



**HAL**  
open science

# Approche multi-échelle pour la caractérisation de la réaction au feu sur un matériau bois. Développement d'une méthodologie pour l'ingénierie de la sécurité incendie.

Jérémy Colombiano

## ► To cite this version:

Jérémy Colombiano. Approche multi-échelle pour la caractérisation de la réaction au feu sur un matériau bois. Développement d'une méthodologie pour l'ingénierie de la sécurité incendie.. Autre. ISAE-ENSMA Ecole Nationale Supérieure de Mécanique et d'Aérotechnique - Poitiers, 2020. Français. NNT : 2020ESMA0017 . tel-03163428

**HAL Id: tel-03163428**

**<https://theses.hal.science/tel-03163428>**

Submitted on 9 Mar 2021

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

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

# THESE

Pour l'obtention du Grade de  
**DOCTEUR DE L'ECOLE NATIONALE SUPERIEURE DE MECANIQUE ET  
D'AEROTECHNIQUE**

(Diplôme National – Arrêté du 25 mai 2016)

Ecole Doctorale :  
Sciences et Ingénierie en Matériaux, Mécanique, Energétique et Aéronautique

Secteur de Recherche : Energétique, Thermique et Combustion

Présentée par :

**Jérémy COLOMBIANO**

\*\*\*\*\*

**Approche multi-échelle pour la caractérisation de la réaction au feu sur un matériau  
bois. Développement d'une méthodologie pour l'ingénierie de la sécurité incendie.**

\*\*\*\*\*

Directeur de thèse: Pr. Thomas Rogaume  
Co-encadrant: Dr. Benjamin Batiot  
Co-encadrant: Dr. Franck Richard

## JURY

**Président :**

Pr. Pascal Boulet

Professeur - Université de Lorraine (France)

**Rapporteurs :**

Pr. José Torero

Professeur - University College London (UK)

Pr. Bernard Porterie

Professeur - Université Aix-Marseille (France)

**Membres du jury :**

Pr. Bart Merci

Professeur - Ghent University (Belgium)

Pr. Thomas Rogaume

Professeur - Université de Poitiers (France)

Dr. Virginie Dréan

Chef de projet - Efectis France (France)

Dr. Benjamin Batiot

Maitre de Conférences - Université de Poitiers (France)

Dr. Franck Richard

Maitre de Conférences - Université de Poitiers (France)



*« Dans la vie, rien n'est à craindre, tout est à comprendre »*

Marie Curie

A mes parents, ce travail est aussi le vôtre.



---

# Avant-propos

---

Ce manuscrit de thèse représente l'aboutissement de trois années de travaux, dont l'épanouissement et la réussite, tant sur le plan professionnel que personnel n'est rendu possible que par soi-même, et par les nombreuses rencontres et moments partagés rythmant ces trois années. Les moments partagés ont permis de forger des amitiés faisant de ces trois années intenses et parfois difficiles, un souvenir agréable et inoubliable. C'est donc non sans émotion que je vais remercier les personnes ayant fortement contribué à ces travaux.

Bien évidemment, mes remerciements vont en premier lieu à mon équipe d'encadrement, Thomas, Virginie, Benjamin et Franck. Vos qualités humaines, votre professionnalisme et les compétences spécifiques à chacun d'entre vous ont largement contribué à mon épanouissement et au bon déroulement de ces travaux.

Thomas, mon directeur de thèse, par où commencer ? Outre tes qualités professionnelles qui sont soulignées et reconnues par beaucoup, c'est principalement sur le plan personnel que je souhaite te remercier, et les mots ne seront bien évidemment pas suffisamment forts. Tu m'as très rapidement fait confiance et m'a laissé libre dans mes choix, tout en m'aiguillant et m'encourageant. Ta disponibilité, l'ensemble de tes actes, attentions, choix, etc. sont fait dans le but de valoriser le doctorant, et le faire progresser. Ta bonne humeur et ta joie de vivre sont pour moi des qualités exceptionnelles qui m'ont amené à développer de sincèrement sentiments amicaux pour toi. Pour tout cela, je te remercie énormément.

Virginie, là encore, souligner l'ensemble de tes qualités humaines et professionnelles que tu as su montrer serait bien trop long. Ton encadrement a été exemplaire, ta disponibilité, ton investissement, tes conseils avisés et toutes nos petites discussions ont largement contribué à la réussite de ces travaux. Tes connaissances scientifiques et ton recul en numérique ont apportés une belle plus-value à cette thèse. Je te remercie sincèrement et j'ai déjà hâte de retravailler sur des projets en communs.

Benjamin, ton apport a été précieux tant sur le plan scientifique que personnel. Tu as su m'orienter et faire en sorte que je prenne suffisamment de recul sur ces travaux. Tu as une jeune carrière et pourtant tant de qualités scientifiques et d'encadrement ! Je te remercie mille fois pour l'ensemble de ces discussions toutes autant enrichissantes les unes que les autres, pour ta disponibilité et ton investissement.

Franck, je crois que tu m'as transmis ta passion pour la recherche. Tu débordes de volonté et d'idée dans le but de creuser les choses et de comprendre "pourquoi". Je m'en suis largement inspiré durant ces travaux. Nos nombreuses discussions, tes conseils et tes remarques complémentaires m'ont permis de progresser et de fournir un travail de qualité. Un grand merci pour ces trois années.

Je souhaite également remercier Eric Guillaume pour la confiance accordée pour ces travaux de thèse, et pour l'après thèse. Vous n'avez pas officiellement fait partie de l'encadrement, mais pourtant vous êtes rendu disponibles et très utile pendant toute la durée de la thèse.

En second lieu, mes remerciements se tournent logiquement vers toi, Marc. Les trois années passées à tes côtés ont été extrêmement formatrices. Tu m'as fait énormément progresser professionnellement, avec notamment la partie expérimentale, mais surtout personnellement, où tu m'as fait prendre du recul là où j'avais tendance à être trop insouciant et négligeant. Tu as été un

véritable atout tout au long de ces travaux et tu es devenu pour moi un véritable ami. Je te souhaite le meilleur pour la suite !

Mes remerciements se tournent ensuite vers mes collègues du labo Pprime avec qui j'ai passé d'excellents moments ! L'ami Jojo, tu as finalement réussi à me supporter 3 ans, Jacques, merci pour ton aide précieuse et ton savoir-faire ! Mes collègues de bureau et doctorants : Hussain, Safae, Minh, Xiaowen, Lanha et Rawa, vous allez me manquer ! Vincent et Sovan, vos anecdotes ont rythmé cette thèse !

Je n'oublie pas les anciens de l'équipe : Fabien, Simon et Pierre. Je regrette de ne pas avoir débuté ma thèse en même temps que vous ! Merci mille fois pour toutes les discussions, les conseils et les encouragements jusqu'à la veille de la soutenance. J'espère fêter ce grade de docteur avec vous !

Je remercie également les collaborateurs d'Efectis qui ont contribué à ces travaux : Roman, Gildas, Pierre-Olivier, Guillaume et Rémi. Je tiens à remercier particulièrement Bertrand et Mathieu pour toutes les discussions constructives, je n'oublie pas la mouche, ainsi que votre aide indispensable.

Merci aux membres du jury que je n'ai encore pas cité. Pascal Boulet, je n'aurais pu réaliser ses travaux sans vous. José Torero, votre encadrement sur quelques semaines a été fortement bénéfique pour ces travaux. Bernard Porterie et Bart Merci, il y a des passages marquant dans une thèse, vous faites partie de ces passages.

Je finirai par remercier ma famille proche. Avec une pensée particulière pour mes parents, qui très rapidement mon permis d'assouvir ma soif de curiosité scientifique. Cette thèse n'aurait pas été rendu possible sans votre éducation et bienveillance.



# Sommaire

<b>0. Introduction</b> .....	1
<b>1. Etat de l'art</b> .....	5
I.    Phénoménologie de la réaction au feu du matériau bois .....	8
1.    Notion de décomposition thermique.....	8
2.    Notion d'inflammation et de propagation de flamme .....	13
II.   Etat de l'art des travaux liés à la modélisation de la réaction au feu .....	20
1.    Approche par pyrolyse calculée .....	21
2.    Approche par pyrolyse imposée.....	22
III.  Présentation du modèle numérique et des sous-modèles .....	25
1.    Modèles en phase gazeuse .....	25
2.    Modèles en phase solide.....	29
IV.  Conclusion .....	32
<b>2. Caractérisation des propriétés thermocinétiques du matériau</b> .....	35
I.    Analyse thermogravimétrique (ATG) .....	38
1.    Dispositifs expérimentaux et procédure expérimentale.....	38
2.    Analyse des résultats.....	40
3.    Modèle de décomposition thermique .....	42
II.   Analyse thermodynamique .....	46
1.    Dispositifs expérimentaux et procédure expérimentale.....	46
2.    Analyse des résultats.....	48
III.  Conductivité thermique .....	53
1.    Dispositif expérimental et procédure .....	53
2.    Analyse des résultats.....	54
IV.  Conclusion intermédiaire .....	56
<b>3. Validation des propriétés thermocinétiques à l'échelle matériau</b> .....	59
I.    Dispositif expérimental et procédures expérimentales .....	62
1.    Dispositif expérimental .....	62
2.    Mesures effectuées .....	66
II.   Analyse des résultats.....	73
1.    Valeurs globales.....	73
2.    Valeurs locales.....	77

III.	Modélisation numérique du comportement au feu du matériau.....	87
1.	Configuration numérique.....	87
2.	Sensibilité au maillage.....	89
3.	Comparaison des résultats numériques et expérimentaux.....	91
4.	Caractéristiques du front de pyrolyse.....	101
IV.	Conclusion intermédiaire.....	106
<b>4.</b>	<b>Etude des modes de propagation latérale et verticale de flamme.....</b>	<b>108</b>
I.	Etude expérimentale.....	112
1.	Etude de la propagation latérale de flamme.....	112
2.	Etude de la propagation verticale de flamme.....	125
II.	Modélisation numérique.....	137
1.	Modélisation de la propagation latérale de flamme.....	137
2.	Modélisation de la propagation verticale de flamme.....	149
III.	Conclusion.....	160
<b>5.</b>	<b>Etude de la propagation bidirectionnelle.....</b>	<b>162</b>
I.	Etude expérimentale.....	164
1.	Etude préliminaire.....	164
2.	Protocole expérimental.....	167
3.	Résultats expérimentaux.....	170
II.	Modélisation numérique.....	182
1.	Domaine de calcul, conditions aux limites et maillage.....	182
2.	Résultats numériques.....	184
III.	Conclusion.....	199
<b>6.</b>	<b>Développement de l'approche ingénierie.....</b>	<b>200</b>
I.	Présentation des modèles par pyrolyse imposée.....	202
1.	Définition de la température d'ignition.....	202
2.	Modèle de pyrolyse imposée 1 (MPI 1).....	203
3.	Modèle de pyrolyse imposée 2 (MPI 2).....	204
4.	Modèle de pyrolyse imposée 3 (MPI 3).....	206
5.	Définition des données d'entrée.....	207
II.	Résultats à l'échelle intermédiaire.....	209
1.	Evaluation des modèles par pyrolyse imposée.....	209

2.	Evaluation du MPI 2 avec un maillage plus grossier .....	221
III.	Résultats à l'échelle réelle .....	226
1.	Evaluation du modèle sur un maillage fin .....	226
2.	Evaluation du modèle ingénierie sur un maillage grossier .....	232
3.	Evaluation du modèle ingénierie avec les propriétés de l'Eurocode 5 .....	233
IV.	Conclusions intermédiaires .....	235
<b>7.</b>	<b>Conclusion et perspectives .....</b>	<b>237</b>

# Listes des figures

Figure 0-1 : Méthodologie suivie lors de ces travaux de thèse.....	3
Figure 1-1 : Description schématique de la combustion d'un polymère (Cardelli 2019).....	6
Figure 1-2 : Décomposition thermique du bois et de ses constituants à 5°C.min <sup>-1</sup> sous atmosphère inerte (Di Blasi 2008) .....	9
Figure 1-3 : Mécanisme de décomposition suivant une approche par constituants (Richter et Rein 2019) .....	10
Figure 1-4 : Ecart entre le temps d'ignition ( $t_{ig}$ ) et le temps de pyrolyse ( $t_{py}$ ) pour du PMMA noir soumis à des essais en IMO-LIFT (ASTM E1321 2009; Torero et Simeoni 2010).....	14
Figure 1-5 : Représentation d'une flamme co-courante sur un échantillon épais (Thomsen et al. 2019) .....	17
Figure 1-6: Représentation d'une propagation de flamme à contre-courant dans le cas horizontal (b.), et vertical (b.) (Fernandez—Pello 1984) .....	18
Figure 2-1 : Constituants de la TGA/DSC utilisé (Mettler Toledo 2014).....	39
Figure 2-2 : Analyse thermogravimétrique de la décomposition du bois sous air et sous azote à 5°C.min <sup>-1</sup> .....	41
Figure 2-3 : Evolution expérimentale et numérique de la vitesse de perte de masse sous atmosphère inerte et sous air à 5°C.min <sup>-1</sup> . .....	44
Figure 2-4 : Evolution expérimentale et numérique de la vitesse de perte de masse sous atmosphère inerte et sous air à 10°C.min <sup>-1</sup> et 20°C.min <sup>-1</sup> . .....	45
Figure 2-5 : Perte de masse et vitesse de perte de masse normalisées du bois sec à 10C.min <sup>-1</sup> sous azote .....	48
Figure 2-6 : Flux de chaleur normalisé du bois sec et du char à 10°C.min <sup>-1</sup> sous azote.....	49
Figure 2-7 : Capacités thermiques du bois et du char évaluées dans cette étude et selon la littérature (Fredlund 1988; Groenli 1996; Koufopoulos et al. 1989; Simpson et TenWolde 1999; Gupta et al. 2003; EN 1995-1-2 Eurocode 5 2005). .....	50
Figure 2-8 : Dissociation de la chaleur sensible et des chaleurs de réaction .....	51
Figure 2-9 : Flux de chaleur réactif mesuré.....	52
Figure 2-10 : Dispositif de mesure de conductivité thermique TCi (Thermal Conductivity Instruments, s. d.) .....	53
Figure 2-11 : Conductivité thermique du bois étudié, comparaison avec des valeurs de la littérature (Koufopoulos et al. 1989; Fredlund 1988; EN 1995-1-2 Eurocode 5 2005).....	55
Figure 3-1 : Schéma du dispositif du cône calorimètre (ISO 5660-1 2015).....	63
Figure 3-2 : Porte échantillon utilisé dans le cadre de l'étude en cône calorimètre .....	65
Figure 3-3 : Modification du champ de température induit par la mesure d'un thermocouple .....	69
Figure 3-4 : Instrumentation en thermocouple .....	70
Figure 3-5 : Représentation expérimentale du front de pyrolyse lors d'un essai en cône calorimètre	71
Figure 3-6 : Taux de dégagement de chaleur par unité de surface pour des flux de 20, 30 et 50 kW.m <sup>-2</sup> .....	75
Figure 3-7 Vitesse de perte de masse normalisée pour des flux de 20, 30 et 50 kW.m <sup>-2</sup> .....	75
Figure 3-8 : Perte de masse normalisée du bois pour des flux de 20, 30 et 50 kW.m <sup>-2</sup> .....	75
Figure 3-9 : Visualisation du retard de l'inflammation à 20 kW.m <sup>-2</sup> – zone de l'igniteur .....	76
Figure 3-10 : Températures à différentes profondeurs dans le matériau (3, 9 et 18 mm) et le porte-échantillon (28 mm) pour un flux de 20 kW.m <sup>-2</sup> .....	78
Figure 3-11 : Températures à différentes profondeurs dans le matériau (3, 9 et 18 mm) et le porte-échantillon (28 mm) pour un flux de 30 kW.m <sup>-2</sup> .....	79

