : Modules d'élasticité de différents dérivés du bois [76]

	Références	Espèces	Teneur en eau [%]	Nombre de lamelles	E [GPa]
Bois lamellé-collé	[77]	Red Oak	12	8	12.3
		Red Oak	12	12	12.2
		Red Oak	12	16	12.3
	[78]	Southern Pine	11.8	17	9.3
		Southern Pine	11.9	17	10.3
Lamibois	[79]	Douglas fir	-	-	15.6-20.3
	[80]	Douglas fir	-	-	14.3
	[81]	Douglas fir	-	-	8.5-12.8
	[82]	Southern Pine	-	-	13.5
	[81]	Southern Pine	-	-	9.6-13.6

Tableau 5-3 : Modules d'élasticité de bois lamellés collés et lamibois [76]

### 5.3 INFLUENCE DE LA TEMPÉRATURE

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 [83] 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 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 [84] 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 [85] considère que la variation du module d'élasticité du bois en fonction de la température peut être exprimée par une équation simple (**Équation 5.3**) 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.

$$E = E_0 \left( 1 - \frac{T - 20}{2T_{\text{char}}} \right) \quad \text{Équation 5.3}$$

Östman [86] 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. 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.

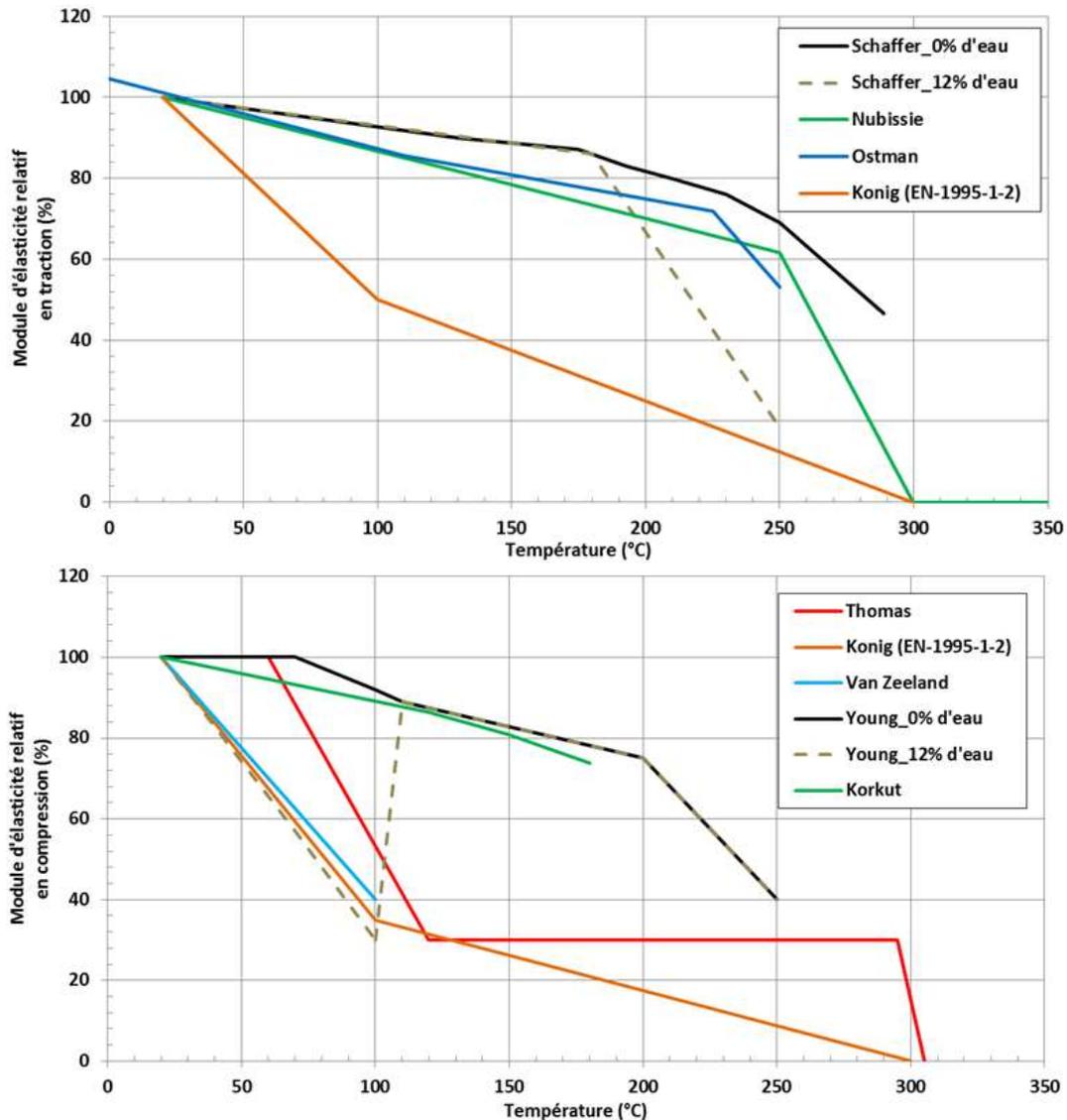
König [87] effectue un état de l'art de différents travaux portant sur la réduction du module d'élasticité en compression et en traction. Sur la base de cette étude, il considère que le module d'élasticité du bois en fonction de la température peut se traduire par deux modèles bilinéaires permettant 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.

Van Zeeland [88] 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 [89][90][91] a étudié le comportement au feu de cloisons de plâtre sur ossature 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 [89][90][91] 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 [92] 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, 6 et 10 h). Peu d'écarts 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 [90] pour un bois sec.

La **Figure 5.2** présente 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 [42].



**Figure 5.2 : Comparaison des modèles de réduction du module d'élasticité en traction (gauche) et en compression (droite) en fonction de la température**

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 [91]. On remarque aussi que le modèle de König/EN 1995-1-2 [87][42] 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.

---

#### 5.4 CONCLUSIONS SUR LES PROPRIÉTÉS THERMOMÉCANIQUES

Il est possible d'obtenir des valeurs de coefficient de dilatation thermique, de coefficient de Poisson ou de coefficients d'élasticité à température normale. En dehors des valeurs à température ambiante, plusieurs études se sont intéressées à la variation de ces propriétés en fonction de la température.

On peut ainsi voir que l'Eurocode 5 est plus sécuritaire que les autres études, avec un taux de réduction des valeurs de modules d'élasticité en traction de 50 % à 100 °C, lorsqu'il est à peine de 20 % dans les autres études. L'évolution du module d'élasticité en compression est cependant plus conforme aux autres études de la littérature.

De manière générale, on peut noter que les propriétés mécaniques du bois sont complètement réduites dès lors que l'on atteint 300 °C.

## 6. RECUEIL ET ANALYSE DE DONNÉES ÉTRANGÈRES

*Préambule* : Après avoir défini les principales propriétés thermo-chimiques et thermomécaniques du bois, ce chapitre décrit les approches adoptées dans d'autres pays pour l'application de l'ISI aux bâtiments en structure bois. Ensuite une analyse de données et résultats d'essais à pleine échelle déjà réalisés à l'étranger est effectuée afin de dégager des caractéristiques pertinentes pour l'étude.

### 6.1 APPLICATION DE L'INGÉNIERIE DE SÉCURITÉ INCENDIE À L'ÉTRANGER

À partir de la base de données issue du parangonnage d'ADIVbois [94], une identification des approches par ingénierie pour la construction bois à l'étranger est réalisée. Les principaux pays travaillant sur les constructions bois sont la France, le Canada, le Royaume-Uni, la Suède, les États-Unis d'Amérique, la Finlande, la Norvège, le Japon, l'Autriche et l'Australie. Les documents du parangonnage portent alors principalement sur les modes constructifs ainsi que sur les essais. De plus, certains cas d'application ou bien des méthodologies pour une approche par ingénierie sont évoqués.

Au Canada, un bâtiment doit être conçu et construit conformément aux exigences décrites dans le Code de construction du Québec. Il n'existe pas de document normatif canadien décrivant le processus de conception par ingénierie de la sécurité incendie. Toutefois, pour la construction bois d'au plus 12 étages, un guide propose une approche semi-descriptive [95][96]. Ce guide fixe des exigences minimales en résistance au feu en fonction de la surface de bâtiment, du nombre de façades sur rue et de la hauteur. On rappelle que les bâtiments de plus de 6 étages doivent être équipés d'un système d'extinction automatique à eau.

Pour les bâtiments de grande hauteur en bois, une étude de faisabilité a été réalisé sur un ouvrage de 20 étages [97] avec une approche par analyse globale du risque incendie (structure, évacuation, pertes économiques) basée sur l'outil CUrisk (Carleton University). Des sous-modèles d'analyse de risques caractérisant chaque partie du problème sont alors développés (développement de feu, fumées, détection, ...). Une analyse qualitative de l'effet du sprinkler est abordée. Pour la résistance au feu, un dimensionnement classique selon les méthodes de calcul des normes canadiennes (CAN/ULC S101) est réalisé, avec la définition d'une section efficace des éléments de structure. Le degré de résistance au feu est fixé selon le code canadien en fonction de l'activité. Il n'y pas de calcul spécifique de développement d'un incendie réel.

Aux États-Unis, une réflexion sur l'utilisation de bois de construction sur des bâtiments de grande hauteur a été menée par la réalisation de travaux de recherche [98] afin d'établir des performances basées sur des critères spécifiques. Ces travaux synthétisés sous la forme d'un guide préconisent la réalisation d'une approche d'ingénierie (Performance base-design) avec la réalisation d'études et d'essais spécifiques afin de définir les phénomènes d'auto-extinction du bois et évaluer les durées d'incendie avec la contribution du bois. Les essais préconisés concernent notamment des tests d'inflammabilité pour vérifier l'auto-extinction de tous les éléments en bois exposés. En complément, des essais feu sont nécessaires pour les éléments non standards et les assemblages, tout comme des essais de feux réels à pleine échelle (certains résultats de ces essais sont présentés dans le chapitre suivant).

En Suède [99] une approche par analyse de risque est proposée pour les bâtiments en bois avec pour objectif de vérifier les écarts de la conception avec des principes de conception simplifiée. Un des points intéressants est la prise en compte des conditions d'intervention et d'évacuation dans l'étude de scénarios possibles, ainsi que la prise en compte des systèmes d'extinction. Sur cette base, une analyse de risque quantitative peut être produite pour redéfinir des exigences descriptives en matière de résistance au feu, tout en effectuant une analyse comparative avec la réglementation.

En Norvège, une étude de cas a été réalisée sur un ouvrage à 14 étages [101], où la structure a été dimensionnée au feu selon les Eurocodes pour une durée de résistance au feu descriptive de 90 minutes. Il n'y a pas eu d'évaluation particulière du risque du fait de la présence de bois pouvant

contribuer à l'incendie. Une tierce-expertise a été réalisée par Norwegian company Skansen Consult AS.