Figure 3-12 : Températures à différentes profondeurs dans le matériau (3, 9 et 18 mm) et le porte-échantillon (28 mm) pour un flux de 50 kW.m <sup>-2</sup> .....	79
Figure 3-13 : Front de pyrolyse pour un flux de 20 kW.m <sup>-2</sup> , a. Après une exposition de 400 secondes, b. Après une exposition de 1 000 secondes .....	82
Figure 3-14 : Front de pyrolyse pour un flux de 30 kW.m <sup>-2</sup> , a. Après une exposition de 200 secondes, b. Après une exposition de 800 secondes .....	82
Figure 3-15 : Front de pyrolyse pour un flux de 50 kW.m <sup>-2</sup> , a. Après une exposition de 200 secondes, b. Après une exposition de 700 secondes .....	82
Figure 3-16 : Evolution du front de pyrolyse pour un flux de 20 kW.m <sup>-2</sup> .....	83
Figure 3-17 : Evolution du front de pyrolyse pour un flux de 30 kW.m <sup>-2</sup> .....	84
Figure 3-18 : Evolution du front de pyrolyse pour un flux de 50 kW.m <sup>-2</sup> .....	84
Figure 3-19 : Evolution de la vitesse de propagation du front de pyrolyse pour des flux de 20, 30 et 50 kW.m <sup>-2</sup> , obtenue en dérivant les régressions polynomiales reportées sur les Figure 3-16, Figure 3-17 et Figure 3-18 .....	86
Figure 3-20 : Evolution numérique du taux de dégagement de chaleur pour les trois tailles de maille investiguées et un flux incident de 30 kW.m <sup>-2</sup> .....	90
Figure 3-21 : Evolution numérique des températures dans l'épaisseur du matériau (profondeurs de 3 mm, 9 mm et 18 mm) et dans l'isolant pour les trois tailles de maille investiguées et un flux incident de 30 kW.m <sup>-2</sup> .....	91
Figure 3-22 : Comparaison du taux de dégagement de chaleur par unité de surface expérimentale et numérique à 20, 30 et 50 kW.m <sup>-2</sup> .....	92
Figure 3-23 : Comparaison de la vitesse de perte de masse normalisée expérimentale et numérique à 20, 30 et 50 kW.m <sup>-2</sup> .....	93
Figure 3-24 : Comparaison de la perte de masse normalisée expérimentale et numérique à 20, 30 et 50 kW.m <sup>-2</sup> .....	93
Figure 3-25 : Vitesse de perte de masse totale obtenue numériquement pour un flux de 30 kW.m <sup>-2</sup> .....	94
Figure 3-26 : Comparaison des températures expérimentales et numériques pour un flux de 20 kW.m <sup>-2</sup> .....	95
Figure 3-27 : Comparaison des températures expérimentales et numériques obtenues pour un flux de 30 kW.m <sup>-2</sup> .....	96
Figure 3-28 : Comparaison des températures expérimentales et numériques obtenues pour un flux de 50 kW.m <sup>-2</sup> .....	97
Figure 3-29 : Représentation des critères numériques pour le front de pyrolyse et la zone de réaction. ....	99
Figure 3-30 : Comparaison expérimentale et numérique de la propagation du front de pyrolyse obtenue pour des flux de 20, 30 et 50 kW.m <sup>-2</sup> .....	99
Figure 3-31 : Comparaison expérimentale et numérique de la vitesse de propagation du front en fonction de sa position pour des flux de 20, 30 et 50 kW.m <sup>-2</sup> .....	100
Figure 3-32 : Température associée au critère de front de pyrolyse numérique pour des flux de 20, 30 et 50 kW.m <sup>-2</sup> .....	102
Figure 3-33 : Vitesse de chauffage expérimentale (+) et numérique (--) pour des flux de 20, 30 et 50 kW.m <sup>-2</sup> .....	103
Figure 3-34 : Procédure de calcul du gradient de température dans le matériau .....	103
Figure 3-35 : Gradient de température évalué entre la position du front de pyrolyse et la position située 0,5 mm en dessous pour des flux de 20, 30 et 50 kW.m <sup>-2</sup> .....	104
Figure 3-36 : Evolution de l'épaisseur de la zone de réaction prédite numériquement en fonction du temps pour des flux de 20, 30 et 50 kW.m <sup>-2</sup> .....	105

Figure 3-37 : Fraction massique (trait continu), vitesse de perte de masse (trait pointillé) et zone de réaction pour l'espèce Dry wood prédites numériquement pour un flux de 30 kW.m <sup>-2</sup> pour trois temps : t1 = 200 s, t2 = 600 s and t3 = 950 s. ....	105
Figure 4-1 : Configuration expérimentale étudiée : a. Etude de la propagation latérale (mode contre-courant), b. Etude de la propagation verticale ascendante (mode co-courant).....	111
Figure 4-2 : Présentation du banc expérimental IMO-LIFT (ISO 5658-1 2007) .....	112
Figure 4-3 : Calibration du flux incident .....	113
Figure 4-4 : Flux de chaleur imposé à la surface de l'échantillon lors des essais en IMO-LIFT, selon la norme ISO 5658-1 (ISO 5658-1 2007).....	114
Figure 4-5 : Méthodologie d'instrumentation des thermocouples dans l'épaisseur du solide .....	116
Figure 4-6 : Coupe dans le sens de la longueur et à mi-hauteur de l'échantillon, représentant l'évolution de l'épaisseur de char après une exposition de 400 secondes. ....	117
Figure 4-7 : Evolution expérimentale du délai d'inflammation et de la vitesse de propagation.....	118
Figure 4-8 : Photos correspondant à des temps caractéristiques de la cinétique de propagation de flamme et de décomposition du solide. a. t = 0 s, début de l'essai, b. Inflammation du solide à t = 9 s, c. propagation du front de flamme linéaire jusqu'à environ 400 mm correspondant à t = 75 s, d. Propagation du front non linéaire à t = 175 s, difficulté dans l'estimation du front de flamme, phénomènes d'inflammation-extinction, e. Extinction de la zone au-delà de 400 mm à t = 350 s, f. Extinction des 150 premiers millimètres et forte oxydation du char à t = 900 s, g. Extinction complète de l'échantillon et oxydation de char à t = 1 200 s, h. Résidu plusieurs minutes après l'extinction. .	120
Figure 4-9 : Position du front de pyrolyse à différents instants dans l'épaisseur du matériau. ....	121
Figure 4-10 : Cartographie des températures à 3 mm de la surface exposée à trois instants différents : 200, 400 et 600 secondes.....	122
Figure 4-11 : Champ de température après 1 200 secondes d'exposition pour trois épaisseurs différentes : 3 mm, 9 mm et 18 mm de la surface exposée.....	123
Figure 4-12 : Comparaison du délai d'inflammation pour des échantillons avec les fibres dans la direction de la propagation (parallèle) et des échantillons avec les fibres perpendiculaires à la direction de la propagation (perpendiculaire).....	124
Figure 4-13 : Comparaison de la position du front de pyrolyse pour des échantillons avec les fibres dans la direction de la propagation (parallèle) et des échantillons avec les fibres perpendiculaires à la direction de la propagation (perpendiculaire) .....	125
Figure 4-14 : Banc expérimental développé pour l'étude de la propagation co-courante de flamme .....	126
Figure 4-15 : Flux de chaleur incident imposé à la surface du matériau lors des essais de propagation co-courante .....	127
Figure 4-16 : Illustration du post traitement permettant d'estimer la hauteur de flamme .....	129
Figure 4-17 : Photos correspondants à des temps caractéristiques de la cinétique de propagation de flamme et de décomposition du solide. a. Début de l'essai, b. Quelques secondes après l'inflammation, c. 2 minutes après l'inflammation, d. Retour thermique en partie basse, e. Extinction et oxydation du char en partie basse, et retour thermique en partie médiane, f. ....	131
Figure 4-18 : Carbonisation de la surface de l'échantillon, a. 10 s après l'inflammation, b. 40 s après l'inflammation .....	132
Figure 4-19 : Evolution de la hauteur de flamme en fonction du temps lors des essais en propagation co-courante .....	133
Figure 4-20 : Position du front de pyrolyse à différents instants dans l'épaisseur du matériau. ....	134
Figure 4-21 : Cartographie des températures à 3 mm de la surface exposée à trois instants différents : 200, 400 et 800 secondes.....	135

Figure 4-22 : Comparaison de la position du front de pyrolyse en fonction du flux incident dans le cas d'une propagation latérale (courbe bleu) et verticale (courbe rouge).....	136
Figure 4-23 : Représentation du panneau radiant et de l'échantillon lors des simulations numériques .....	137
Figure 4-24 : Comparaison expérimentale et numérique du flux incident reçu par l'échantillon.....	138
Figure 4-25 : Similarité entre les positions du front de pyrolyse et du front de flamme.....	139
Figure 4-26 : Influence du maillage sur la propagation du front de flamme .....	140
Figure 4-27 : Influence du maillage sur le taux de dégagement de chaleur par unité de surface.....	140
Figure 4-28 : Influence du maillage sur le flux de chaleur incident (fluxmètre numérique) à $y = 250$ mm .....	141
Figure 4-29 : Comparaison expérimentale et numérique du délai d'inflammation le long de l'échantillon.....	143
Figure 4-30 : Comparaison expérimentale et numérique de la position du front de pyrolyse pour différents temps d'exposition. ....	145
Figure 4-31 : Températures expérimentales et numériques à 3 mm de la surface exposée et à 450 et 500 mm le long de l'échantillon .....	146
Figure 4-32 : Comparaison expérimentale et numérique de la perte de masse normalisée.....	147
Figure 4-33 : Comparaison expérimentale et numérique du flux incident reçu par l'échantillon.....	149
Figure 4-34 : Influence du maillage sur le taux de dégagement de chaleur par unité de surface.....	150
Figure 4-35 : Influence du maillage sur le flux de chaleur incident (fluxmètre numérique).....	151
Figure 4-36 : Comparaison expérimentale et numérique de la position du front de pyrolyse selon la hauteur de l'échantillon. ....	152
Figure 4-37 : Comparaison des températures expérimentales et numériques à 3 mm (a) et à 9 mm (b) de la surface exposée pour des hauteurs de 350, 450 et 550 mm .....	153
Figure 4-38 : Comparaison expérimentale et numérique de la perte de masse normalisée.....	154
Figure 4-39 : Comparaison de la hauteur de flamme expérimentale et numérique .....	155
Figure 4-40 : Comparaison numérique et expérimentale de la contribution énergétique de la flamme à 200 mm de hauteur sur l'échantillon .....	157
Figure 4-41 : Comparaison numérique et expérimentale de la contribution énergétique de la flamme à 350 mm de hauteur sur l'échantillon .....	157
Figure 4-42 : numérique et expérimentale de la contribution énergétique de la flamme à 550 mm de hauteur sur l'échantillon .....	158
Figure 5-1 : Distribution de flux de chaleur sur une cible inerte localisée à 200 mm du panneau radiant .....	165
Figure 5-2 : Instrumentation de la phase solide pour les essais 1 et 2 .....	167
Figure 5-3 : a. Ensemble porte échantillon et laine de verre. b. Ensemble porte échantillon, laine de verre et échantillon. ....	168
Figure 5-4 : a. Chauffage du panneau radiant avec les écrans, b. Panneau positionné en butée à 20 cm de l'échantillon.....	169
Figure 5-5: Schéma de la hotte calorimétrique vu de dessus. ....	170
Figure 5-6 : Phases caractéristiques de la cinétique expérimentale de propagation de flamme (essai n°2) .....	172
Figure 5-7 : Echantillon en fin de test, après environ 20 minutes d'exposition. Le panneau radiant est éteint à cet instant. ....	173
Figure 5-8 : Définition des axes pour évaluer la propagation latérale et verticale de flamme.....	174
Figure 5-9 : Délai d'inflammation (position du front de flamme) pour la propagation latérale et verticale de flamme .....	174

Figure 5-10 : Champs de température à 3 mm de la surface exposée à t = 300 secondes, 540 secondes et 900 secondes, obtenus par interpolation entre les thermocouples de l'essai 1. ....	176
Figure 5-11 : Champs de température à 3 mm de la surface exposée à t = 300 secondes, 540 secondes et 900 secondes, obtenus par interpolation entre les thermocouples de l'essai 2. ....	176
Figure 5-12 : Photo de l'épaisseur du matériau au niveau du plan médian après l'essai 2. ....	177
Figure 5-13 : Evolution des températures mesurées à 3 mm de profondeur, à différentes hauteurs de l'échantillon, le long de l'axe médian pour l'essai 1. ....	177
Figure 5-14 : Evolution des températures mesurées en face arrière de l'échantillon, à différentes hauteurs, le long de l'axe médian de l'échantillon. ....	178
Figure 5-15 : Evolution du taux de dégagement de chaleur en fonction du temps. ....	179
Figure 5-16 : Evolution du taux de production de fumée en fonction du temps. ....	181
Figure 5-17 : Evolution du ratio CO/CO <sub>2</sub> en fonction du temps. ....	181
Figure 5-18 : Maillage en phase gaz : a. selon le plan yz, b. selon le plan xz, c. selon le plan xy. ....	183
Figure 5-19 : Comparaison expérimentale et numérique du taux de dégagement de chaleur. ....	185
Figure 5-20 : Comparaison expérimentale et numérique de la chaleur totale dégagée. ....	186
Figure 5-21 : Comparaison de la surface qui se décompose entre l'expérimental et le modèle numérique après 100 secondes d'exposition. ....	187
Figure 5-22 : Comparaison de la surface en décomposition entre l'expérimental et le modèle numérique après 540 secondes d'exposition. ....	188
Figure 5-23 : Comparaison de la surface qui se décompose thermiquement entre l'expérimental et le modèle numérique après 900 secondes d'exposition. ....	189
Figure 5-24 : Comparaison (à gauche) et numérique (à droite) du champ de températures à 3 mm de la surface exposée après 300 secondes d'exposition. ....	190
Figure 5-25 : Comparaison expérimentale (à gauche) et numérique (à droite) du champ de températures à 3 mm de la surface exposée après 540 secondes d'exposition. ....	191
Figure 5-26 : Comparaison expérimentale (à gauche) et numérique (à droite) du champ de températures à 3 mm de la surface exposée après 900 secondes d'exposition. ....	192
Figure 5-27 : Comparaison expérimentale et numérique des températures en face arrière de l'échantillon, le long de l'axe médian. ....	193
Figure 5-28 : Comparaison expérimentale et numérique des températures à 12 mm d'épaisseur le long de l'axe médian de l'échantillon. ....	194
Figure 5-29 : Comparaison expérimentale et numérique des températures à 9 mm d'épaisseur le long de l'axe médian de l'échantillon. ....	194
Figure 5-30 : Comparaison expérimentale et numérique des températures à 6 mm d'épaisseur le long de l'axe médian de l'échantillon. ....	195
Figure 5-31 : Comparaison expérimentale (essai 2) et numérique de la hauteur de flamme. ....	196
Figure 5-32 : Comparaison expérimentale et numérique du flux incident à la paroi, pour une hauteur de 900 et 1 200 mm. ....	197
Figure 5-33 : Comparaison expérimentale (essai 2) et numérique de la perte de masse de l'échantillon. ....	198
Figure 6-1 : Taux de dégagement de chaleur par unité de surface (HRRPUA) en fonction du temps, pour différents flux de chaleur incident. ....	205
Figure 6-2 : Valeur moyenne du taux de dégagement de chaleur par unité de surface imposée en fonction du flux incident. ....	205
Figure 6-3 : Valeur moyenne du taux de dégagement de chaleur par unité de surface imposée en fonction du flux incident pour les modèles MPI 2 et 3 investigués. ....	207
Figure 6-4 : Conductivité et capacité thermique utilisées pour les modèles par pyrolyse imposée. Comparaison avec les propriétés issues de l'Eurocode 5. ....	208

Figure 6-5 : Comparaison de la position du front de flamme .....	210
Figure 6-6 : Comparaison des taux de dégagement de chaleur par unité de surface en fonction du modèle utilisé.....	212
Figure 6-7 : Comparaison de la chaleur totale dégagée pour chaque modèle en fonction du temps	213
Figure 6-8 : Comparaison de la perte de masse totale pour chaque modèle en fonction du temps .	213
Figure 6-9 : Comparaison de la vitesse d'éjection des gaz de pyrolyse pour chaque modèle, après 900 secondes d'exposition (correspondant au pic de dégagement de chaleur dû au retour thermique)	214
Figure 6-10 : Comparaison du délai d'ignition en fonction de la hauteur de l'échantillon en fonction du modèle numérique utilisé .....	216
Figure 6-11 : Comparaison du taux de dégagement de chaleur par unité de surface de chaque modèle en fonction du temps .....	217
Figure 6-12 : Comparaison du dégagement total de chaleur (THR) de chaque modèle numérique en fonction du temps .....	218
Figure 6-13 : Comparaison de la perte de masse de l'échantillon de chaque modèle numérique en fonction du temps .....	218
Figure 6-14: Taux de dégagement de gaz à la surface du matériau pour le modèle par pyrolyse calculée et les trois modèles simplifiés à 1 000 secondes (pic de dégagement de chaleur lié au retour thermique) .....	219
Figure 6-15 : Influence du maillage sur la position du front de flamme dans le cas de la propagation latérale.....	222
Figure 6-16 : Influence du maillage sur taux de dégagement de chaleur par unité de surface dans le cas de la propagation latérale. ....	222
Figure 6-17 : Influence du maillage du modèle ingénierie sur la position de l'accroche de flamme dans le cas de la propagation verticale.....	223
Figure 6-18 : Influence de la température d'ignition du modèle ingénierie sur la prédiction de l'accroche de flamme avec un maillage de 50 mm .....	224
Figure 6-19 : Influence du maillage du modèle ingénierie sur le taux de dégagement de chaleur par unité de surface dans le cas de la propagation verticale. ....	224
Figure 6-20 : Définition des axes pour évaluer la propagation latérale et verticale de flamme sur l'échantillon.....	227
Figure 6-21 : Comparaison de la propagation latérale du modèle ingénierie, avec le modèle par pyrolyse calculée et l'expérience pour les différents modèles numériques investigués.....	228
Figure 6-22 : Comparaison du taux de dégagement de chaleur du modèle ingénierie, avec le modèle par pyrolyse calculée et l'expérience.....	229
Figure 6-23 : Comparaison du taux de dégagement de chaleur totale du modèle ingénierie, avec le modèle par pyrolyse calculée et l'expérience.....	229
Figure 6-24 : Comparaison de la surface enflammée du modèle ingénierie avec le modèle par pyrolyse calculée et l'expérience après 100 secondes d'exposition .....	231
Figure 6-25 : Comparaison de la surface enflammée du modèle ingénierie avec le modèle par pyrolyse calculée et l'expérience après 540 secondes d'exposition .....	231
Figure 6-26 : Comparaison de la surface enflammée du modèle ingénierie avec le modèle par pyrolyse calculée et l'expérience après 900 secondes d'exposition .....	231
Figure 6-27 : Surface enflammée suivant le modèle ingénierie, pour différentes températures d'ignition, après 100 secondes d'exposition .....	232
Figure 6-28 : Comparaison du taux de dégagement de chaleur pour les modèles numériques et maillages étudiés.....	233
Figure 6-29 : Surface enflammée suivant le modèle ingénierie avec les propriétés thermiques de l'EC5, pour différentes températures d'ignition, après 100 secondes d'exposition.....	234

Figure 6-30 : Comparaison du taux de dégagement de chaleur pour le modèle ingénierie avec les propriétés de l'EC5 et une température d'ignition de 260°C..... 234

## Liste des tableaux

Tableau 2-1 : Propriétés pour la modélisation de la phase solide (AG : Algorithme Génétique) en pyrolyse calculée .....	32
Tableau 2-2 : Propriétés pour la modélisation de la phase gazeuse en pyrolyse calculée .....	33
Tableau 2-3 : Propriétés pour la modélisation de la phase solide en pyrolyse imposée .....	33
Tableau 2-4 : Propriétés pour la modélisation de la phase gazeuse en pyrolyse imposée .....	33
Tableau 3-1 : Caractéristiques de l'appareil TGA/DSC 1 utilisé (Mettler Toledo 2014) .....	38
Tableau 3-2 : Mécanisme réactionnel de décomposition thermique du bois étudié .....	42
Tableau 3-3 : Paramètres cinétiques associés au mécanisme de décomposition thermique (Approche LPA) – Comparaison avec les valeurs de la littérature (Lautenberger et Fernandez-Pello 2009).....	43
Tableau 3-4 : Comparaison des températures de zone de réaction et des chaleurs de réaction de cette étude et de (Rath et al. 2003) .....	52
Tableau 3-5 : Propriétés cinétiques du bois et du char .....	56
Tableau 3-6 : Propriétés thermiques du bois et du char .....	57
Tableau 4-1 : Températures et erreurs relevées pour chaque cas testé à t = 100 secondes. ....	69
Tableau 4-2 : Temps d'exposition pour estimer la position du front de pyrolyse pour chaque flux de chaleur.....	71
Tableau 4-3 : Caractéristiques de la décomposition thermique et de la combustion du bois à des flux de 20, 30 et 50 kW.m <sup>-2</sup> .....	76
Tableau 4-4 : Estimation du temps d'atteinte des profondeurs de 3 mm, 9 mm et 18 mm par le front de pyrolyse pour chaque flux de chaleur étudié.....	78
Tableau 4-5 : Vitesse de chauffage en fonction de la profondeur dans l'échantillon et du flux de chaleur incident.....	80
Tableau 4-6 : Propriétés cinétiques du bois et du char .....	87
Tableau 4-7 : Propriétés thermiques du bois et du char .....	87
Tableau 4-8 : Comparaison des résultats expérimentaux et numériques pour la décomposition et la combustion du bois pour des flux de 20, 30 et 50 kW.m <sup>-2</sup> .....	94
Tableau 6-1 : Estimation du dégagement de chaleur et de taux de pyrolyse par rapport à la surface qui subit une décomposition thermique pour trois temps caractéristiques : 100, 540 et 900 secondes. ....	180
Tableau 6-2 : Conditions thermiques en face arrière de l'échantillon.....	184

# Nomenclature

## Abréviations

<u>Acronyme</u>	<u>Unité</u>	<u>Description</u>
0D		0 Dimension
1D		1 Dimension
2D		2 Dimensions
3D		3 Dimension
ATG		Analyse Thermogravimétrique
CFD		Computational Fluid Dynamics
CFL		Courant Friedrich Levy
DNS		Direct Numerical Simulation
DSC		Differential Scanning Calorimetry (Calorimètre différentielle à balayage)
FDS		Fire Dynamics Simulator
HRR	[kW]	Heat Release Rate (taux de dégagement de chaleur)
HRRPUA	[kW.m <sup>-2</sup> ]	Heat Release Rate per Unit Area (taux de dégagement de chaleur par unité de surface)
HRRPUV	[kW.m <sup>-3</sup> ]	Heat Release Rate per Unit Volume (taux de dégagement de chaleur par unité de volume)
LES		Large Eddy Simulation
ISI		Ingénierie de Sécurité Incendie
MPI		Modèle par Pyrolyse Imposée
MLR	[s <sup>-1</sup> ]	Mass Loss Rate (perte de masse)
MLRPUA	[s <sup>-1</sup> .m <sup>-2</sup> ]	Mass Loss Rate per Unit Area (perte de masse par unité de surface)
NIST		National Institute of Standards and Technology
REA		Réaction Au Feu

## Espèces chimiques

<u>Symbole</u>	<u>Composé</u>
CO	Monoxyde de Carbone
CO <sub>2</sub>	Dioxyde de Carbone
H <sub>2</sub> O	Eau
N <sub>2</sub>	Diazote
O <sub>2</sub>	Dioxygène

## Lettres romaines

<u>Lettre</u>	<u>Unité</u>	<u>Description</u>
A	[s <sup>-1</sup> ]	Facteur pré-exponentiel
C <sub>p</sub>	[kJ.kg <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> ]	Capacité thermique
E	[kJ.mol <sup>-1</sup> ]	Energie d'activation
g	[m.s <sup>-2</sup> ]	Accélération de la gravité
h	[W.m <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> ]	Coefficient de convection
m	[kg]	Masse
$\dot{m}''$	[s <sup>-1</sup> ]	MLRPUA
M	[g.mol <sup>-1</sup> ]	Masse molaire
n		Ordre de la réaction
N <sub>r</sub>		Nombre de réaction

$N_m$		Nombre d'espèce
$p$	[Pa]	Pression
$\dot{q}$	[kW.m <sup>-2</sup> ]	Flux thermique
$\dot{Q}''$	[kW.m <sup>-2</sup> ]	HRRPUA
$R$	[J.mol <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> ]	Constante des gaz parfait
$t$	[s]	Temps
$T$	[K] ou [°C]	Température
$u$	[m.s <sup>-1</sup> ]	Vitesse du fluide
$Y$	[kg.kg <sup>-1</sup> ]	Fraction massique

## Lettres grecques

<u>Lettre</u>	<u>Unité</u>	<u>Description</u>
$\alpha$	[m <sup>2</sup> .s <sup>-1</sup> ]	Diffusivité thermique
$\delta$	[m]	Épaisseur
$\Delta H$	[kJ.kg <sup>-1</sup> ]	Enthalpie de réaction
$\epsilon$		Emissivité
$\lambda$	[W.m <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> ]	Conductivité thermique
$\nu$		Coefficient stœchiométrique
$\rho$	[kg.m <sup>-3</sup> ]	Densité
$\sigma$	[W.m <sup>-2</sup> .K <sup>-4</sup> ]	Constante de Stefan-Boltzmann
$\chi_r$		Fraction radiative
$\dot{\omega}$	[s <sup>-1</sup> ]	Loi cinétique

## Indices

<u>Lettre</u>	<u>Description</u>
0	Initiale
1, 2, 3 et 4	Numéro de la réaction
cond	Conductif
cône	Cône calorimètre
conv	Convection
end	Finale
flamme	Flamme
g	Gaz
i	Espèce
ig	Ignition
ind	Induction
mix	Mélange
pyr	Pyrolyse
rad	Radiatif
s	Solide
surf	Surface
tot	Totale

---

# Introduction

---

La sécurité incendie peut être définie par deux approches, dites descriptive et performantielle, qui permettent de répondre à différents objectifs comme la protection des personnes, le maintien de la structure du bâtiment, la préservation des biens, etc. (Guillaume et Kruppa 2015).

L'approche dite descriptive est définie par la réglementation. Les exigences règlementaires, étayées et corrigées au rythme des retours d'expériences, concernent les matériaux et systèmes (résistance au feu, réaction au feu), le compartimentage (mur résistant au feu, porte coupe-feu, etc.), le désenfumage, l'évacuation (sortie de secours, escalier, etc.) ou encore la limitation de la charge calorifique, et couvre différents types d'application : établissement recevant du public (ERP), habitations, structure nucléaire, transport etc. L'application de la réglementation incendie fait appel à une obligation de moyens, qui n'est pas toujours justifiée et qui parfois est très onéreuse à mettre en place (Guillaume et Kruppa 2015).

La seconde approche, dite performantielle, repose sur des études d'Ingénierie de Sécurité Incendie (ISI), basées principalement sur des études numériques, et appuyée par des essais lorsque les modèles sont trop complexes, ou pour obtenir des données d'entrée nécessaires aux modélisations. Ces simulations aboutissent à l'estimation des risques liés à des scénarios d'incendie, à la définition des moyens à mettre en œuvre pour atteindre un objectif de sécurité et ainsi, d'assurer les performances à atteindre. De cette manière, elle adapte les moyens de prévention et de protection aux risques encourus.

Suite à l'ouverture par les pouvoirs publics en France depuis 2004, l'ingénierie de sécurité incendie représente ainsi une alternative aux dispositions règlementaires concernant la stabilité au feu et le désenfumage des ouvrages.

Le recours à l'ISI permet une plus grande liberté de conception et d'adapter les objectifs de sécurité incendie à l'ouvrage. Elle permet de tenir compte de l'émergence de projets et de matériaux innovants. Toutefois, les études d'ingénierie sont actuellement limitées quant à la description de la réaction au feu des matériaux impliqués dans le sinistre étudié. La réaction au feu est définie comme l'aptitude d'un produit ou d'un élément à contribuer ou non au développement du feu. Elle concerne ainsi la notion d'inflammabilité et de combustibilité.

La loi du 7 juillet 2016 (JORF n°0158 2016), relative à la liberté de création, à l'architecture et au patrimoine, indique que « *A titre expérimental et pour une durée de sept ans [...], l'Etat, les collectivités territoriales ainsi que leurs groupements et les organismes d'habitations à loyer modéré [...] peuvent, pour la réalisation d'équipements publics et de logement sociaux, déroger à certaines règles en vigueur en matière de construction dès lors que leur sont substitués des résultats à atteindre similaires aux objectifs sous-jacents aux dites règles* ». De ce fait, tout comme l'ISI appliquée pour le désenfumage ou la résistance au feu, l'atteinte des objectifs de sécurité incendie liés à la réaction au feu est possible via un organisme agréé. Cette tendance est renforcée par la note d'information du 27 juillet 2017 (DGSCGC/SDIAS/BPRI/HT 2017) sur les immeubles de grandes hauteurs en bois, ainsi que par l'article AM8§3.

L'ensemble de ces ouvertures réglementaires illustre la volonté de mise en place progressive de l'ISI pour la réaction au feu. Cela nécessite alors de comprendre les phénomènes liés à la réaction au feu des matériaux, afin de modéliser un scénario incendie de manière fiable, et de définir des objectifs de sécurité adaptés au sinistre encouru. La précision du modèle numérique est alors un élément essentiel : une surestimation trop importante du sinistre entraîne un surcoût dans la mise en place des objectifs de sécurité incendie. A l'inverse, une sous-estimation de l'étendue du sinistre conduit à la définition d'objectifs de sécurité inadéquats quant aux risques réellement encourus.

Cette thèse s'inscrit dans cette dynamique de mise en place progressive de l'approche performantielle. Un enjeu important de ces travaux est d'établir un modèle pour l'ISI de la réaction au feu.

L'étude se porte sur du bois de sapin brut et a pour objectif de prédire sa décomposition thermique ainsi que la cinétique de propagation de flamme à grande échelle, puis, de définir une méthodologie d'étude d'ingénierie liée à la réaction au feu.

Le choix de travailler sur du bois a été motivé par l'utilisation de plus en plus importante de ce matériau en construction. D'après un rapport réalisé par le CODIFAB (CODIFAB 2019). Le bois utilisé comme système constructif a concerné 10 700 bâtiments en 2018 contre 8 960 en 2019, soit une hausse de 19 %. Le chiffre d'affaire de ce matériau en construction a montré une hausse de 13 % en 2 ans (de 2016 à 2018).

L'étude des phénomènes pilotant la réaction au feu du bois est alors nécessaire dans le but de modéliser à grande échelle la propagation de flamme sur ce matériau, et de prédire sa contribution au sinistre.

La cinétique d'un incendie est complexe. Des processus tels que des réactions chimiques, des transferts de chaleur et de masse, la mécanique des fluides et solides entrent en jeu et sont fortement dépendants les uns des autres. La réaction au feu d'un matériau consiste à caractériser la réponse d'un matériau à un flux de chaleur. Cette réponse concerne à la fois la pyrolyse du matériau, l'inflammation, la combustion, la propagation de flamme, l'émission de gaz, etc. Elle nécessite ainsi la compréhension des phénomènes prenant place tant en phases condensées que gazeuses, et des couplages et/ou interactions entre chaque.

Face aux phénomènes mis en jeu, la méthodologie retenue est multi-échelle afin de découpler les phénomènes et de monter progressivement en complexité (Torero 2013). Elle va permettre, à chaque échelle, d'identifier et de comprendre les processus présents et d'en extraire les propriétés qui serviront de données d'entrée aux modèles numériques. Cette méthodologie est présentée sur la Figure 0-1.

Pour cela, la méthodologie proposée comporte un volet expérimental et un volet numérique. En plus de permettre d'identifier et d'extraire les propriétés associées à certains phénomènes, les valeurs expérimentales recueillies (perte de masse, température, dégagement de chaleur, etc.) servent à valider, à échelle et complexité croissantes, les modèles numériques développés.

La démarche multi-échelle permet ainsi de valider étape par étape les modèles numériques et, in fine, de mieux cerner les aptitudes et limitations de l'outil numérique à reproduire les processus présents lors du développement d'un incendie.

La démarche suivie au cours des présents travaux est présentée sur la figure suivante :

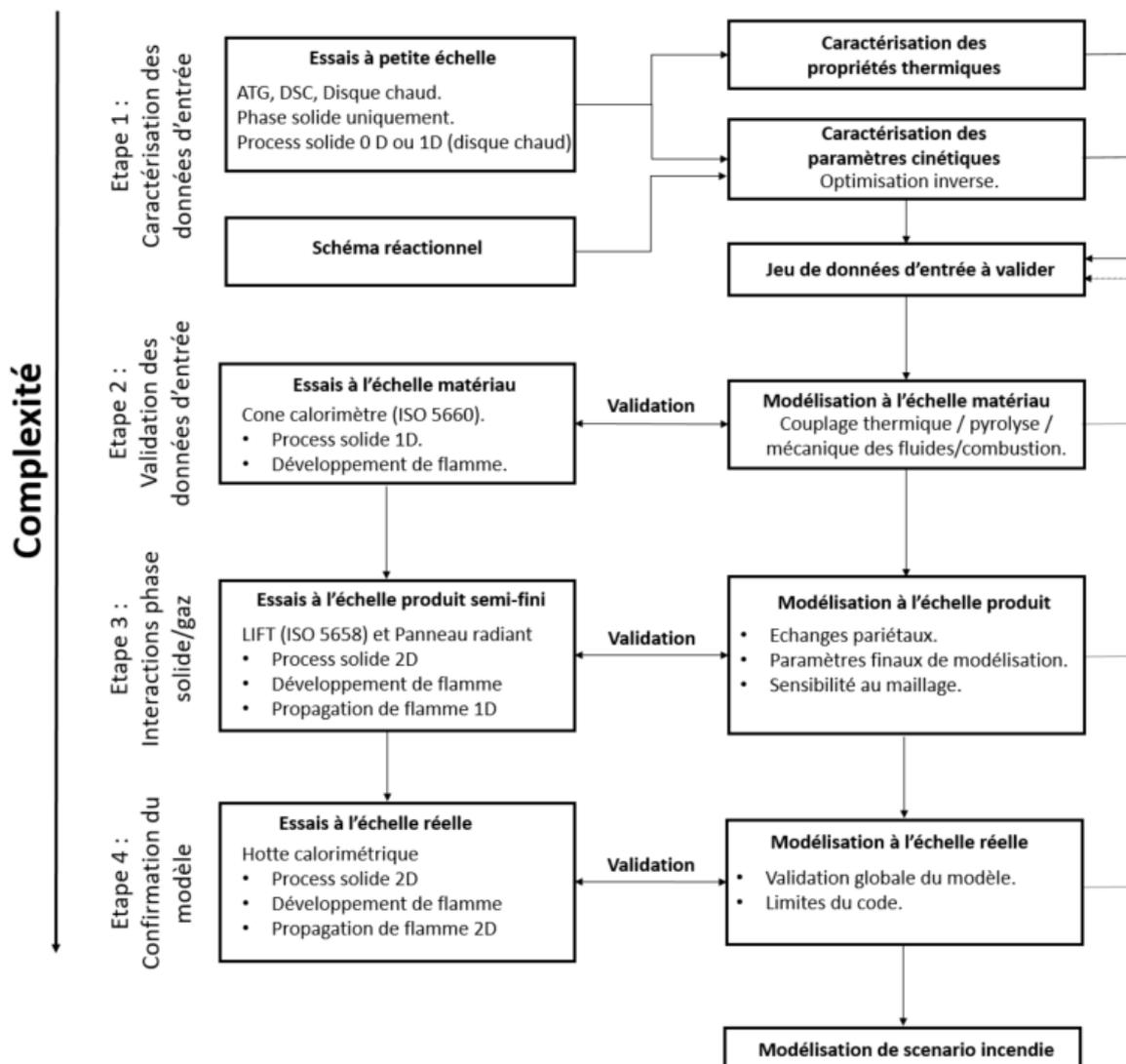


Figure 0-1 : Méthodologie suivie lors de ces travaux de thèse

La démarche multi-échelle fait intervenir différents types de bancs expérimentaux. Au total, quatre échelles de travail sont utilisées :

- Petite échelle. Cette échelle fait intervenir des échantillons de quelques milligrammes à quelques grammes.
- Echelle matériau, la masse du matériau est d'une centaine de grammes.
- Echelle produit semi-fini, avec des échantillons de l'ordre du kilogramme.
- Echelle réelle, dont la masse des échantillons est de l'ordre de la dizaine ou centaine de kilogramme.