Finalement, c'est en Australie [102] qu'on retrouve un recours à une approche d'ingénierie de sécurité incendie très proche de ce qui peut se faire en France. Une note préliminaire définissant les scénarios doit être produite pour validation auprès des autorités. Cette note doit définir les objectifs de sécurité recherchés, les écarts à la réglementation et définir la méthodologie employée avec des critères à retenir. Ensuite une étude peut être menée selon des standards classiques (International Fire Engineering Guidelines) avec la réalisation de calculs de développement de feu et de résistance au feu. Ce document est également soumis aux autorités pour validation. On notera la nécessité de réaliser des essais en fin d'étude pour valider certains principes constructifs et solutions de protection.

## 6.2 ANALYSE D'ESSAIS À PLEINE ÉCHELLE RÉALISÉS À L'ÉTRANGER

### 6.2.1 Introduction

On se propose dans cette partie d'effectuer une analyse phénoménologique simplifiée de situations d'incendie en présence de structure bois et dérivées, sur la base d'essais réels. On s'appuie essentiellement sur le document [103] qui recense 45 essais, réalisés dans le cadre de 13 études différentes, dont 41 concernent des structures en bois. Seuls les essais présentant des résultats pertinents pour l'étude en cours sont présentés.

### 6.2.2 Données considérées

On récapitule dans le Tableau 6-1, les données et caractéristiques des essais à pleine échelle issues des documents [103] à [108]. En plus des caractéristiques géométriques et matériaux des structures d'essai, les données analysées sont celles pilotant le développement du feu et le comportement de la structure sous incendie, à savoir :

- La durée de l'essai ;
- L'occurrence du flashover, et le cas échéant le temps d'atteinte du flashover ;
- Le niveau de température atteint dans le compartiment d'essai ;
- Le temps de ruine des matériaux de protection et de la structure ;
- La vitesse moyenne de carbonisation.

La désignation des types de structure est reprise de [103] :

- LTF pour Light timber frames ;
- CLT pour Cross-Laminated Timber ;
- NLT pour Nail Laminated Timber ;
- HLT pour Heavy Laminated Timber.

Lorsque ces données ne sont pas disponibles, elles sont identifiées par le sigle ND (Non Disponibles).

On identifie en bleu les essais sur des structures en parois bois (CLT ou HLT), d'intérêt prioritaire pour la présente étude.

Étude	Dimensions du local	Type de structure	Plaques de plâtre	Autre protection	Durée	Flashover	Température max	Ruine	Vitesse de carbonisation (mm/min)
Lennon et al., 2000	ND	LTF	ND	ND	64min	24min	~1000°C	Pas de ruine structure	0,75mm/min
Hakkaraïnen, 2002	3,5 x 4,5 x 2,5m	HLT ou LTF	Aucune ou Plaques de plâtre 12,5mm ou Plaques de plâtre 12,5mm+15,4mm	Aucune	50min – 160min	< 6min	1000°C – 1200°C	Ruine de plaques de plâtre < 15min, percement structure après 48min	0,6mm/min – 4mm/min
Frangi, Fontana, 2005	2,5x3,5x4,5m + façade	LTF	Aucune ou 18mm ou 15mm+12,5mm	Aucune	ND	4-6min	ND	Pas de ruine structure	ND
Frangi et al., 2008	Immeuble complet, local en feu 3,34 x 3,34x3m	CLT	12mm+12mm	27mm Laine minérale	60min	>50min	1100°C	Peu de dommage à la structure, pas de propagation	ND
Lennon et al., 2010	4,0 x 3,0 x 2,4m	LTF	12,5mm+12,5mm ou 15mm+15mm	Aucune	>56min	>30min	1050°C	Forte déformation des assemblages métalliques	ND
McGregor, 2013	3,5 x 4,5m x 2,5m	CLT	Aucune ou 12,7mm+12,7mm	Aucune	60-120min	5-10min	950-1150°C	Plaques de plâtre >35min	0,6-0,8mm/min
Medina Hevia, 2014	3,5 x 4,5m x 2,5m	CLT	12,7mm+12,7mm (partiel)	Aucune	60-120min	4-6min	1000-1150°C	Plaques de plâtre >25min Délamination des zones	0,6-0,8mm/min

Étude	Dimensions du local	Type de structure	Plaques de plâtre	Autre protection	Durée	Flashover	Température max	Ruine	Vitesse de carbonisation (mm/min)
Su, Loughheed, 2014	Immeuble complet, appartement 6.3 x 8.3 x 2.4m	LTF ou CLT	12,7mm+12,7mm	38mm de laine de verre (partiel)	60-180min	3min	1100°C	non protégées Plaques de plâtre >20min Flammes visibles sur la structure à 170min	NID
Hasemi et al., 2014	Bâtiment complet, avec ou sans balcon	HLT	NID	NID	NID	NID	NID	Rapide sans balcon, >89min avec balcon	NID
Osborne, Dagenay, 2015	Local 4,6mx5,2mx3m, accolé à une cage d'escalier 4,6mx2,5mx9m	CLT	16mm	Laine de verre 90mm (partiel)	2	<3min	~1100°C	Plaque de plâtre < 15min, Pas de ruine de structure	NID

**Tableau 6-1 : Récapitulatif des données et caractéristiques d'essais incendie à pleine échelle**

### 6.2.3 Analyse des données

La vitesse de carbonisation moyenne estimée au cours des essais est très variable. Les ordres de grandeurs varient de 0,6 à plus de 4 mm/min. Dans tous les cas, ces ordres de grandeurs sont égaux ou supérieurs à ceux communément admis sous feu conventionnel.

Il n'a pas été observé de ruine totale de structure lors des essais, mais des endommagements conséquents se sont produits pour certains d'entre eux. Deux principaux phénomènes sont à citer :

- Une délamination des structures, conduisant à une diminution de section supérieure à celle provoquée par la carbonisation ;
- Un percement local au voisinage de points singuliers.