Chacune de ces échelles fait l'objet d'un chapitre de ce manuscrit. Afin d'établir et d'évaluer la capacité du modèle numérique par pyrolyse calculée, le plan de ce manuscrit est le suivant :

- Le chapitre 1 aborde les phénomènes liés à la réaction au feu du matériau bois. Leur identification permet de présenter les données d'entrée essentielles à la modélisation

numérique. Une revue des travaux numériques concernant la réaction au feu est présentée et permet d'en exposer les limites et difficultés. La présentation du code de calcul utilisé lors de ces travaux, Fire Dynamics Simulator (FDS) est ensuite réalisée.

- Le chapitre 2 concerne la caractérisation des propriétés thermocinétiques du bois. Il permet d'établir et de valider un modèle de pyrolyse à petite échelle. Les propriétés telles que la conductivité et la capacité thermique sont également obtenues expérimentalement.
- Le chapitre 3 a pour but d'évaluer la capacité du code et la validité des données d'entrée afin de prédire la décomposition thermique du matériau, faisant intervenir une complexité plus importante qu'à l'échelle précédente. Les essais sont réalisés à l'aide d'un cône calorimètre. Les données expérimentales recueillies ont un triple objectif :
  - o Extraire quelques données d'entrée pour la modélisation.
  - o Etre utilisées comme données de validation pour la modélisation.
  - o Servir dans l'élaboration d'une modélisation par pyrolyse imposée.
- Le chapitre 4 est consacré à la caractérisation de la propagation de flamme unidirectionnelle, suivant le sens latéral et vertical. Ces essais constituent l'échelle intermédiaire. La propagation faisant intervenir des phénomènes complexes, il a été décidé d'étudier séparément chacun de ces modes de propagation, dans le but d'évaluer les processus pilotant la propagation et d'évaluer la capacité du code à reproduire le comportement expérimental observé.
- Le chapitre 5 représente l'application finale du modèle par pyrolyse calculée. Des essais sont présentés sur un échantillon de surface 1 400 x 1 800 mm<sup>2</sup>, faisant alors intervenir les deux types de propagation de flamme préalablement étudiés. Cette échelle de travail constitue l'échelle finale. Les observations réalisées lors de ces essais vont être comparées à ceux de l'échelle précédente et l'aptitude du modèle par pyrolyse calculée va être évaluée. Les données expérimentales recueillies vont également servir au développement de modèles par pyrolyse imposée, puis à leur validation.
- Enfin, le dernier chapitre est consacré à l'élaboration d'un modèle par pyrolyse imposée. Ce type de modèle, indispensable pour une application compatible avec l'ISI, est testé sur les essais menés aux échelles intermédiaire et finale. L'influence du maillage est également évaluée. Ce chapitre va ainsi permettre d'établir les recommandations à suivre pour réaliser une étude ISI sur la réaction au feu appliquée à du bois en revêtement intérieur.

Une conclusion sur l'ensemble des points d'importance est donnée en fin de manuscrit et les perspectives sont proposées.

---

## Etat de l'art

---

I.	Phénoménologie de la réaction au feu du matériau bois .....	8
1.	Notion de décomposition thermique .....	8
1.1.	Cinétique de perte de masse.....	8
1.2.	Phénomènes physiques.....	12
2.	Notion d'inflammation et de propagation de flamme .....	13
2.1.	Propagation des flammes en mode co-courant .....	16
2.2.	Propagation des flammes à contre-courant.....	17
II.	Etat de l'art des travaux liés à la modélisation de la réaction au feu .....	20
1.	Approche par pyrolyse calculée .....	21
2.	Approche par pyrolyse imposée.....	22
III.	Présentation du modèle numérique et des sous-modèles .....	25
1.	Modèles en phase gazeuse .....	25
1.1.	Modèle hydrodynamique .....	25
1.2.	Modèle de combustion .....	27
1.3.	Modèle de rayonnement.....	28
2.	Modèles en phase solide.....	29
2.1.	Modèle de transfert thermique .....	29
2.2.	Modèle de pyrolyse.....	30
IV.	Conclusion .....	32

Les processus de combustion des solides sont le résultat d'interactions complexes de phénomènes de transport en phase gazeuse (quantité de mouvement, transfert de chaleur et de masse) et de phénomènes en phase solide (réactions chimiques, décomposition thermique, transfert massique et thermique, etc.).

Lorsque le matériau solide est soumis à un flux de chaleur, il s'échauffe puis se décompose quand les conditions critiques sont atteintes. Cette décomposition produit des espèces volatiles dont certaines sont inflammables. Ce flux d'espèces migre à la surface du matériau et se mélangent avec l'air ambiant. Si les conditions, en termes de mélange et d'énergie le permettent, l'inflammation a lieu. La flamme de diffusion qui se développe alors à la surface du matériau exerce sur le solide un retour thermique qui, s'il est suffisant, entretient la décomposition thermique. Il y a ainsi une forte dépendance et interaction entre les processus prenant place au sein du solide et ceux en phase gazeuse. Dans le domaine de la sécurité incendie, ces processus définissent la réaction au feu dont les principes sont résumés sur la Figure 1-1.

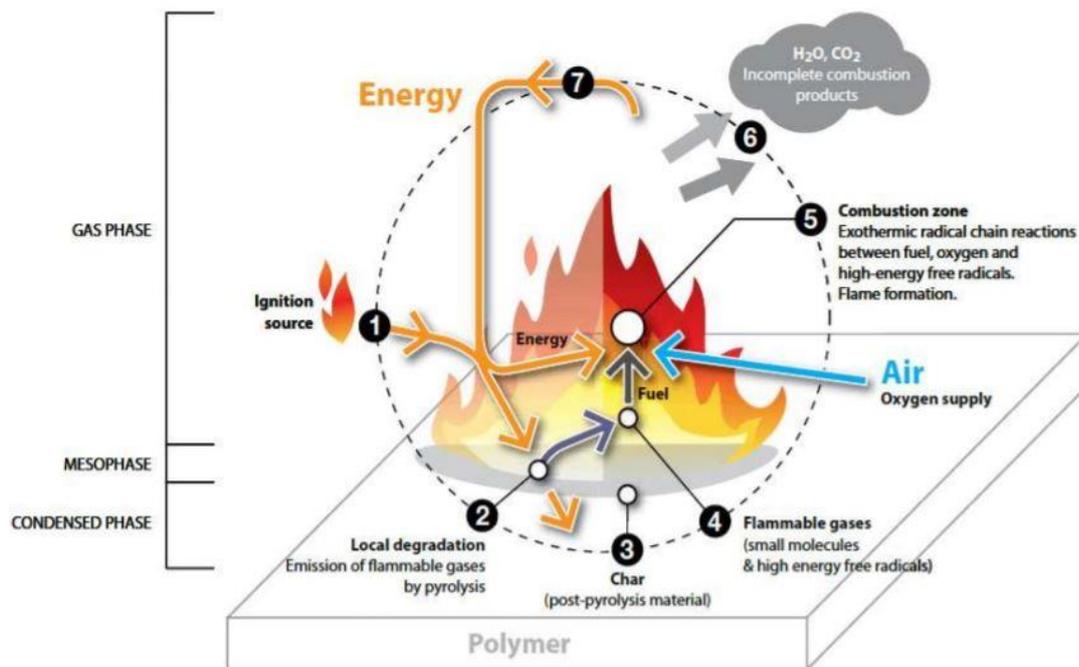


Figure 1-1 : Description schématique de la combustion d'un polymère (Cardelli 2019)

L'étude du comportement au feu du matériau nécessite alors une caractérisation expérimentale détaillée de l'ensemble de ces processus afin de prédire numériquement la propagation de la flamme et la décomposition du solide.

Ceci constitue tout l'objet du présent travail, qui vise à étudier à échelle croissante le processus de décomposition thermique et de combustion du matériau bois, afin de développer une approche numérique permettant une meilleure description de la réaction au feu de ce matériau dans le cadre d'études d'ingénierie de la sécurité incendie.

Dans ce contexte, ce chapitre présente dans un premier temps une revue de la littérature sur les travaux liés à la décomposition thermique du bois et à la propagation surfacique de flamme. Dans un second temps, la capacité du code Fire Dynamics Simulator (FDS), utilisé dans ces travaux de thèse, est

évaluée à travers un état de l'art des travaux numériques sur le comportement au feu des matériaux et sur la propagation de flamme. La troisième partie porte sur la description du code utilisé, permettant d'identifier les données d'entrée nécessaires à la modélisation numérique qui est réalisée par la suite.

## I. **Phénoménologie de la réaction au feu du matériau bois**

Le comportement au feu du bois a été largement étudié dans la littérature depuis de nombreuses années (Di Blasi 1993; 2008; Anca-Couce 2016; Simmons et Ragland 1986; Batiot et al. 2014).

### 1. **Notion de décomposition thermique**

Lorsqu'un échantillon de bois est chauffé, la part d'énergie thermique stockée augmente. Lorsqu'elle est suffisamment importante, le solide amorce sa transformation sous l'effet de réactions physico-chimiques. Tout d'abord, un front endothermique d'évaporation de l'eau apparaît, impactant considérablement le transfert thermique. Ensuite, la décomposition thermique s'amorce par des processus primaires qui correspondent à la décomposition des composants majeurs du bois (hémicellulose, cellulose et lignine), générant trois classes de produits : un résidu solide (ou char), des espèces condensables (appelées goudron) et des effluents gazeux, dont les taux de production dépendent largement des conditions opératoires (température, vitesse d'échauffement, taille de la particule, etc.) (Di Blasi 2008). Les espèces volatiles générées vont ensuite diffuser à la surface du matériau. Au fur et à mesure que le front de pyrolyse se propage en profondeur, l'épaisseur de char augmente ainsi que le temps de résidence des espèces volatiles dans la matrice poreuse du char. Cette couche de char va avoir un rôle de bouclier thermique en protégeant la partie vierge du solide du flux de chaleur extérieur.

En plus des phénomènes chimiques, de transfert d'énergie et de matière, la structure du bois se modifie : une régression de surface est observée (Di Blasi 2008), la porosité augmente et un réseau de fentes apparaît, formant des chemins préférentiels de décomposition thermique.

A tous ces phénomènes, s'ajoute la diffusion possible de l'oxygène dans le matériau. En effet, si le taux de pyrolyse est faible devant la vitesse de diffusion de l'oxygène, ce dernier peut migrer dans l'épaisseur du matériau. L'oxygène va avoir pour conséquence d'engendrer des réactions supplémentaires, hétérogènes et très exothermiques, compliquant encore plus l'étude de la décomposition thermique.

Lorsque l'extinction survient, l'oxygène peut diffuser dans le résidu charbonneux et oxyder ce dernier. Les produits de cette oxydation sont principalement des cendres et des composés gazeux (Simmons et Ragland 1986).

De ce fait, afin d'étudier la décomposition thermique, il est nécessaire de caractériser la cinétique de réaction ainsi que les phénomènes physiques au sein du matériau.

#### 1.1. **Cinétique de perte de masse**

D'un point de vue chimique, le bois est un matériau composite constitué de trois familles de polymères majeures : les celluloses, les hémicelluloses, les lignines (Anca-Couce 2016). De petites quantités d'extractibles et de matières inorganiques composent également le matériau.

Dans la communauté incendie, l'étude de la cinétique de réaction repose classiquement sur l'étude de la décomposition du solide à l'échelle macroscopique. En effet, compte tenu de la complexité de la

décomposition thermique du bois, l'approche microscopique ne permet pas d'appréhender l'ensemble des réactions à l'échelle moléculaire (Batiot 2014; Rogaume 2019).

De ce fait, il s'agit alors d'étudier la cinétique de perte de masse d'un échantillon thermiquement fin (échantillon de quelques milligrammes) soumis à un programme de chauffage défini au préalable par l'utilisateur, afin de déterminer la perte de masse en fonction de la température. Différents programmes de chauffage sont possibles, permettant d'évaluer l'impact de ceux-ci sur la décomposition du matériau. Cette étude est généralement réalisée à l'aide d'un analyseur thermogravimétrique (ATG).

La décomposition thermique du bois a été largement étudiée dans la littérature (Blasi 2008; 1993; Yang et al. 2006; Wild et al. 2011). La plage de température de décomposition pour ce matériau est relativement large, et de nombreuses réactions dites consécutives, compétitives et en parallèle interviennent (Grønli et Melaaen 2000).

Di Blasi (Di Blasi 2008) étudie la décomposition du bois et de ses constituants dans le cas d'une atmosphère inerte en ATG. Les résultats sont présentés sur la Figure 1-2 qui expose l'allure classiquement rencontrée de vitesse de perte de masse. La plage de température de décomposition est large, elle s'étend d'environ 200°C à 600°C (Shafizadeh 1985; Roberts et Clough 1963; Williams et Besler 1996; Shafizadeh 1982). La décomposition associée aux trois familles des constituants majoritaires du bois y est également exposée.

La famille des hémicelluloses semble se décomposer en premier. Ces molécules présentent une structure amorphe aléatoire, faisant qu'elles se dépolymérisent rapidement lorsque la température augmente (John et Thomas 2008; Yang et al. 2006). La plage de décomposition généralement admise pour ce composé est de 200 à 350°C (Yang et al. 2006; Shen et al. 2010; Yang et al. 2007).

La cellulose se décompose sur une plage plus courte, généralement entre 250 et 350°C (Yang et al. 2007; Antal et Varhegyi 1995).

Enfin, les lignines présentent la plage de décomposition la plus large, de 200 à 600°C.

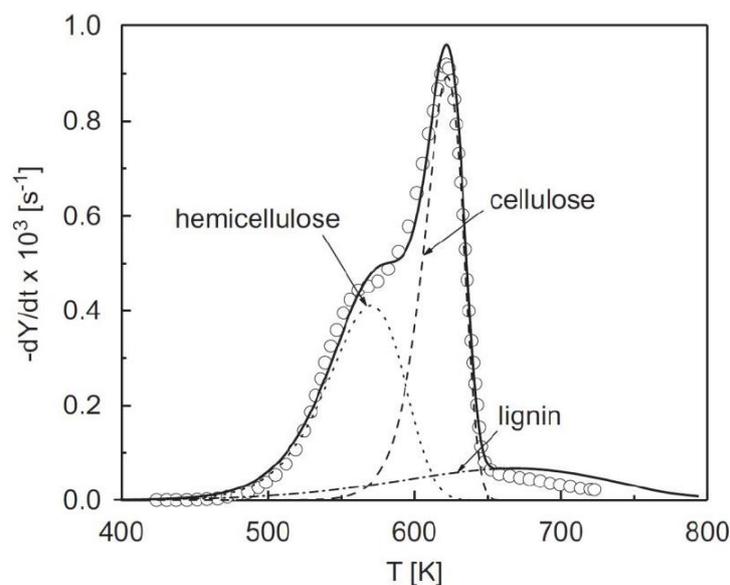


Figure 1-2 : Décomposition thermique du bois et de ses constituants à 5°C.min<sup>-1</sup> sous atmosphère inerte (Di Blasi 2008)

Cette cinétique est traduite dans un modèle de pyrolyse, lequel évalue la vitesse de perte de masse du solide et l'associe à un débit de dégagement de gaz. Pour cela, il est nécessaire de définir dans un premier temps un mécanisme de décomposition en identifiant les réactions dites apparentes.

De nombreux mécanismes sont disponibles dans la littérature (Font et al. 2001; Shafizadeh et Chin 1977; Koufopoulos et al. 1989; Lautenberger et Fernandez-Pello 2009a), utilisant différentes approches dont certaines sont détaillées en suivant.

L'approche par constituants considère que le matériau est composé de plusieurs constituants indépendants et la contribution de chacun d'entre eux est étudiée séparément. Cette approche permet une bonne description de la décomposition de chacun, cependant, elle ne tient pas compte des interactions entre les uns et les autres (Di Blasi 2008; Hosoya et al. 2007).

Un exemple est donné par le schéma sur la Figure 1-3 (Richter et Rein 2019). Ce modèle considère pour la famille des celluloses et des hémicelluloses, la compétition entre une réaction oxydative et une réaction de thermolyse. La famille des lignines ne subit qu'une réaction de thermolyse pour donner du char et du gaz. Le char formé par les constituants subit ensuite une réaction d'oxydation, générant des cendres et des gaz.