Les essais semblent montrer qu'une protection par plaque de plâtre permet d'atteindre des niveaux de résistance au feu de l'ordre de l'heure lorsqu'elle est bien réalisée. Par ailleurs, certains éléments de la bibliographie montrent qu'à protection identique, une structure en CLT se comportera mieux au feu qu'une structure en ossature bois.

La protection des points singuliers et en particulier des assemblages semble être un élément clé de la résistance des structures.

La qualité des assemblages eux-mêmes est également un élément clé de la résistance de la structure, avec une influence importante des jeux.

Quelques-uns des essais analysés ont permis d'identifier la participation des structures bois au développement de l'incendie. Cette contribution intervient nécessairement après la ruine des éléments de protection s'ils sont présents.

Dans le cas d'un local dont les parois sont en bois, il est estimé que la puissance de l'incendie est augmentée de 80% par rapport à un local aux parois incombustibles.

Par ailleurs, la délamination des structures conduit à une augmentation soudaine de la surface de bois sain exposée et à la surface nette de combustible. Ce phénomène peut alors entraîner un second flashover dans le compartiment.

Mis à part ce dernier phénomène qui dépend fortement des épaisseurs de lamelles, le type de structure bois semble peu influencer sur la contribution de la structure à l'incendie.

L'auto-extinction des structures bois est avérée dans une partie des essais analysés, avec une décroissance franche de la puissance de feu en dernière partie d'essai. Les paramètres conduisant à cette auto-extinction ne sont pas clairement identifiés.

### 6.2.4 Données prioritaires

On détaille ci-après, les résultats des essais dont la configuration et les données fournissent des données essentielles pour la présente étude de faisabilité.

Les critères suivants sont utilisés pour prioriser les essais :

- Essais sur des structures en bois « massif » (CLT ou HLT) et non en ossature bois ;
- Structures bois directement sollicitées, soit par ruine de la protection, soit par absence de protection.

Sur la base de ces critères, quatre campagnes d'essai ressortent (documents [105] à [108]) :

- Frangi et al. (2008) : essai d'incendie dans une pièce d'un bâtiment R+2 en structure CLT protégée ;
- McGregor (2013) : essais d'incendie sur compartiments en structure CLT, protégée ou non ;
- Medina Hevia (2014) : essais d'incendie sur compartiments en structure CLT, partiellement protégée (campagne complémentaire de la précédente) ;

- Su et Muradori (2015) : essai sur un compartiment en structure CLT protégée, adossée à une cage d'ascenseur en structure CLT.

Les paragraphes suivants donnent des éléments de synthèse de ces essais.

#### 6.2.4.1 Frangi et al. (2008)

Cette campagne comportait un essai unique dans un bâtiment R+2 en structure CLT construit pour l'occasion.

Ce bâtiment comportait trois étages de dimensions approximatives 7 x 7 m, sans communication interne entre les étages. Les structures verticales étaient composées de panneaux de CLT 5 plis, de 85 mm d'épaisseur. Les planchers étaient composés de panneaux CLT 6 plis de 142 mm d'épaisseur.

L'incendie a été initié dans une pièce du deuxième étage de dimensions 3,3 x 3,3 x 3 m et présentant deux ouvertures extérieures, ainsi qu'une porte intérieure REI60. Trois des quatre parois verticales de cette pièce étaient protégées par deux plaques de plâtre (une résistante au feu, une standard) de 12 mm sur 27 mm de laine minérale. La quatrième paroi verticale ainsi que le plafond étaient couverts par une seule plaque de plâtre standard sur 27 mm de laine minérale. Le plancher était couvert par 20 mm de revêtement bois sur une chape béton de 50 mm.

Le combustible était composé de deux matelas en polyuréthane et de 378 kg de bûcher bois.



**Figure 6-1 : vue du combustible (Frangi et al., 2008)**



**Figure 6-2 : vue du foyer à 40 min (Frangi et al., 2008)**

Au démarrage de l'incendie, les fenêtres n'étaient ouvertes qu'au quart de leur surface. Elles ont été ruinées au bout respectivement de 20 et 30 min. Le flashover s'est produit autour de 40 min après le démarrage de l'incendie. La porte intérieure a été ruinée après 55 min.

Le feu a été éteint après 60 min (durée planifiée au début de l'essai). De ce fait, il n'a pas pu être constaté d'auto-extinction du CLT.

Aucune propagation de fumée aux autres étages n'a été constatée.

Les plaques de plâtre sont tombées. Les instants de ruine ont été estimés à 40 min pour les plaques simples et 50 min pour les plaques doubles. Il n'a pas été déterminé si cette ruine est liée au déclenchement du flash over. Il est toutefois probable que la ruine des plaques simples ait participé au déclenchement du flash-over.

Les structures bois mises à nu présentent des profondeurs de carbonisation de l'ordre de 5 à 15 mm.

De nombreuses mesures de températures ont été faites, tant dans le volume de la pièce que dans la profondeur des parois. Une partie de ces données sont disponibles dans la publication.

#### 6.2.4.2 McGregor (2013) et Medina Hevia (2014)

Ces deux campagnes d'essais ont été menées sur des compartiments similaires, de dimensions 3,5 x 4,5 x 2,5 m et présentant une ouverture unique de 2 x 1.1 m.

Les structures (parois verticales et planchers) ont été réalisées en CLT 3 plis de 105 mm d'épaisseur.

Pour les essais de McGregor, les essais ont été menés avec des parois intégralement protégées ou intégralement non protégées. Dans le cas de parois protégées, les parois verticales et le plafond étaient protégés par deux plaques de plâtre résistantes au feu de 12,7 mm d'épaisseur. Le plancher était protégé par une plaque de plâtre résistante au feu de 15,9 mm et une plaque de ciment de 12,7 mm.

Pour les essais de Medina Hevia, la même protection a été appliquée. Seules, une ou deux parois verticales ont été laissées non protégées.

McGregor a mené deux essais avec un brûleur propane, et deux essais avec un ameublement de la chambre. Pour chaque combustible, un essai avec et sans protection a été réalisé. La différence entre les deux essais permet d'estimer la contribution des parois à la puissance de l'incendie.

Les essais de Medina Hevia ont été menés avec un ameublement identique à celui de McGregor.



Figure 6-3 : ameublement du compartiment (McGregor 2013)



**Figure 6-4 : vue extérieure du compartiment en début d'incendie (McGregor 2013)**

Ces essais ont globalement démontré l'absence de contribution du CLT sous protection par plaque de plâtre.

Pour les essais de McGregor avec ameublement, l'allumage a été réalisé sur un oreiller. Le flashover a été atteint rapidement pour tous les essais en moins de 5 min.

Dans les cas avec protection intégrale, il a été constaté un second flashover lors de la ruine des plaques de plâtre, correspondant à l'activation brutale des panneaux de CLT. Pour les essais intégralement sans protection, la contribution du CLT a été estimée entre 3 et 4 MW, soit environ 80% de la puissance de l'incendie sans participation du CLT.

Les essais de Medina Hevia ont montré l'influence de la quantité et de la répartition des zones non protégées :

- Lorsqu'un seul mur est non protégé, le comportement de l'incendie ne présente pas de différence majeure avec un compartiment intégralement protégé, et conduit à une auto-extinction de l'incendie.
- Lorsque deux murs sont non protégés, un second flashover se produit. Ce second flashover est dû à la délaminación du CLT, ce qui augmente la surface de CLT mobilisée.
- Enfin, il a été constaté que la présence de deux murs opposés non protégés a un impact plus important sur l'incendie que deux murs adjacent.

Une autoextinction du CLT a été constatée pour une partie des essais de McGregor et de Medina Hevia, sans explicitement identifier de paramètres pilotant ce phénomène.

De nombreuses mesures de températures ont été faites, tant dans le volume du compartiment que dans la profondeur des parois. Une partie de ces données sont disponibles dans les publications.

#### 6.2.4.3 Su et Moradori (2015)

Cette campagne comportait un essai unique dans un compartiment de dimensions 5,2 x 4,6 x 2,7 m, accolé à un volume de 4,6 x 2,5 x 8.8 m représentant une cage d'ascenseur ou d'escalier. Les parois des deux volumes ont été réalisées en structure CLT 5 plis de 175 mm.

Les parois verticales externes du compartiment étaient protégées par deux plaques de plâtre de 16 mm. La paroi commune aux deux volumes était protégée côté compartiment par 64 mm de laine minérale montée sur rails métalliques, encapsulée dans deux plaques de plâtre de part et d'autre.

Le plafond du compartiment était protégé par une plaque de plâtre de 16 mm disposée sur 90 mm de laine de verre, le tout monté sur rails métalliques formant un vide de 90 mm.

Le plancher était couvert par deux plaques de ciment de 12,7 mm d'épaisseur.

Aucune des parois de la cage n'était protégée.

Le combustible était constitué par un ameublement complété par des bûchers bois.



**Figure 6-5 : ameublement du compartiment (Su et Moradori 2015)**



**Figure 6-6 : Vue du dispositif (Su et Moradori 2015)**

Le flashover a été très rapidement atteint en moins de 3 min.

La structure en CLT a contribué à l'incendie à partir de 15 min, où la protection a commencé à tomber par endroits. La protection du plafond s'est écroulée en bloc au bout de 20 min et la structure CLT a alors contribué significativement à l'incendie.

Après 40 min, l'intensité de l'incendie a commencé à réduire visuellement, probablement à cause de la carbonisation du bois. Une reprise de puissance a eu lieu aux alentours de 60 min, probablement liée à la délamination des structures CLT du plafond.

Les plaques de plâtres présentes sur les parois verticales ne sont pas tombées au cours de l'incendie, même si leur intégrité n'a pas été conservée.

Deux plis de CLT ont été détruits sur le plafond du compartiment. Il n'a pas été constaté de délamination sur les parois verticales.

Après 120 min, l'incendie a été éteint comme prévu au démarrage de l'essai. A ce stade, les flammes présentes dans le compartiment étaient très limitées. Ceci peut laisser supposer une auto-extinction du compartiment sur une durée plus longue.

Aucune propagation de flamme ou de fumée n'a été constatée dans la cage. De plus, les températures sur les faces non exposées des structures CLT n'ont pas vu d'élévation de température mesurable.

De nombreuses mesures de températures ont été faites, tant dans le volume du compartiment que dans la profondeur des parois. Une partie de ces données sont disponibles dans la publication.