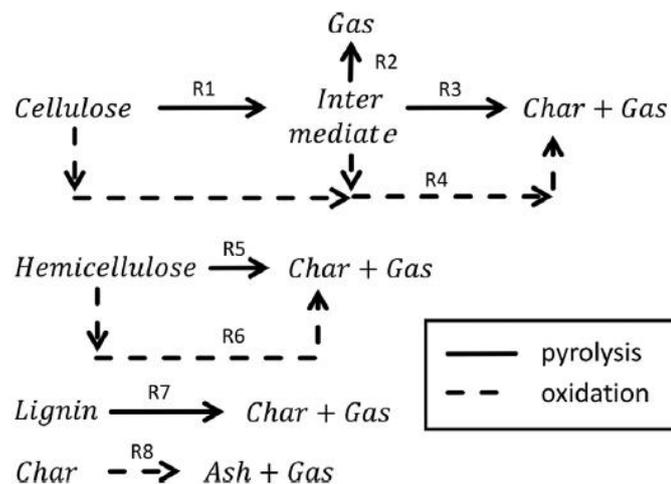
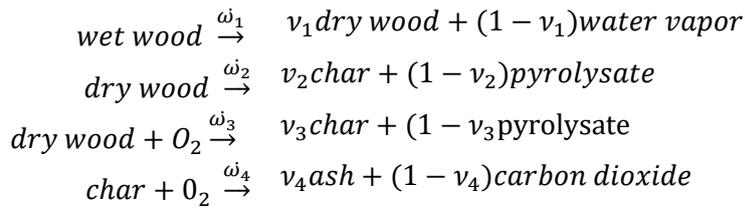


Figure 1-3 : Mécanisme de décomposition suivant une approche par constituants (Richter et Rein 2019)

La seconde approche couramment utilisée est l'approche Lumped Parameters Approach (dite LPA), présentée par exemple par (Rogaume 2019). Elle permet de réduire l'ensemble des constituants d'un solide en un seul. Le matériau est ainsi homogène et seules les grandes phases de la décomposition thermique sont représentées. Elle ne permet pas la description de la décomposition de chacun des constituants, toutefois, pour des décompositions assez simples, cette approche est suffisante. Elle est privilégiée pour une application en ingénierie de sécurité incendie puisqu'elle nécessite bien souvent une description moins précise des propriétés du matériau (propriétés thermiques, paramètres cinétiques, etc.) et un nombre moins important de données d'entrée.

Lautenberger et Fernandez-Pello (Lautenberger et Fernandez-Pello 2009a) ont proposé un mécanisme qui tient compte de l'influence de l'oxygène sur la décomposition et au travers duquel le bois se retrouve sous différentes formes : bois humide, bois sec, char et cendres. Le modèle est le suivant :



Une réaction apparente est caractérisée par sa vitesse  $\dot{\omega}$ , définie comme le produit de la fonction  $k(T)$  par la fonction de conversion  $f(m)$  :

$$\dot{\omega} = k(T)f(m) \quad \text{Équation 1-1}$$

Avec  $k(T)$  la loi de variation de la vitesse de réaction, définie par une forme de loi d'Arrhenius au premier ordre :

$$k(T) = Ae^{-\frac{E}{RT}} \quad \text{Équation 1-2}$$

Avec  $A$ ,  $E$ ,  $R$  et  $T$  étant respectivement le facteur pré-exponentiel ( $s^{-1}$ ), l'énergie d'activation ( $J.mol^{-1}$ ), la constante des gaz parfait ( $J.K^{-1}.mol^{-1}$ ) et la température (K).

Et  $f(m)$  :

$$f(m) = Y_s^n \quad \text{Équation 1-3}$$

Avec  $Y_s$ , la fraction massique du solide n'ayant pas réagi, traduisant ainsi l'avancement de la réaction et  $n$  l'ordre de la réaction.

Le modèle cinétique, tenant compte des réactions d'oxydation, s'écrit alors :

$$\dot{\omega} = Ae^{-\frac{E}{RT}} Y_s^n Y_{O_2}^m \quad \text{Équation 1-4}$$

Avec  $Y_{O_2}$  la fraction massique d'oxygène, et  $m$  une constante valant généralement 1 pour les réactions d'oxydation et 0 pour les réactions de thermolyse.

Les paramètres des réactions pour un modèle de décomposition donné peuvent être identifiés de différentes manières :

- Méthode de Kissinger (Kissinger 1957) ;
- Méthode de Kim et Park (Kim et Park 1995) ;
- Méthode de Ozawa-Flynn-Wall (Ozawa 1970);
- Méthode inverse (Lautenberger et al. 2006) ;
- Etc.

Dans ces travaux de thèse, les paramètres d'Arrhenius inconnus vont être déterminés par optimisation inverse en suivant un algorithme par essaim de particules (Lautenberger et al. 2006; Elbeltagi et al. 2005; Clerc 2006; Batiot 2014).

## 1.2. Phénomènes physiques

Les phénomènes physiques liés à la décomposition thermique du bois se manifestent à travers des processus de transfert de chaleur, de masse et des phénomènes liés à la modification structurelle du matériau.

La modélisation du transfert thermique dans le solide est essentielle puisque celui-ci détermine le profil de température qui sert ensuite d'entrée pour le modèle de pyrolyse. Par conséquent, le choix du modèle de transfert thermique détermine souvent la précision de la prédiction de la décomposition thermique du matériau. Le modèle de transfert de chaleur idéal doit tenir compte des phénomènes suivants: transfert de chaleur à la surface du combustible, conduction, convection et rayonnement interne, chaleur des réactions de décomposition, chaleur latente d'évaporation de l'eau. Ces transferts de chaleur sont influencés par les fissures à la surface, la modification structurelle, l'orientation des fibres et la modification des propriétés du matériau au cours de la décomposition. Cependant, les modèles existants dans la littérature ne tiennent pas compte de l'ensemble de ces aspects et considèrent principalement le transfert de chaleur à la surface, la conduction et la convection interne (Sinha et al. 2000).

Un des premiers modèles de pyrolyse du bois a été développé par Bamford et al. (Bamford et al. 1946). Il suppose que le bois est un milieu solide continu, chauffé par une source externe au niveau de sa surface et que la diffusivité thermique du matériau est constante. Le transfert de chaleur à l'intérieur du solide se fait uniquement par conduction. La chaleur peut être produite ou consommée localement pendant la pyrolyse. Les espèces volatiles produites lors de la pyrolyse quittent le solide instantanément (temps de séjour des espèces volatiles nul).

Plus tard, Matsumoto et al. (Matsumoto et al. 1969) ont considéré une conductivité thermique dépendante de la température et ont inclus le transfert de chaleur par convection interne.

Kansa et al. (Kansa et al. 1977) ont ajouté l'équation de la quantité de mouvement des gaz de pyrolyse à l'intérieur du solide. La loi de Darcy a été utilisée pour rendre compte des effets de la porosité et de la perméabilité sur l'écoulement des espèces gazeuses, considérant ainsi le comportement anisotrope du bois.

D'autres modèles tels que celui de Fan et al (Fan et al. 1977), Maa et Bailie (Maa et Bailie 1973), ou encore Di Blasi (Di Blasi 1997; Di Blasi 1998) ont été développés et sont disponibles dans la littérature.

L'ajout de degrés de complexité dans les modèles de transfert thermique conduit à l'augmentation du facteur d'incertitude de par l'ajout d'erreurs potentielles liées aux données d'entrée nécessaires ainsi qu'à l'augmentation du temps de calcul. Des modèles simples de transfert thermique tenant compte de la conduction dans le solide en une seule dimension, de la chaleur absorbée ou produite par les réactions de pyrolyse, et considérant l'émission instantanée des gaz de pyrolyse à la surface du matériau tout en négligeant l'anisotropie du bois ont conduit à des prédictions en bon accord avec l'expérience. Cependant, le transfert par conduction est dominant (Hrčka et Babiak 2017). D'un point de vue numérique, l'utilisation d'une conductivité thermique dite effective permet d'englober le transfert thermique par conduction, mais également les transferts radiatifs et convectifs se produisant dans le matériau (Balaji et al. 2014).

La difficulté de l'utilisation d'un modèle de transfert thermique réside dans le choix des propriétés thermiques, qui sont des paramètres numériques importants. En effet, la caractérisation de la conductivité thermique et la capacité thermique reste une tâche très difficile, la densité du matériau

étant facilement mesurable. Les difficultés associées à la mesure précise des propriétés thermiques du bois et du charbon à haute température sont associées à la présence de réactions chimiques concomitantes ayant lieu à des températures élevées. Aussi, en plus de l'anisotropie du bois (Forest Products Laboratory 2010), les propriétés de ce matériau varient d'une espèce à une autre. En dernier lieu, les conditions opératoires définies pour l'obtention de ces propriétés affectent également la qualité de la mesure.

Afin de s'affranchir de la caractérisation expérimentale des propriétés du matériau, des auteurs ont tenté d'obtenir ces propriétés par optimisation inverse à partir de données de températures ou de perte de masse. Par exemple, Fateh et al. (Fateh et al. 2014), Carlsson et al. (Carlsson 2003) et Meunders et al. (Meunders et al. 2014) ont déterminé ces propriétés en se basant sur la perte de masse obtenue à l'échelle du cône calorimètre pour un flux incident donné. Bien que les propriétés ainsi extraites ont permis de prédire le comportement du bois à d'autres flux incidents à l'échelle du cône calorimètre, l'utilisation de ces données aux échelles supérieures conduits à des erreurs de prédiction. Cela permet d'affirmer que les propriétés extraites selon cette méthode sont dépendantes de la configuration utilisée pour leur obtention et ne sont pas intrinsèques au matériau.

Une revue des propriétés thermiques du bois et du char est proposée dans (Hankalin et al., s. d.). Il est montré que celles-ci sont dépendantes de plusieurs facteurs comme la densité, le taux d'humidité, le teneur en extractibles, la direction des fibres, les irrégularités (présence de nœuds par exemple). De ce fait, l'obtention des propriétés thermiques du bois est une tâche compliquée.

## 2. Notion d'inflammation et de propagation de flamme

L'inflammation décrit le phénomène de naissance d'une flamme au voisinage du matériau. Pour que ce processus apparaisse, il faut que le dégagement de gaz de pyrolyse depuis la phase solide soit suffisant pour obtenir un mélange dans des proportions inflammables en phase gazeuse.

Le délai d'inflammation d'un matériau est dépendant de trois temps caractéristiques (Quintiere 2006) :

- Le premier temps consiste au préchauffage du solide jusqu'à ce que la température de pyrolyse soit atteinte (production de gaz combustibles). Ce temps noté  $t_{py}$  dépend principalement de l'aptitude du polymère à diffuser la chaleur, ceci est décrit plus en détails par la suite. Il dépend également du temps nécessaire à la réaction de décomposition thermique elle-même.
- Le second temps correspond au mélange des vapeurs de combustible avec l'oxygène  $t_{mix}$ . Cette notion de mélange va dépendre premièrement du processus de transport des gaz de la zone de pyrolyse à la surface du matériau. Les gaz de pyrolyse y sont généralement transportés par les grosses structures turbulentes au sein de la zone de réaction, c'est le processus d'advection. Les gaz de pyrolyse et l'oxygène sont ensuite mélangés localement par un processus de diffusion moléculaire et de diffusion turbulente (petite échelle de la turbulence).
- Le dernier temps correspond au temps d'induction  $t_{ind}$ . Cette étape est assimilée à l'augmentation de la température des gaz jusqu'à ce que les réactions de combustion auto entretenues prennent place. Cette période peut être atteinte par le chauffage du mélange, ou par l'introduction d'un pilote ou d'un point chaud.

Le délai d'ignition  $t_{ig}$  correspond ainsi à la somme de ces trois temps (Quintiere 2006) :

$$t_{ig} = t_{py} + t_{mix} + t_{ind}$$

Équation 1-5

Dans le cas d'une inflammation pilotée, le temps d'inflammation est approximé au temps de pyrolyse uniquement (Cox 1995). En effet, dans des conditions cinétiques chimiques rapides (faibles vitesses de gaz et concentrations élevées d'oxygène), l'introduction d'un pilote puissant réduit le temps d'induction ( $t_{ind}$ ), devenant ainsi négligeable par rapport à  $t_{py}$  et  $t_{mix}$ . En outre, la période pendant laquelle l'évolution transitoire de la concentration de combustible dans la phase gazeuse augmente vers un mélange inflammable ( $t_{mix}$ ) est généralement considérée comme courte par rapport au chauffage de l'échantillon, comme illustré sur la Figure 1-4. Le temps d'ignition correspond ainsi au temps de pyrolyse. Cela est d'autant plus vrai à fort flux de chauffage de l'échantillon. A faible flux, de légers écarts apparaissent, attribués au temps nécessaire pour atteindre un mélange inflammable.

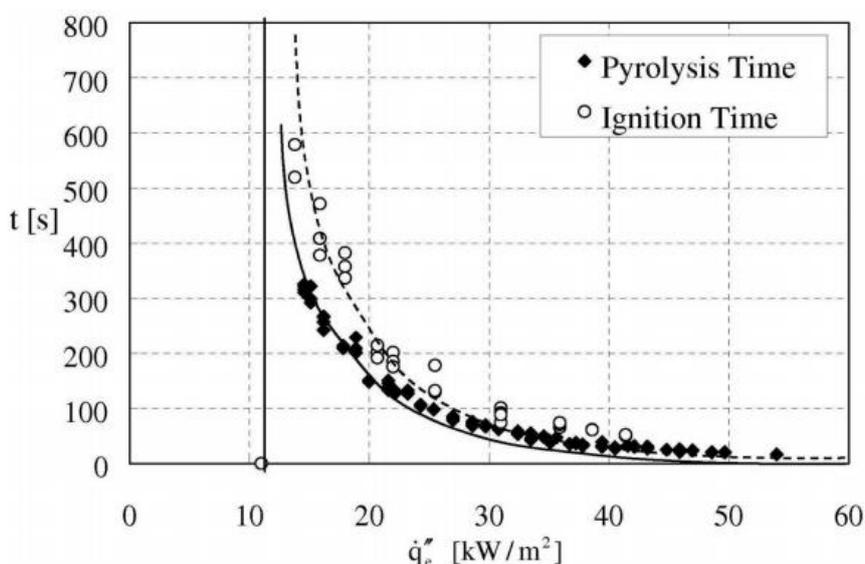


Figure 1-4 : Ecart entre le temps d'ignition ( $t_{ig}$ ) et le temps de pyrolyse ( $t_{py}$ ) pour du PMMA noir soumis à des essais en IMO-LIFT (ASTM E1321 2009; Torero et Simeoni 2010)

La propagation de flamme consiste en une succession de zones d'ignition, la flamme jouant le rôle de source d'allumage (de pilote) et amorçant la pyrolyse de la matière voisine par transfert de chaleur (rayonnement et convection). L'approximation précédente dans le cas de l'inflammation pilotée permet de simplifier la modélisation de la combustion. De ce fait, des modèles de combustion considérant une chimie infiniment rapide et ne tenant pas compte du temps nécessaire à l'obtention d'un mélange inflammable ont vu le jour (Magnussen et Hjertager 1977; Poinso et Veynante 2005). Ce type d'approche permet de simplifier considérablement les données d'entrée nécessaires pour le modèle numérique et de réduire fortement le temps de calcul.

La réduction du temps d'inflammation au temps de pyrolyse illustre aussi la nécessité de caractériser correctement la phase solide, à travers le modèle thermique pour l'échauffement du matériau et le modèle cinétique pour la production de gaz inflammables.

La vitesse de propagation de flamme est l'un des principaux facteurs déterminant la dynamique d'un incendie. Elle est principalement conditionnée par la cinétique de décomposition thermique et l'inertie thermique du solide, mais aussi de l'orientation de la surface, des caractéristiques du milieu environnant et du mode de propagation, lesquels influencent le bilan énergétique à la surface et au sein du matériau solide.

Deux modes de propagation de flamme sur paroi existent :

- La propagation co-courante : la direction de la propagation de flamme et celle de l'écoulement oxydant sont identiques.
- La propagation à contre-courant : la direction de la propagation de flamme et celle de l'écoulement oxydant sont opposées.

De nombreuses études sont disponibles sur la propagation de flamme sur des échantillons de bois en position verticale (Merryweather et Spearpoint 2008; Duny et al. 2016; Kokkala et al. 1997). Duny et al. (Duny et al. 2016) a étudié la propagation verticale sur une surface en bois de 2 500 x 4 900 mm<sup>2</sup>. La source de chaleur était un bûcher de bois, placé en partie basse. Au début de l'exposition, la propagation de la flamme est rapide, mais la formation de char réduit considérablement la décomposition thermique en partie haute de l'échantillon. A la fin du test, la partie basse, directement impactée par le bûcher, est décomposée, tandis qu'en partie haute, la flamme générée lors de la propagation ascendante n'a pas suffi à décomposer le matériau. Cela montre l'importance de la prise en compte de la phase solide dans le processus de propagation de flamme et traduit la nécessité de caractériser de façon précise les propriétés thermiques du bois et du char formé.

Kokkala et al. (Kokkala et al. 1997) ont étudié la propagation de flamme sur un échantillon de bois de surface 2 400 x 7 200 mm<sup>2</sup>. L'échantillon était échauffé en partie basse par un brûleur propane de 100 kW. Les auteurs ont testé différentes conditions thermiques en face arrière de l'échantillon. L'impact de ces conditions sur la cinétique de décomposition et de propagation est clairement visible. Pour une condition isolante, la flamme se propage rapidement, puis la formation de char réduit considérablement l'intensité de la flamme. Celle-ci croit à nouveau lorsque le retour thermique lié à la condition isolante apparaît. Pour une condition thermique conductrice en face arrière de l'échantillon (c'est-à-dire sans isolation, donc avec des pertes thermiques), cette dernière phase n'apparaît pas et l'intensité de la flamme reste faible.

L'influence des conditions thermiques aux bords des échantillons a déjà été étudiée dans la littérature et son impact est connu. Cette étude traduit une nouvelle fois l'importance de la phase solide dans le processus de décomposition ainsi que la propagation de flamme. De ce fait, durant ces travaux de thèse, un accent sera mis sur la caractérisation de la condition thermique en face arrière de l'échantillon.