## 7. RÉFÉRENCES

---

- [1] Direction Générale de la Sécurité Civile et de la Gestion des Crises – Note d’information – Immeuble de grande hauteur en bois – 27/07/2017
- [2] Étude de faisabilité d’application de l’ingénierie de sécurité incendie aux bâtiments en bois de grande hauteur Étude de modèles numériques de développement d’incendie – Rapport Efectis-CSTB Réf 18-000289, Février 2018
- [3] Étude de faisabilité d’application de l’ingénierie de sécurité incendie aux bâtiments en bois de grande hauteur Approches numériques d’évaluation du comportement sous feux réels de structures en bois – Rapport Efectis-CSTB Réf 18-000290, Février 2018
- [4] Norimoto, M.; Gril, J. Wood Bending Using Microwave Heating. *J. Microw. Power Electromagn. Energy* 1989, 24, 203–212.
- [5] 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.
- [6] Marquis, Damien. Caractérisation et modélisation multi-échelle du comportement au feu d’un composite pour son utilisation en construction navale. 2010. Thèse de doctorat. Nantes.
- [7] Fateh, Talal. Etude expérimentale et numérique de la cinétique de décomposition thermique de contreplaqués en bois. 2011. Thèse de doctorat. ISAE-ENSMA Ecole Nationale Supérieure de Mécanique et d’Aérotechnique-Poitiers.
- [8] 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, ENGREF (AgroParisTech), 2004.
- [9] . Schaffer, E. L. Elevated temperature effect on the longitudinal mechanical properties of wood., University of Wisconsin, Madison, 1971.
- [10] Audebert, M. Approche expérimentale et modélisation du comportement au feu d’assemblages bois sous différents types de sollicitations, 2010.
- [11] Laplanche, K. Étude du comportement au feu des assemblages de structures bois : approche expérimentale et modélisation, Université Blaise Pascal (Clermont-Ferrand), 2006.
- [12] Clouet, B. Hydromechanical behavior of green-glued laminated timbers, Université de Bordeaux, 2014.
- [13] Eitelberger, J., Hofstetter, K. & Dvinskikh, S. V. A multi-scale approach for simulation of transient moisture transport processes in wood below the fiber saturation point. *Compos. Sci. Technol.* 71, 1727–1738 (2011).
- [14] Di Blasi, C. Multi-phase moisture transfer in the high-temperature drying of wood particles. *Chem. Eng. Sci.* 53, 353–366 (1998).
- [15] Thibeault, F. Modélisation du comportement mécanique du bois lors du procédé de séchage conventionnel. (Université du Québec, 2008). doi:10.1522/030084784
- [16] Kocaeffe, D., Younsi, R., Poncsak, S. & Kocaeffe, Y. Comparison of different models for the high-temperature heat-treatment of wood. *Int. J. Therm. Sci.* 46, 707–716 (2007).
- [17] Brandt, B.; Zollfrank, C.; Franke, O.; Fromm, J.; Göken, M.; Durst, K. Micromechanics and ultrastructure of pyrolysed softwood cell walls. *Acta Biomater.* 2010, 6, 4345–4351.
- [18] Di Blasi, C. Modeling chemical and physical processes of wood and biomass pyrolysis. *Prog. Energy Combust. Sci.* 34, 47–90 (2008).
- [19] Couhert, C. Flash pyrolysis at high temperature of ligno-cellulosic biomass and its components : production of synthesis gas, {É}cole Nationale Sup{é}rieure des Mines de Paris, 2007.

- [20] Ritchie, S.; Steckler, K.; Hamins, A.; Cleary, T.; Yang, J.; Kashiwagi, T. The Effect Of Sample Size On The Heat Release Rate Of Charring Materials. *Fire Saf. Sci.* 1997, 5, 177–188.
- [21] Quintiere, J. G.; Harkleroad, M. T. New concepts for measuring flame spread properties. In *Fire Safety: Science and Engineering*; ASTM International, 1985.
- [22] ASTM E1321, “Standard Test Method for Determining Material Ignition and Flame Spread Properties”, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2012, [www.astm.org](http://www.astm.org). 1996.
- [23] Janssens, M. Fundamental thermophysical characteristics of wood and their role in enclosure fire growth, Ghent University, 1991.
- [24] Janssens, M. Piloted ignition of wood: A review. *Fire Mater.* 1991, 15, 151–167.
- [25] Quintiere, J. G. A Semi-Quantitative Model for the Burning Rate of solid Material. NISTIR-4840, Natl. Inst. Stand. Technol. Gaithersburg, MD 1992.
- [26] Atreya, A.; Abu-Zaid, M. Effect of environmental variables on piloted ignition. *Fire Saf. Sci.* 1991, 3, 177–186.
- [27] Mikkola, E.; Wichman, I. S. On the thermal ignition of combustible materials. *Fire Mater.* 1989, 14, 87–96.
- [28] Delichatsios, M. A.; Panagiotou, T.; Kiley, F. The use of time to ignition data for characterizing the thermal inertia and the minimum (critical) heat flux for ignition or pyrolysis. *Combust. Flame* 1991, 84, 323–332.
- [29] Harada, T. Time to ignition, heat release rate and fire endurance time of wood in cone calorimeter test. *Fire Mater.* 2001, 25, 161–167.
- [30] Bamford, C. H., Crank, J. & Malan, D. H. The combustion of wood. Part I. in *Mathematical Proceedings of the Cambridge Philosophical Society* 42, 166–182 (1946).
- [31] Di Blasi, C. Modeling intra- and extra-particle processes of wood fast pyrolysis. *AIChE J.* 48, 2386–2397 (2002).
- [32] Park, W. C., Atreya, A. & Baum, H. R. Experimental and theoretical investigation of heat and mass transfer processes during wood pyrolysis. *Combust. Flame* 157, 481–494 (2010).
- [33] Lautenberger, C. & Fernandez-Pello, C. A model for the oxidative pyrolysis of wood. *Combust. Flame* 156, 1503–1513 (2009).
- [34] Sand, U., Sandberg, J., Larfeldt, J. & Bel Fdhila, R. Numerical prediction of the transport and pyrolysis in the interior and surrounding of dry and wet wood log. *Appl. Energy* 85, 1208–1224 (2008).
- [35] Órfão, J. J. . & Figueiredo, J. . A simplified method for determination of lignocellulosic materials pyrolysis kinetics from isothermal thermogravimetric experiments. *Thermochim. Acta* 380, 67–78 (2001).
- [36] Cuff, G. 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. (Université de Bordeaux, 2014).
- [37] Lautenberger, C. & Fernandez-Pello, C. Generalized pyrolysis model for combustible solids. *Fire Saf. J.* 44, 819–839 (2009).
- [38] Fredlund, B. A model for heat and mass transfer in timber structures during fire: a theoretical, numerical and experimental study. (Lund University, Department of Fire Safety Engineering, 1988).
- [39] Janssens, M. Thermo-physical properties for wood pyrolysis models. in *Pacific timber engineering conference*, Gold Coast, Australia (1994).
- [40] Knudson, R. M. & Schniewind, A. P. Performance of structural wood members exposed to fire. *For. Prod. J.* (1975).
- [41] Clancy, P. Time and probability of failure of timber framed walls in fire. (Victoria University of Technology, 1999).

- [42] NF EN 1995-1-2, 'Eurocode 5 - Design of timber structures - Part 1-2: General - Structural fire design'. (2005).
- [43] Glass, S. V. & Zelinka, S. L. in *Wood Handbook: Wood as an Engineering Material* 4.1-4.19 (2010). doi:General Technical Report FPL-GTR-190
- [44] Harada, T., Hata, T. & Ishihara, S. Thermal constants of wood during the heating process measured with the laser flash method. *J. Wood Sci.* 44, 425–431
- [45] De Moraes, P. Influence de la température sur les assemblages bois. (2003).
- [46] Gupta, M., Yang, J. & Roy, C. Specific heat and thermal conductivity of softwood bark and softwood char particles☆. *Fuel* 82, 919–927 (2003).
- [47] Brown, L. E. An experimental and analytic study of wood pyrolysis. (The University of Oklahoma, 1972).
- [48] Hankalin, V., Ahonen, T. & Raiko, R. in *Finnish-Swedish Flame Days 2009, January 28-29, 2009, Naantali, Finland* 16 p (2009).
- [49] Drysdale, D. *An introduction to fire dynamics*. (Wiley, 2011).
- [50] Incropera, F. P., DeWitt, D. P., Bergman, T. L. & Lavine, A. S. *Fundamentals of heat and mass transfer*. (John Wiley & Sons, 2011).
- [51] Koufopoulos, C. A., Lucchesi, A. & Maschio, G. Kinetic modelling of the pyrolysis of biomass and biomass components. *Can. J. Chem. Eng.* 67, 75–84 (1989).
- [52] Larfeldt, J., Leckner, B. & Melaaen, M. C. Modelling and measurements of heat transfer in charcoal from pyrolysis of large wood particles. *Biomass and Bioenergy* 18, 507–514 (2000).
- [53] Chan, W.-C. R., Kelbon, M. & Krieger, B. B. Modelling and experimental verification of physical and chemical processes during pyrolysis of a large biomass particle. *Fuel* 64, 1505–1513 (1985).
- [54] Di Blasi, C. D., Branca, C., Sparano, S. & La Mantia, B. Drying characteristics of wood cylinders for conditions pertinent to fixed-bed countercurrent gasification. *Biomass and Bioenergy* 25, 45–58 (2003).
- [55] Shi, L. & Chew, M. Y. L. A review of fire processes modeling of combustible materials under external heat flux. *Fuel* 106, 30–50 (2013).
- [56] Di Blasi, C. Modeling and simulation of combustion processes of charring and non-charring solid fuels. *Prog. Energy Combust. Sci.* 19, 71–104 (1993).
- [57] Tabatabaie-Raissi, A., Mok, W. S. L. & Antal, M. J. Cellulose pyrolysis kinetics in a simulated solar environment. *Ind. Eng. Chem. Res.* 28, 856–865 (1989).
- [58] Gullett, B. K. & Smith, P. Thermogravimetric study of the decomposition of pelletized cellulose at 315°C–800°C. *Combust. Flame* 67, 143–151 (1987).
- [59] BAROOAH, J. & LONG, V. Rates of thermal decomposition of some carbonaceous materials in a fluidized bed. *Fuel* 55, 116–120 (1976).
- [60] Thurner, F. & Mann, U. Kinetic investigation of wood pyrolysis. *Ind. Eng. Chem. Process Des. Dev.* 20, 482–488 (1981).
- [61] Thi, V. D., Khelifa, M., El Ganaoui, M. & Rogaume, Y. Finite element modelling of the pyrolysis of wet wood subjected to fire. *Fire Saf. J.* 81, 85–96 (2016).
- [62] Babrauskas, V. Ignition of Wood: A Review of the State of the Art. *J. Fire Prot. Eng.* 12, 163–189 (2002).
- [63] McGuire Sfepe, J. H. Fire and the spatial separation of buildings. *Fire Technol.* 1, 278–287 (1965).
- [64] Natterer, J., Sandoz, J.-L. & Rey, M. *Construction en bois - Matériau, technologie et dimensionnement (vol13)*. (Traité de Génie Civil, Presses Polytechniques et Universitaires Romandes, 2011).