## 2.1. Propagation des flammes en mode co-courant

Selon ce mode de propagation, la flamme couvre en grande partie la surface du matériau et participe largement à son échauffement à travers les transferts convectifs et radiatifs entre la phase gazeuse et la phase condensée. La longueur de flamme caractérise ainsi la longueur échauffée du solide. En fonction de l'effusivité du matériau, la propagation de flamme sera plus ou moins rapide. La Figure 1-5 représente les différents phénomènes à l'origine de cette propagation.

La caractérisation de ce type de propagation nécessite ainsi de considérer les phénomènes suivant :

- La combustion et le rayonnement des flammes.
- La convection à la surface du matériau.
- L'écoulement de l'air, impactant la structure de flamme.
- La hauteur de flamme.
- L'échauffement et la décomposition thermique du solide.

A partir du modèle d'Emmons (Emmons 1956), de nombreux modèles analytiques ont vu le jour permettant d'étudier la propagation de flamme (Markstein et de Ris 1973; Orloff et al. 1975; Hasemi et Tokunaga 1983; Fernandez Pello 1995). Ces études ont conduit à l'estimation de la hauteur de flamme, paramètre apparaissant comme essentiel à la propagation de flamme (Hasemi et Tokunaga 1983; Sibulkin et al. 1976; Heskestad 1983).

L'étude de la propagation de flamme nécessite la connaissance du mode de transfert dominant à la surface du solide. Ahmad et Faeth (Ahmad et Faeth 1979) ont étudié la propagation de flamme sur un mur vertical. La combustion de la paroi a été reproduite par des mèches imbibées d'alcool. Les auteurs ont trouvé que la part du flux convectif reçu à la paroi du solide est compris entre 80 et 90 % du flux incident total. Cependant, la composition en suie, qui impacte largement le rayonnement de la flamme, était faible. En revanche, l'étude de De Ris et Orloff (de Ris et Orloff 1975) sur la propagation de flamme sur une plaque de poly(méthyl) méthacrylate (PMMA) exprime que la part de flux radiatif à la paroi est comprise entre 50 à 75 % du flux incident total. Ainsi, la dominance du transfert thermique à la paroi varie selon la configuration étudiée (matériau, orientation, dimension, etc.). Pour un matériau comme le bois, qui génère beaucoup de suies, il peut être supposé que la part radiative domine le transfert thermique à la paroi.

La prise en compte au point de vue numérique de l'ensemble des phénomènes conduisant à l'estimation de la propagation de flamme reste une tâche difficile. La modélisation du rayonnement reste un domaine de recherche à part entière. Il est ainsi nécessaire de réaliser des hypothèses. La modélisation de la part radiative de la flamme nécessite ainsi la connaissance de certaines propriétés du combustible telles que la chaleur de combustion de celui-ci, la fraction radiative émise, le taux de suies, etc. La convection est souvent modélisée avec des lois de paroi, correspondant à des corrélations empiriques sur plaques inertes. Son impact réel sur l'échauffement n'est encore pas parfaitement connu.

Des études expérimentales ont été menées dans le but d'évaluer l'impact de la convection sur le bilan énergétique à la paroi (de Ris et Orloff 1975; Orloff et al. 1977; Zeng et al. 2020). En faisant varier la vitesse d'éjection de gaz de pyrolyse, ces auteurs ont observé que le flux convectif à la paroi diminuait lorsque le débit d'éjection augmentait. Ce phénomène est attribué au "blowing effect". En réalité, cet effet de soufflage élargi la sous-couche visqueuse à la paroi et réduit les gradients thermiques à la paroi (Zeng et al. 2020), réduisant l'influence de la convection.

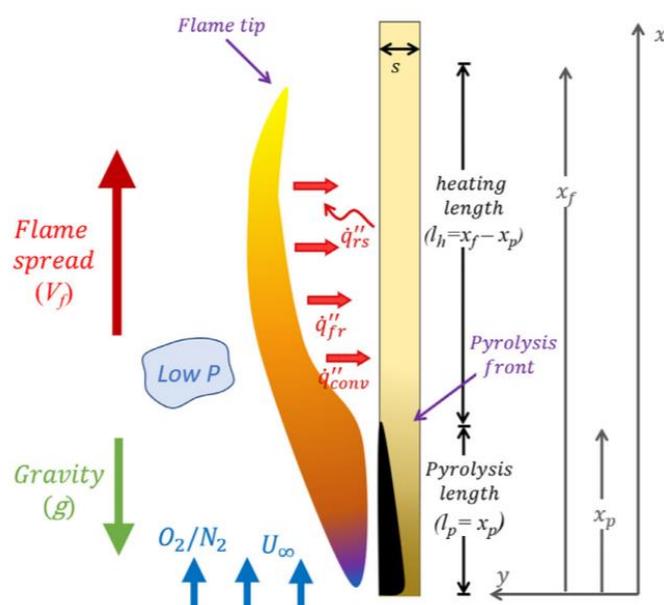


Figure 1-5 : Représentation d'une flamme co-courante sur un échantillon épais (Thomsen et al. 2019)

La Figure 1-5 met en avant l'intérêt de prédire numériquement et de manière précise le flux de chaleur issu de la flamme à la paroi, ainsi que la hauteur de flamme. Cette hauteur de flamme va en effet définir la zone préchauffée par la flamme.

## 2.2. Propagation des flammes à contre-courant

Selon ce mode, la flamme se propage dans le sens opposé à l'écoulement gazeux. Emmons a décrit pour la première fois les phénomènes mis en jeu dans ce type de propagation (Emmons 1956). Les transferts radiatifs avec le matériau vierge sont relativement faibles, l'échauffement du solide et de ce fait, la gazéification, sont ainsi limités, ne favorisant pas la propagation du front de flamme (Figure 1-6).

De ce fait, selon ce type de propagation, les phénomènes intervenants sont plus simples que la propagation co-courante. La hauteur de flamme, le rayonnement, la production de suie ne sont pas à considérer avec le même degré de précision que pour la propagation co-courante.

Toutefois, des phénomènes supplémentaires, négligeables dans le mode co-courant, doivent être considérés lors d'une propagation en mode contre-courant. Ces phénomènes concernent la phase solide avec notamment l'influence des processus de transfert latéraux. Fernandez-Pello et Santoro (Fernandez-Pello et Santoro 1979) ont conclu que, pour un matériau thermiquement épais, le transfert thermique par conduction de la région en décomposition vers la région imbrulée est le mode de transfert dominant.

Cela semble en accord avec les travaux menés par Kwon, Ho et Marquis (Kwon 2006; Ho 2007; Marquis 2010) qui ont travaillé sur la propagation latérale de flamme sur des échantillons placés verticalement. Quintiere (Quintiere 1981) suggère que la propagation latérale sur des spécimens montés

verticalement peut être assimilé à une propagation suivant le mode contre-courant. Kwon et Ho (Kwon 2006; Ho 2007) ont utilisé le banc IMO-LIFT dans le but d'étudier la propagation latérale de flamme sur différents matériaux. La modélisation réalisée à la suite a conduit à un bon accord pour des matériaux ne formant pas de char. Toutefois, des écarts à faibles flux pour des matériaux formant du char, tels que le bois, sont observés. Ils sont attribués à l'utilisation d'un modèle de transfert thermique unidimensionnel dans le matériau. Les auteurs ont ainsi pointé la dominance des processus de conduction latérale dans le solide à faibles flux. Les travaux de Marquis ont mené à la même conclusion (Marquis 2010).

Ainsi, pour un matériau carbonneux tel que le bois, l'importance de ce processus nécessite d'être caractérisé, d'autant plus que ce matériau est anisotrope.

Des auteurs ont travaillé sur la propagation latérale de flamme sur des échantillons de bois à l'aide de l'IMO-LIFT, en suivant la procédure ASTM (ASTM E1321 2009). Cette procédure permet d'extraire des caractéristiques essentielles à la théorie de la propagation de flamme, telles que l'inertie thermique du matériau ou encore la température d'ignition. Les valeurs des paramètres obtenues apparaissent dépendant de la configuration utilisée (Merryweather et Spearpoint 2008). L'extraction des propriétés liées au matériau en suivant la théorie peut conduire ainsi à des incertitudes, traduisant la nécessité de caractériser les propriétés des matériaux différemment.

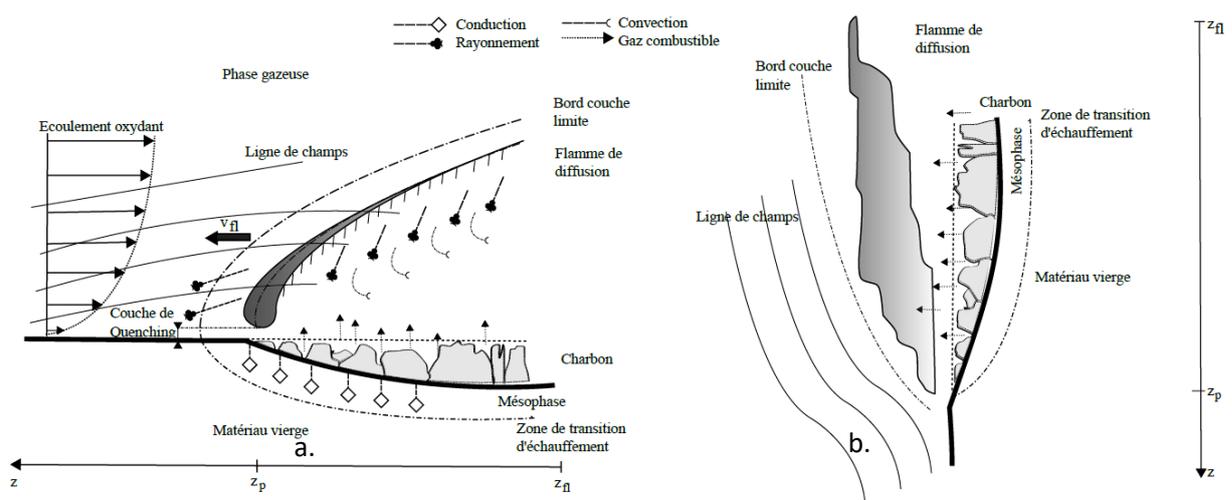


Figure 1-6: Représentation d'une propagation de flamme à contre-courant dans le cas horizontal (a.), et vertical (b.) (Fernandez—Pello 1984)

Ainsi, la prédiction de la propagation de flamme nécessite de connaître et d'estimer la quantité de chaleur transmise à la surface du matériau. Cette quantité de chaleur va induire l'échauffement du matériau. De ce fait, les propriétés du matériau liées à son échauffement nécessitent d'être caractérisées, ainsi que ces propriétés cinétiques afin d'estimer la quantité de gaz générée.

La modélisation de l'ensemble de ces phénomènes est une tâche difficile et l'interdépendance des phénomènes complique la validation des modèles numériques. Ainsi, pour prédire correctement la propagation de flamme, il est nécessaire de connaître :

- Le bilan de chaleur à la paroi du solide. Cela nécessite de caractériser les transferts thermiques dominants.
- Les propriétés thermiques du matériau permettant de prédire son échauffement.
- Les propriétés cinétiques du matériau pour prédire l'émission de gaz combustibles et le résidu solide.
- Les propriétés de combustion et radiative du fuel émis. Ces propriétés ont un impact sur la quantité de chaleur émise par la flamme sur le matériau, affectant ainsi l'échauffement et la décomposition de ce dernier.
- La hauteur de flamme, affectant la longueur du solide échauffé par cette dernière lors de la propagation co-courante.

## II. Etat de l'art des travaux liés à la modélisation de la réaction au feu

La modélisation de la propagation de flamme a débuté par des modèles mathématiques déterministes (Tanaka 1983), puis a progressé vers des modèles probabilistes et stochastiques (Ling et Williamson 1985; Ramachandran 1991; Platt et al. 1994; Cheng et Hadjisophocleous 2009). Cependant, ces modèles sont généralement unidimensionnels et ne peuvent pas modéliser le processus de propagation de feu en détail.

L'amélioration rapide de la performance des moyens de calcul a permis le développement et l'amélioration de modèles de type Computational Fluid Dynamics (CFD). Le National Institute of Standard and Technology (NIST) a publié en 2000 le code Fire Dynamics Simulator (FDS) permettant la description d'écoulements turbulents à large échelle grâce à un modèle Large Eddy Simulation (LES), ou à petite échelle avec un modèle Direct Numerical Simulation (DNS). Ce code incorpore un modèle de combustion. Il tient compte du transfert thermique aux parois et des conditions de ventilation pour l'évacuation des gaz chauds. Les équations de Navier-Stokes sont résolues dans l'approximation d'un faible nombre de Mach. Le transfert radiatif est considéré à travers un modèle résolvant l'équation de transfert radiatif pour un milieu gris, ou encore un modèle à bande large, privilégié dans le cas de combustion ne formant que peu de suie.

Ce type de modèle propose de décrire la cinétique de la décomposition suivant une approche par pyrolyse imposée ou par pyrolyse calculée. La méthode par pyrolyse imposée est la plus courante. Très simplifiée, elle ne tient pas compte de paramètres associés à la décomposition thermique du solide, permettant d'estimer la quantité de gaz et le résidu de solide généré. De plus, le modèle de transfert thermique est simplifié, par exemple, il ne considère pas de variation de densité du solide. Cela permet de simplifier les données d'entrée des modèles. La prise en compte de l'émission de gaz de pyrolyse est réalisée en imposant directement à la paroi du solide des valeurs de taux de dégagement de chaleur par unité de surface (HRRPUA) ou de taux de dégagement de gaz combustible (MLRPUA). L'émission de gaz de pyrolyse prescrit survient alors lorsque la température de chaque maille à la surface du solide est supérieure à une température définie par l'utilisateur, nommée température d'ignition. Dès lors que cette température est atteinte, l'ignition survient et le taux local de dégagement de chaleur dépend alors des valeurs de HRRPUA ou de MLRPUA imposées à la surface. Le taux de dégagement de chaleur total correspond ensuite à la somme des taux surfaciques de chacune des mailles. Cette approche, dont les données d'entrée et la connaissance sur les matériaux sont relativement faibles, permet d'estimer grossièrement la cinétique de propagation de flamme.

La méthode par pyrolyse calculée est plus complexe, elle propose une description plus complète des mécanismes associés à la réaction au feu. Elle propose notamment une description des phénomènes en phase solide, nécessitant une connaissance et une description plus précise du matériau. Les données d'entrée nécessaires sont alors beaucoup plus nombreuses et la caractérisation de ces derniers restes actuellement un enjeu majeur dans la communauté incendie.

De nombreuses études relatives à la propagation de flamme ont été menées à l'aide du code FDS.

## 1. Approche par pyrolyse calculée

La modélisation par pyrolyse calculée nécessite différentes données d'entrée dont la caractérisation est une tâche très difficile. Les valeurs issues d'expériences peuvent être dépendantes des conditions auxquelles elles sont extraites, pouvant engendrer des biais sur la mesure. De plus, l'utilisation d'un nombre de données d'entrée plus important augmente le risque d'incertitudes liées à celles-ci, et de fait, d'erreurs de prédiction du code.

La littérature concernant la modélisation par pyrolyse calculée met en avant des incohérences dans la prédiction des processus de propagation de flamme.

Hostikka et McGrattan (Hostikka et McGrattan 2001) ont étudié le couplage d'un modèle de pyrolyse unidimensionnel à un modèle CFD. Le modèle de pyrolyse ainsi que les propriétés thermiques du bois ont été évalués dans un premier temps à petite échelle, sur des essais au cône calorimètre. Les autres paramètres sont issus de la littérature et n'ont pas fait l'objet de caractérisation par les auteurs. Le modèle est capable de prédire le comportement sur des flux de chaleur importants, mais présente des erreurs à flux plus faibles. Les données ont ensuite été extrapolées à une échelle plus large, correspondant à la configuration du room corner test (ISO 9705-1:2016 2006). La comparaison avec l'expérience montre un bon accord sur le taux de dégagement de chaleur et les flux thermiques induits lorsque les paramètres cinétiques de la phase solide étaient ajustés. Les auteurs ont mis en avant l'amélioration possible des résultats numériques par l'utilisation de données d'entrée plus robustes.

Carlsson (Carlsson 2003) a évalué la performance du code FDS sur la modélisation de propagation de flamme sur un panneau de bois de 3 m de hauteur. Les données d'entrée ont été obtenues par optimisation inverse sur des essais menés au cône calorimètre et extrapolées à l'échelle supérieure. Le modèle n'apparaît alors pas capable de prédire correctement le comportement au feu. De plus, les résultats issus des modèles sont très sensibles à la taille de maille. Les écarts générés par le modèle peuvent être attribués à la manière dont les données d'entrée sont obtenues. L'optimisation inverse, lorsqu'elle concerne un nombre de données important, peut conduire à des valeurs de propriétés non physiques, avec une compensation entre données. L'auteur pointe ainsi l'incapacité des modèles à reproduire correctement le comportement expérimental lors du changement d'échelle.

Cette dernière étude est à mettre en lien avec les travaux de Meunders et al. (Meunders et al. 2014). Ces auteurs ont tenté de simuler numériquement l'inflammation et le comportement au feu d'un fauteuil. Les paramètres cinétiques ont été extraits à l'aide d'essais en analyseur thermogravimétrique (ATG) et les propriétés thermiques ont été optimisées sur des essais au cône calorimètre (ISO 5660-1 2015). La simulation ne permet pas de prédire le comportement observé expérimentalement. Cette incapacité est attribuée à la méthode d'obtention des propriétés thermiques, qui dépend ainsi de la configuration utilisée, ne permettant pas de prédire la cinétique sur d'autres configurations.

Récemment, Marquis et Camilo (Marquis 2010; Camillo 2013) ont travaillé respectivement sur un matériau composite utilisé en aéronautique et sur un siège et un panneau mural utilisés dans le transport ferroviaire. Leurs études ont utilisé une approche multi-échelle permettant de simplifier les phénomènes, afin d'extraire les propriétés des matériaux et de valider à échelle croissante les modèles et données d'entrée utilisées. La prédiction de leurs modèles à une large échelle est en accord avec les observations expérimentales, mais les auteurs pointent l'incapacité du modèle à prédire le comportement à faible flux incident. Toutefois, la bonne prédiction permet de valider la méthode multi-échelles utilisée, qui apparaît ainsi incontournable tant les phénomènes sont nombreux. Cette méthode reste complexe et très coûteuse en temps. Marquis (Marquis 2010) a également comparé la méthode par pyrolyse calculée à une approche par pyrolyse imposée. Cette dernière approche n'est

pas en mesure de prédire correctement le comportement observé à grande échelle, du fait des valeurs de HRRPUA imposées dans le code. Ces valeurs, obtenues à l'échelle du cône calorimètre (ISO 5660-1 2015), sont très sensibles au changement d'échelle. Elles correspondent à une configuration bien précise et ne s'appliquent pas toujours à un autre type de configuration.

L'ensemble de ces études sur la pyrolyse calculée permet de conclure que :

- L'obtention des paramètres cinétiques et thermiques est une étape cruciale pour ce genre d'approche. L'utilisation d'une méthode inverse basée sur des essais au cône calorimètre peut conduire à une difficulté des modèles à prédire le comportement à des échelles plus larges. Les paramètres obtenus de la sorte sont dépendants de la configuration utilisée pour leur obtention. De ce fait, le changement d'échelle peut engendrer une mauvaise prédiction du code.
- L'utilisation de données d'entrée issues de la littérature peut également être à l'origine d'une mauvaise prédiction. Cela met en avant l'intérêt d'obtenir des données d'entrée propres à son matériau. De plus, pour un même matériau, les propriétés thermiques et cinétiques diffèrent dans la littérature. Cela est attribué aux conditions opératoires utilisées pour leur obtention, ainsi qu'à l'hétérogénéité du matériau.
- Enfin, l'intérêt d'une approche multi-échelle a été exposé. Ce type d'approche apparaît essentiel pour la caractérisation des données d'entrée des modèles et pour évaluer l'impact du changement d'échelle sur la capacité du code à prédire la propagation de flamme et le comportement au feu du matériau.

## **2. Approche par pyrolyse imposée**

L'approche par pyrolyse imposée de FDS a été fréquemment utilisée. Très simplifiée, elle requiert un nombre restreint de données d'entrée dont l'obtention est facile et rapide. Du fait de sa simplicité, elle est privilégiée pour une approche en ingénierie. Cependant, il convient de connaître la capacité de ce type de modèle simplifié à reproduire la réalité dans le but de définir des objectifs de sécurité incendie adéquats.

Madrzykowski et Walton (Madrzykowski et Walton 2004) ont utilisé FDS version 3 afin de modéliser l'incendie ayant eu lieu dans un bâtiment administratif du comté de Cook, à Chicago, en 2003. Les propriétés des matériaux ont été obtenues à partir de la littérature et d'essais au cône calorimètre, permettant de définir le HRRPUA à imposer à la surface des matériaux combustibles. Certaines de ces propriétés ont par la suite été ajustées pour faire correspondre la croissance de flamme obtenue numériquement aux observations réalisées pendant l'incendie et à l'enquête sur la scène post-incendie.

Plusieurs études ont été menées avec la version 4 de FDS, notamment pour l'étude de l'incendie d'une discothèque aux Etats-Unis en 2003 (Grosshandler et al. 2005; Bryner et al. 2007). Les principales propriétés du combustible considéré (de la mousse polyuréthane) ont été estimées à partir d'expériences en laboratoire. Des essais ont été réalisés à grande échelle afin de valider et adapter si nécessaire les données d'entrée. Le MLRRPUA imposé pour le polyuréthane a été ainsi modifié dans le but de reproduire le taux de dégagement de chaleur issu des essais. Les données d'entrée résultantes de cette simulation ont été utilisées pour prédire le sinistre de la discothèque. Les images de la vidéo de l'incident ont été comparées aux images issues de Smokeview. La simulation est cohérente avec l'enregistrement vidéo au cours des premières étapes du développement du feu.

Dréan et al. (Dréan et al. 2019b; 2019b) ont mené une étude à plusieurs échelles sur un matériau composite dans le but de reproduire le sinistre de la tour Grenfell à Londres. Les propriétés des matériaux ont été extraites de la littérature. Les températures d'ignition ainsi que les MLRRPUA prescrites en fonction du temps sont également issues de la littérature et d'essais au cône calorimètre. La première échelle a consisté à des essais relatifs à la norme ISO 13785-1 (ISO 13785-1 2002), utilisant des échantillons de dimension 2 400 x 2 800 mm<sup>2</sup> (largeur x hauteur). Cette échelle a permis de valider les données d'entrée du modèle par comparaison avec les données expérimentales, telles que le taux de dégagement de chaleur, la cinétique de propagation, les températures en face arrière de l'échantillon, etc. Cette validation a permis d'utiliser les données d'entrée sur une échelle plus large. Les essais alors menés pour cette échelle sont relatifs à la norme BS414-1:2015 (BS414-1 2015). Les échantillons se composent de deux cadres : 2 600 x 8 000 mm<sup>2</sup> pour le principal et 500 x 8000 mm<sup>2</sup> pour le latéral. Ces essais ont permis d'évaluer l'influence du changement d'échelle sur les données d'entrée et d'étudier l'influence du changement de maillage sur la prédiction. Les auteurs ont mis en avant l'intérêt d'ajuster la température d'ignition lors du changement de maillage dans le but de faire correspondre la cinétique de propagation de flamme obtenue numériquement avec les observations expérimentales.

D'autres auteurs ont utilisé FDS en prescrivant des valeurs de HRRPUA. Chen et al. (Chen et al. 2010) ont essayé de reproduire les résultats d'une expérience d'incendie d'un bureau meublé en utilisant un comportement de taux de dégagement de chaleur prescrit. Yang et al. (Yang et al. 2011) ont étudié la propagation du feu dans des étagères des entrepôts à l'aide de granulés de bois en prescrivant le taux de dégagement de chaleur par unité de surface. Ahn et Kim (Ahn et Kim 2011) ont simulé la propagation d'un incendie sur tout un étage d'un bâtiment. Pour cela, trois échelles de travail ont été nécessaires. Pour chaque échelle, les résultats numériques sont comparés à ceux de l'expérience afin de valider les propriétés de l'ensemble des combustibles utilisés.

La majeure partie de ces études utilise des propriétés extraites à petite échelle par des essais au cône calorimètre. Les données d'entrée utilisées ont pour la plupart nécessité d'être validées sur des échelles intermédiaires par comparaison avec des résultats expérimentaux. Le but était d'évaluer la validité des propriétés et, le cas échéant, de les modifier afin de prédire le comportement du feu à plus grande échelle. Cela traduit l'insuffisance des bases de donnée et la nécessité de réaliser des essais sur des échelles suffisamment larges, souvent coûteux, mais permettant de valider les données d'entrée. Pour l'étude de la propagation de flamme, l'investigation numérique et expérimentale apparaissent ainsi complémentaires.

De plus, ces études ont pour la plupart imposé un HRRPUA ou MLRPUA évoluant en fonction du temps, et obtenus pour des conditions particulières d'échauffement. Ces conditions ne reflètent pas forcément les conditions réelles auxquelles le matériau est soumis et peut conduire à une mauvaise prédiction sur des échelles larges.

De plus, les études précédentes ont montré une influence majeure du maillage sur la prédiction de la cinétique de propagation du sinistre. Une taille de maille adéquate en phase gaz, de l'ordre de 50 mm, est alors déterminée. Cependant, cette taille n'est pas toujours possible pour une application ingénierie, du fait du temps de calcul important généré.

Que ce soit pour une approche par pyrolyse imposée ou par pyrolyse calculée, la réalisation d'essais expérimentaux apparaît comme indispensable pour l'étude de la propagation de flamme. Certaines études présentées précédemment ont utilisé dans un premier temps des essais au cône calorimètre afin d'extraire certains paramètres à utiliser dans les modèles numériques, puis dans un second temps,

des essais à échelle dite intermédiaire ont été nécessaires afin de valider les modèles numériques et d'étudier l'influence du maillage. Cette démarche multi-échelle semble indispensable pour étudier numériquement la réaction au feu à échelle réelle.

### III. Présentation du modèle numérique et des sous-modèles

La modélisation des processus liés à la pyrolyse du matériau et à la propagation de flamme implique la représentation sous une forme mathématique des phénomènes intervenants. En d'autres termes, la réaction au feu doit être représentée par un système d'équations (modèle numérique) qui, prises ensemble, peuvent fournir des informations quantitatives sur les processus de décomposition et de propagation de flamme.

Au cours de la présente étude, le code FDS version 6.6.0 (McGrattan et al. 2017) a été utilisé. La modélisation de la décomposition thermique et de la propagation de flamme font appel à des sous modèles, avec des hypothèses et simplifications, nécessitant des données d'entrée permettant leur prise en compte. Cette partie a alors pour enjeu de présenter les sous-modèles retenus.

Ces modèles numériques sont résolus dans un domaine possédant un grand nombre de volumes de contrôle (i.e. maillage). Chaque maille est ainsi associée à des grandeurs physiques (densité, vitesse, température et pression).

Les sections suivantes abordent alors les modèles issus de la phase gazeuse et les modèles de la phase solide.

#### 1. Modèles en phase gazeuse

La prédiction des caractéristiques de l'écoulement et de la flamme est essentielle afin de prédire le flux incident à la paroi ainsi que la longueur du solide chauffé par la flamme. Plusieurs modèles sont alors nécessaires. Les modèles en phase gazeuse de FDS (McGrattan et al. 2017a) sont utilisés dans ces travaux de thèse. Cela permet d'évaluer la capacité d'un modèle relativement simple, ne nécessitant pas de modifications majeures et facilement utilisable en ISI.

##### 1.1. Modèle hydrodynamique

De nombreux sous-modèles mathématiques sont utilisés dans le code FDS, y compris le modèle d'écoulement turbulent LES. Ce modèle d'écoulement tri-dimensionnel comprend une équation de continuité, ainsi que des équations conservations de quantité de mouvement, de masse et l'équation d'état, résolvant la vitesse d'écoulement ainsi que la température dans tout le domaine (McGrattan et al. 2017).

Equation de continuité :

La conservation de la masse considère que celle-ci doit rester constante par rapport au temps et que le taux de variation du débit massique à travers la surface de contrôle est égal aux changements de densité du système, donnés par l'Équation 1-6 :

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot \rho \mathbf{u} = 0 \quad \text{Équation 1-6}$$

Dans cette équation, le premier terme représente le taux de changement de masse dans le volume de contrôle et le second définit le débit massique net à travers la surface de contrôle.

Equation de conservation de quantité de mouvement :

La modélisation de la quantité de mouvement peut se faire suivant deux approches avec le code FDS, DNS et LES. Un maillage fin, de l'ordre de 1 mm, est requis pour l'approche DNS (McGrattan et al. 2017a). Dans l'approche LES, on suppose que les grands tourbillons contrôlent la quantité de mouvement et l'énergie cinétique turbulente tandis que les petits tourbillons vont avoir un effet dissipatif. Suivant cette approche, l'équation de la quantité de mouvement (i.e. équation de Navier-Stokes) est filtrée afin de séparer les petits tourbillons du champ d'écoulement. Dans cette étude, la méthode LES est utilisée et l'équation de Navier-Stokes est ainsi :

$$\rho \left[ \frac{\partial \mathbf{u}}{\partial t} + (\mathbf{u} \cdot \nabla) \mathbf{u} \right] + \nabla p = \rho \mathbf{g} + \mathbf{f} + \nabla \cdot \bar{\bar{\tau}} \quad \text{Équation 1-7}$$

Les termes de gauche représentent respectivement le terme dépendant du temps et le terme d'advection associé aux forces d'inertie. Les termes de droite correspondent dans l'ordre à aux forces associées à la gravité, aux particules Lagrangiennes, représentés par le terme  $\mathbf{f}$ , et aux contraintes visqueuses, représentées par le tenseur  $\bar{\bar{\tau}}$ .

Dans cette équation,  $\mathbf{u}$  est la vitesse filtrée, le tenseur  $\bar{\bar{\tau}}$  est obtenu via le modèle de viscosité turbulente de Deardorff (Deardorff 1980; Pope 2000).

Equation d'état et équation de Poisson :

FDS ne résout pas d'équation de conservation d'énergie mais plutôt l'équation des gaz parfaits en utilisant la composante de fond de la pression  $p_0$  pour déterminer la température ainsi que l'équation de Poisson pour la pression. Cela permet d'accélérer le temps de calcul d'une simulation. L'Équation 1-8 est utilisée pour résoudre la température T :

$$p_0 = \rho RT \sum \frac{Y_i}{M_i} \quad \text{Équation 1-8}$$

Pour la pression, l'équation de Poisson est donnée par :

$$\nabla^2 H = - \left[ \frac{\partial}{\partial t} (\nabla \cdot \mathbf{u}) + \nabla \cdot \mathbf{F} \right] \quad \text{Équation 1-9}$$

Avec H la pression totale, et F incluant les termes advectif et de baroclinité de l'équation de conservation de la quantité de mouvement. Plus d'information est disponible dans (McGrattan et al. 2017a).

### Equation de conservation des espèces :

L'équation décrivant la conservation des espèces  $i$  est dérivée de la conservation de la masse comme suit :

$$\frac{\partial(\rho Y_i)}{\partial t} + \nabla \cdot \rho Y_i \mathbf{u} = \nabla \cdot \rho D_i \nabla Y_i + \dot{m}_i''' \quad \text{Équation 1-10}$$

Avec  $\dot{m}_i'''$  le taux de production de l'espèce  $i$  dans le volume de contrôle et  $D_i$  le coefficient de diffusion. La somme de ces équations sur toutes les espèces donne l'équation de conservation de masse d'origine. Cela implique que la somme des fractions massiques  $\sum Y_i = 1$ , la somme des taux de production et de perte  $\sum \dot{m}_i''' = 0$ , et la somme des termes de diffusion  $\sum \nabla \cdot \rho D_i \nabla Y_i = 0$ .

Toutes les dérivées spatiales de ce système d'équation sont approximées par un schéma de différences centrales de second ordre et les variables de l'écoulement sont mises à jour à l'aide d'un schéma Runge-Kutta explicite de second ordre. La résolution numérique d'un modèle dans l'approximation à faible nombre de Mach oblige d'abord à calculer la divergence des vitesses d'écoulement, puis à calculer les perturbations de pression par la divergence de la conservation de la quantité de mouvement.

Mc Grattan (Mc Grattan et al. 2017) indique que la faiblesse du modèle LES est la résolution de l'écoulement du fluide en proche paroi, pouvant ainsi impacter la qualité de la prédiction de la propagation de flamme.

Aussi, la condition de stabilité du schéma numérique doit respecter la condition Courant-Friedrichs-Lewy (CFL). La condition CFL est donnée par :

$$CFL = \delta t \frac{\|\mathbf{u}\|}{\delta x} \approx 1 \quad \text{Équation 1-11}$$

Avec  $\delta x$  correspondant à la taille de maille et  $\delta t$  le pas de temps. Physiquement, la condition CFL dit qu'un élément fluide ne doit pas traverser plus d'une cellule dans un pas de temps donné.

## 1.2. Modèle de combustion

Le modèle de combustion repose sur le principe de fraction de mélange  $Z$ , qui définit la relation entre les réactifs et les produits. Ces espèces majoritaires sont utilisées pour calculer la consommation locale de dioxygène puis le terme de production de chaleur.

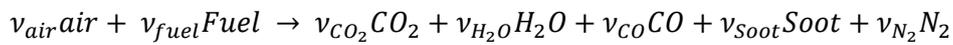
Le modèle utilisé suppose une chimie infiniment rapide. Ainsi, lors du mélange des réactifs, pour une concentration et une température donnée, la réaction du combustible avec l'oxygène est immédiate et complète. De plus, la combustion est initiée en l'absence d'une source pilote. Ce modèle permet ainsi de simplifier largement les phénomènes car la cinétique chimique et ces paramètres associés ne sont pas considérés.

En assumant un modèle de chimie infiniment rapide, à savoir le modèle Eddy Dissipation Concept (EDC), la consommation de fuel  $\dot{m}_F'''$  s'écrit :

$$\dot{m}_F''' = -\rho \frac{\min(Z_F, Z_A/s)}{\tau_{mix}} \quad \text{Équation 1-12}$$

$Z_F$  et  $Z_A$  sont respectivement la fraction massique de combustible et d'air, et  $s$  est le coefficient stœchiométrique massique de l'air. La quantité  $\tau_{mix}$  est un temps caractéristique de mélange, qui doit être modélisé.  $\tau_{mix}$  correspond au temps le plus rapide entre les processus de diffusion, d'advection à l'échelle de la sous maille et le temps lié aux forces de flottabilité. Davantage de détails sont disponibles dans la référence (Mcgrattan, et Floyd 2011). Le modèle EDC implique donc que le taux de consommation de combustible soit proportionnel à la fois à la concentration limitante locale de réactif et au taux local de mélange.