- [65] Butler, C. P. NOTES ON CHARRING RATES IN WOOD. *Fire Saf. Sci.* 896, 1 (1971).
- [66] Babrauskas, V. Charring rate of wood as a tool for fire investigations. *Fire Saf. J.* 40, 528–554 (2005).
- [67] Weatherwax, R. C. & Stamm, A. J. The coefficients of thermal expansion of wood and wood products. (1956).
- [68] Malhotra, H. L. Design of fire-resisting structures. (Surrey University Press, 1982).
- [69] Forest Products Laboratory - USDA. Wood Handbook: Wood as an Engineering Material. (2010). doi:General Technical Report FPL-GTR-190
- [70] Kollman, F. F. Principles of Wood Science and Technology: Wood Base Materials Manufacture and Properties. (1975).
- [71] Janssens, M. & Douglas, B. Wood and wood products. Handbook of building materials for fire protection (McGraw-Hill, 2004).
- [72] Tabaddor, M. Thermal and mechanical finite element modeling of wood floor assemblies subjected to furnace exposure. Underwriters Laboratories (2008).
- [73] Guitard, D. Mécanique du matériau bois et composites. (Cépaduès, 1987).
- [74] Navi, P. & Heger, F. Thermohydro-mechanical behaviour of wood: technological and structural applications. (PPUR Presses Polytechniques, 2005).
- [75] Kretschmann, D. in Wood Handbook: Wood as an Engineering Material 5.1-5.46 (2010).
- [76] Cai, Z. & Ross, R. J. in Wood Handbook: Wood as an Engineering Material 12.1-12.12 (2010).
- [77] Janowiak, J. J., Manbeck, H. B., Hernandez, R. & Moody, R. C. Red maple lumber resources for glued-laminated timber beams. *For. Prod. J.* 47, 55 (1997).
- [78] Moody, R. C. Flexural Strength of Glued-Laminated Timber Beams Containing Coarse-Grain Southern Pine Lumber. (1974).
- [79] Jung, J. Properties of parallel-laminated veneer from stress-wave-tested veneers [Wood products]. *For. Prod. J.* (1982).
- [80] Moody, R. C. & others. Tensile strength of lumber laminated from 1/8-inch-thick veneers. (US Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory, 1972).
- [81] Kretschmann, D. E. et al. Effect of various proportions of juvenile wood on laminated veneer lumber. USDA For. Serv. For. Prod. Lab. Res. Pap. FPL-RP-521 (1993).
- [82] Hernandez, R. & Moody, R. Improved performance of southern pine structural glued-laminated timber. Res. Pap. FPL-RP-US Dep. Agric. For. Serv. For. Prod. Lab. (1992).
- [83] Schaffer, E. L. Structural Fire Design: Wood. (1984).
- [84] Thomas, G. C. Fire resistance of light timber framed walls and floors. (University of Canterbury. Civil Engineering, 1996).
- [85] Nubissie, A., Ngamie, A. N. & Woafu, P. Dynamical behavior of a wooden beam under mechanical loading and fire. *Mater. Des.* 32, 1331–1336 (2011).
- [86] Östman, B.-L. Wood tensile strength at temperatures and moisture contents simulating fire conditions. *Wood Sci. Technol.* 19, 103–116 (1985).
- [87] König, J. Effective thermal actions and thermal properties of timber members in natural fires. *Fire Mater.* 30, 51–63 (2006).
- [88] Zeeland, I. M. Van, Salinas, J. J. & Mehaffey, J. R. Compressive strength of lumber at high temperatures. *Fire Mater.* 29, 71–90 (2005).
- [89] Young, S. A. & Clancy, P. Structural modelling of light-timber framed walls in fire. *Fire Saf. J.* 36, 241–268 (2001).

- 
- [90] Young, S. A. & Clancy, P. Compression mechanical properties of wood at temperatures simulating fire conditions. *Fire Mater.* 25, 83–93 (2001).
- [91] Young, S. Structural modelling of plasterboard-clad, light timber framed walls in fire. (Victoria University of Technology, 2000).
- [92] Korkut, S. & Hiziroglu, S. Effect of heat treatment on mechanical properties of hazelnut wood (*Corylus colurna L.*). *Materials & Design* 30, (2009).
- [93] Ramage, M. H. et al. The wood from the trees: The use of timber in construction. *Renew. Sustain. Energy Rev.* 68, 333–359 (2017).
- [94] Adivbois, Etudes préalables au lancement du programme PUCA ADIVBOIS, Parangonnage, vf-16/12/2016
- [95] Structure, sécurité incendie, acoustique et enveloppe, FPInnovations, 25/11/16, Rapport final 301011569\_Parangonnage Canada (technique)\_Struct. serv. inc.\_ 25 novembre 2016
- [96] Guide technique pour la conception et la construction de bâtiments en bois de grande hauteur au Canada (GBGH), FPInnovations en 2014
- [97] Application of analysis tools from NEWBuildS Research Network in Design of High-Rise Wood Building, NEWBuilds, 2013
- [98] Timber Tower Research project, Final Report 06/05/16, Skidmore, Owings & Merrill, LPP
- [99] SP Report, 09/12/2016, Ref 6P05678 (swedish-technical-benchmarking-of-tall-timber-building-161209).
- [100] Parangonnage Royaume-Uni, C4Ci, Rapport du 14/12/2016 (1894-rapport-final-parangonnage-uk-2016-12-14
- [101] Structural design and assembly of « Treet » a 14-storey timber residential building in norway WCTE 2014
- [102] <https://www.woodsolutions.com.au/Articles/Why-Wood/fire-regulation-alternative-solution-development>
- [103] BRANDON, OSTMAN, Fire Safety Challenges of Tall Wood Buildings – Phase 2: Task 1 - Literature Review, 2016
- [104] HASEMI, YASUI, ITAGAKI, IZUMI, OSAKA, KAKU, NARUSE, HAGIWARA, KAGIYA, SUZUKI, KATO, Full-scale Fire Tests of 3-Storey Wooden School Building, 2014
- [105] FRANGI, BOCHICCHIO, CECCOTTI, LAURIOLA, Natural Full-Scale Fire Test on a 3 Storey XLam Timber Building, 2008
- [106] MCGREGOR, Contribution of cross-laminated timber panels to room fires. Master thesis, 2013
- [107] MEDINA HEVIA, Fire resistance of partially protected cross-laminated timber rooms. Master thesis, 2014
- [108] SU, MURADORI, Fire demonstration – Cross-laminated timber stair/elevator shaft, 2015



A D I V **B O I S**

[www.adingbois.org](http://www.adingbois.org)