Le modèle EDC nécessite la spécification d'une réaction définie ainsi :



L'utilisateur spécifie la formule du fuel ainsi que les coefficients stœchiométriques de la réaction ci-dessus, incluant le taux de formation des suies et du monoxyde de carbone CO.

Le dégagement de chaleur associé aux réactions de combustion est déterminé de sorte que :

$$\dot{q}''' = -\dot{m}_F''' \Delta H_c \quad \text{Équation 1-13}$$

$\Delta H_c$  correspond à la chaleur dégagée par la combustion d'un kilogramme de combustible. Cette valeur est à spécifier par l'utilisateur.

La principale difficulté de ce modèle est de représenter le phénomène d'extinction. La combustion prend place dès lors que les réactifs sont en présence, dans des conditions de température et de concentrations d'oxygène adéquates. Cette approche est valide pour des feux bien ventilés et lorsque le mélange est dans des conditions inflammables. Toutefois, pour des feux sous ventilés, l'expérience montre que les réactifs peuvent être en présence sans pour autant réagir. Cette configuration est difficilement modélisable avec le modèle EDC.

### 1.3. Modèle de rayonnement

Le transfert radiatif est inclus dans la modélisation à travers l'équation de transfert radiatif (ETR). Le modèle n'est pas détaillé dans cette section, plus de détails sont disponibles dans la référence (McGrattan et al. 2017a). Cette partie présente les aspects principaux de la modélisation du rayonnement, qui reste un enjeu majeur en recherche. La prise en compte de ce dernier est très coûteuse en temps et il est ainsi nécessaire de réaliser quelques hypothèses.

Le modèle de rayonnement par défaut de FDS va être utilisé au cours de cette thèse. Celui-ci suppose le gaz comme un corps gris. Cette hypothèse est généralement acceptable puisqu'il est considéré que

le spectre d'absorption/émission des suies est continu. Les suies étant la principale espèce qui contrôle le flux rayonné par la flamme. La dépendance spectrale des espèces n'est alors pas considérée.

L'équation est discrétisée à travers environ 100 angles solides, ce qui correspond à la discrétisation par défaut. Les propriétés radiatives (fraction radiative du fuel, coefficient d'absorption, etc.) sont les valeurs par défaut du modèle. Ces valeurs sont disponibles dans (McGrattan et al. 2017b).

## 2. Modèles en phase solide

La modélisation de type pyrolyse imposée utilise deux modèles en phase solide, permettant de représenter le transfert thermique et la cinétique des réactions.

### 2.1. Modèle de transfert thermique

Le modèle de transfert thermique est unidimensionnel, perpendiculaire à la surface du solide. Il tient compte de la conduction ainsi que des chaleurs liées aux réactions que le solide subit. L'équation est présentée ci-dessous :

$$\rho_s c_{p_s} \frac{\partial T_s}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left( \lambda_s \frac{\partial T_s}{\partial x} \right) + q_{pyr}''' \quad \text{Équation 1-14}$$

Les indices s et pyr correspondent respectivement à solide et pyrolyse. Les propriétés thermiques du matériaux  $\lambda_s$ ,  $C_{p_s}$  et  $\rho_s$  sont moyennées par rapport à la fraction massiques des espèces.

Cette équation met en avant la nécessité de caractériser les paramètres suivants du modèle de décomposition thermique :

- La conductivité thermique  $\lambda$  des espèces.
- La capacité thermique  $C_p$  des espèces.
- La densité  $\rho$  des espèces.
- Les chaleurs des réactions  $q_{pyr}'''$ .

FDS permet également de tenir compte de l'absorption du rayonnement en profondeur du matériau. Toutefois, cela n'est pas considéré dans notre étude. Peu de travaux dans la littérature sont disponibles concernant la pénétration du rayonnement dans le bois, exposant la difficulté de quantifier ce phénomène.

Le bilan thermique à la surface du matériau est le suivant :

$$-\lambda_s \frac{\partial T_s}{\partial x} = q_{conv}'' + q_{rad}'' \quad \text{Équation 1-15}$$

Le flux convectif est calculé suivant l'équation :

$$q_{conv}'' = h(T_g - T_{s_{surf}}) \quad \text{Équation 1-16}$$

Avec  $T_g$  et  $T_{s_{surf}}$  respectivement la température de la première cellule de gaz adjacente à la surface du solide et la température de la première maille de surface du solide. Le coefficient  $h$  est déterminé à l'aide d'une corrélation empirique obtenue pour une plaque plane inerte, en combinant les phénomènes de convection naturelle et forcée :

$$h = \max\left[C \left(T_g - T_{s_{surf}}\right)^{\frac{1}{3}}, \frac{\lambda_g}{L} Nu\right] \quad \text{Équation 1-17}$$

Où  $C$  est une valeur empirique (1,52 pour une surface horizontale et 1,31 pour une surface verticale) (Holman 1990),  $L$  représente la longueur caractéristique de la surface du solide et  $\lambda_g$  est la conductivité thermique du gaz. Dans le cas de la convection forcée, l'équation pour le nombre de Nusselt  $Nu$  est :

$$Nu = 0,037 Re^{0,8} Pr^{0,33} \quad \text{Équation 1-18}$$

## 2.2. Modèle de pyrolyse

Le taux de chacune des réactions identifiées dans un mécanisme de décomposition se calcule comme l'Équation 2-2. Chaque espèce  $\alpha$ , subissant une réaction  $\beta$  génère ou absorbe de l'énergie. Avec  $H_{\dot{\omega},\alpha\beta}$  la chaleur de la réaction, l'énergie de pyrolyse est calculée comme :

$$\dot{q}_{pyr}'''(x) = -\rho_{0,s} \sum_{\alpha=1}^{N_m} \sum_{\beta=1}^{N_{r,\alpha}} \dot{\omega}_{\alpha\beta}(x) \Delta H_{\dot{\omega},\alpha\beta} \quad \text{Équation 1-19}$$

Les hypothèses utilisées au cours des présents travaux pour la modélisation de la phase solide sont les suivantes :

- Les espèces volatiles générées sont instantanément émises à la surface du solide.
- Il y a équilibre thermique local entre le solide et les produits volatils.
- Il n'y a pas de condensation des produits gazeux.
- L'effet de la porosité n'est pas pris en compte.
- Il n'y a pas de changement de phase.
- La diffusion de l'oxygène est considérée à travers une fonction d'amortissement. La distribution massique de l'oxygène dans l'épaisseur du matériau est :

$$X_{O_2}(x) = X_{O_2,g} e^{-\frac{x}{L_{ox}}} \quad \text{Équation 1-20}$$

Avec  $L_{ox}$  la longueur caractéristique de pénétration de l'oxygène,  $X_{O_2,g}$  la fraction massique d'oxygène présent dans la première maille gazeuse.

La modélisation des processus diffusifs des espèces n'est pas considérée dans la phase solide. Leurs impacts sur le transfert thermique également. La prise en compte de ces phénomènes entraîne un nombre de données d'entrée plus important et augmente ainsi le risque d'erreur liée à l'incertitude des données d'entrée. De nombreuses études ont néanmoins permis de prédire le comportement du bois avec les modèles présentés ci-dessus (Abu-Bakar et al. 2020; Colombiano et al. 2019). Les

phénomènes diffusifs et leur impact sur le transfert thermique sont ainsi supposés faibles ou négligeables.

#### IV. Conclusion

Ce chapitre a permis de présenter l'ensemble des phénomènes liés à la décomposition thermique du bois et à la propagation de flamme, afin d'illustrer la complexité des phénomènes mis en jeu, ainsi que leur forte interaction.

La littérature concernant la prise en compte de ces phénomènes à travers un modèle par pyrolyse calculée a permis d'identifier une difficulté majeure qui est la caractérisation nécessaire des propriétés du solide, et ce, au cours du processus de décomposition thermique. L'approche par pyrolyse calculée est considérée comme la plus représentative des conditions réelles, mais elle nécessite un nombre important de données d'entrée. Le cumul des erreurs liées à ces données d'entrée peut conduire à une difficulté du code à prédire le comportement au feu du matériau. De plus, l'extraction des propriétés par une méthode d'optimisation inverse peut conduire à des erreurs importantes lorsque celle-ci est réalisée à des échelles faisant intervenir un nombre de phénomènes trop important.

En raison de cela, et étant données la complexité des phénomènes et leur interdépendance, l'approche multi-échelle est fortement recommandée pour la caractérisation des données d'entrée (Torero 2013). Elle permet de débiter à des échelles relativement petites, faisant intervenir un nombre de phénomènes limités, afin d'extraire certaines données d'entrée aux modèles.

La validation à échelle croissante des modèles numériques va ensuite permettre d'étudier la capacité du code à prédire la propagation suivant différentes configurations, à différents degrés de complexité, ainsi que d'évaluer l'impact du maillage sur la prédiction.

Pour une approche par pyrolyse calculée, la section III de ce chapitre a permis d'identifier les paramètres nécessaires au modèle :

- Pour la phase solide, celles-ci sont présentées dans le Tableau 1-1, avec leurs méthodes de détermination :

Propriétés	Symbole	Moyen de détermination
Conductivité thermique	$\lambda$ (W.m <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> )	Disque chaud
Capacité thermique	$C_p$ (J.kg <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> )	DSC
Densité	$\rho$ (kg.m <sup>-3</sup> )	Mesuré
Emissivité	$\epsilon$	Littérature
Nombre de réaction	N	ATG
Ordre de la réaction	n	AG
Facteur pré-exponentiel	A (s <sup>-1</sup> )	AG
Energie d'activation	E (J.mol <sup>-1</sup> )	AG
Coefficient stœchiométrique	$\nu$	AG
Enthalpie de réaction	$\Delta H$ (J.kg <sup>-1</sup> )	DSC

Tableau 1-1 : Propriétés pour la modélisation de la phase solide (AG : Algorithme Génétique) en pyrolyse calculée

- Pour la phase gazeuse, celles-ci sont présentées dans le Tableau 1-2, avec leurs méthodes de détermination :

Propriétés	Symbole	Moyen de détermination
Enthalpie de combustion	$\Delta H_c$ (J.kg <sup>-1</sup> )	Cône calorimètre
Fraction massique des suies	$Y_{soot}$ (kg.kg <sup>-1</sup> )	Littérature
Fraction massique du CO	$Y_{CO}$ (kg.kg <sup>-1</sup> )	Littérature
Fraction radiative	$\chi_r$	Défaut FDS

Tableau 1-2 : Propriétés pour la modélisation de la phase gazeuse en pyrolyse calculée

L'approche par pyrolyse imposée, indispensable pour les études d'Ingénierie de Sécurité Incendie (ISI) nécessite un nombre de données d'entrée beaucoup moins important et celles-ci sont également plus simples à caractériser. Les données nécessaires sont illustrées dans les tableaux ci-dessous.

- Pour la phase solide, celles-ci sont représentées dans le Tableau 1-3, avec leurs méthodes de détermination :

Propriétés	Symbole	Moyen de détermination
Conductivité thermique	$\lambda$ (W.m <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> )	Disque chaud
Capacité thermique	$C_p$ (J.kg <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> )	DSC
Densité	$\rho$ (kg.m <sup>-3</sup> )	Mesuré
Emissivité	$\epsilon$	Littérature
Température d'ignition	°C	Cône calorimètre
HRRPUA ou MLRPUA	$\dot{Q}''$ ou $\dot{m}'''$	Cône calorimètre

Tableau 1-3 : Propriétés pour la modélisation de la phase solide en pyrolyse imposée

- Pour la phase gazeuse, celles-ci sont présentées dans le Tableau 1-4, avec leurs méthodes de détermination :

Propriétés	Symbole	Moyen de détermination
Enthalpie de combustion	$\Delta H_c$ (J.kg <sup>-1</sup> )	Cône calorimètre
Fraction massique des suies	$Y_{soot}$ (kg.kg <sup>-1</sup> )	Littérature
Fraction massique du CO	$Y_{CO}$ (kg.kg <sup>-1</sup> )	Littérature
Fraction radiative	$\chi_r$	Défaut FDS

Tableau 1-4 : Propriétés pour la modélisation de la phase gazeuse en pyrolyse imposée

Les chapitres suivant exposent les essais expérimentaux ainsi que les investigations numériques dans le but d'extraire ces paramètres, de les valider et d'étudier la capacité du code à prédire la propagation de flamme.



---

## Caractérisation des propriétés thermocinétiques du matériau

---

I.	Analyse thermogravimétrique (ATG) .....	38
1.	Dispositifs expérimentaux et procédure expérimentale.....	38
2.	Analyse des résultats.....	40
3.	Modèle de décomposition thermique .....	42
3.1.	Mécanisme de décomposition thermique .....	42
3.2.	Détermination des paramètres cinétiques.....	43
II.	Analyse thermodynamique .....	46
1.	Dispositifs expérimentaux et procédure expérimentale.....	46
1.1.	Calibration .....	46
1.2.	Procédure expérimentale.....	47
2.	Analyse des résultats.....	48
2.1.	Perte de masse .....	48
2.2.	Flux de chaleur .....	49
III.	Conductivité thermique .....	53
1.	Dispositif expérimental et procédure .....	53
2.	Analyse des résultats.....	54
IV.	Conclusion intermédiaire .....	56

Le présent chapitre a pour enjeu de déterminer les propriétés du solide qui vont permettre par la suite la modélisation des processus thermo-chimiques de décomposition thermique.

De manière générale, la modélisation des phénomènes en phase solide avec le code de calcul Fire Dynamics Simulator (FDS) permet de tenir compte du transfert mono-dimensionnel de la chaleur et des réactions thermo-oxydatives. Les équations alors mises en jeu et présentées dans le chapitre 1, sont les suivantes :

- Modèle de transfert thermique :

$$\rho_s c_{p_s} \frac{\partial T_s}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left( \lambda_s \frac{\partial T_s}{\partial x} \right) - \rho_{0,s} \sum_{\alpha=1}^{N_m} \sum_{\beta=1}^{N_{r,\alpha}} \dot{\omega}_{\alpha\beta}(x) \Delta H_{\omega,\alpha\beta} \quad \text{Équation 2-1}$$

- Modèle cinétique :

$$\dot{\omega} = A e^{-\frac{E}{RT}} Y_s^n Y_{O_2}^m \quad \text{Équation 2-2}$$

L'étude de l'échauffement et de la décomposition thermique des matériaux solides demande alors une caractérisation des paramètres suivants, qui apparaissent nécessaires dans les Équation 2-1 et Équation 2-2 :  $\rho$ ,  $c_p$ ,  $\lambda$ ,  $H$ ,  $A$ ,  $E$ ,  $n$ ,  $m$ ,  $N_m$  et  $N_r$ .

L'objectif de ce chapitre est d'extraire, à partir d'essais expérimentaux, ces propriétés. Pour cela, l'analyse thermogravimétrique (ATG) et la calorimétrie à balayage différentiel (DSC) font partie des techniques les plus fréquemment utilisées (Moldoveanu 2005).

Le principal avantage de ces techniques est de minimiser les phénomènes de transport de chaleur et de masse à l'intérieur de l'échantillon et de négliger l'influence de la phase gazeuse, afin d'extraire des propriétés cinétiques et thermodynamiques intrinsèques au matériau. Pour tendre au maximum vers un processus 0D (absence de gradients thermiques et massiques), il convient d'utiliser des échantillons de petite taille (de l'ordre de 3-10 mg) et des vitesses de chauffage relativement lentes et stables (de l'ordre de 3-30 °C.min<sup>-1</sup>) (Menczel et Prime 2009).

Tenant compte de ces hypothèses, l'Équation 2-1 devient :

$$\rho_s c_{p_s} \frac{\partial T_s}{\partial t} = -\rho_{0,s} \sum_{\alpha=1}^{N_m} \sum_{\beta=1}^{N_{r,\alpha}} \dot{\omega}_{\alpha\beta}(x) \Delta H_{\omega,\alpha\beta} \quad \text{Équation 2-3}$$

L'évolution de la température de l'échantillon ne dépend alors plus que de sa capacité à s'échauffer et des chaleurs de réactions qui prennent place, simplifiant largement l'analyse et permettant l'extraction des propriétés.

Dans le cas du bois, les études sur la caractérisation des propriétés cinétiques et thermiques sont nombreuses et variées (Moghtaderi 2006; Di Blasi 2008; Sinha et al. 2000; Fateh et al. 2013; Batiot 2014). Toutefois, elles présentent une grande dispersion de résultats, généralement attribuée aux conditions opératoires et à la nature du bois étudié. Ainsi, nous avons fait le choix au cours de nos travaux de réaliser une nouvelle analyse des processus thermiques et chimiques propre au bois étudié.

La première partie de ce chapitre est consacrée à l'analyse thermogravimétrique. Elle permet d'identifier et de définir un mécanisme réactionnel associé à la décomposition thermique du bois étudié. L'optimisation des paramètres cinétiques (Loi d'Arrhenius) de chacune des réactions est également présentée. Cette section va ainsi permettre d'identifier les paramètres suivant :  $A$ ,  $E$ ,  $n$ ,  $m$ ,  $N_m$  et  $N_r$ .

La seconde partie de ce chapitre concerne l'analyse du flux de chaleur au niveau du matériau étudié, en caractérisant la chaleur sensible et les enthalpies de réaction. Les paramètres identifiés sont  $c_p$  et  $H$ .

Enfin, la dernière partie traite de la caractérisation de la conductivité thermique du bois à l'aide de la méthode du fil chaud.

## I. Analyse thermogravimétrique (ATG)

L'objectif de cette étape est de définir un mécanisme réactionnel relativement simple (quelques réactions) ainsi que les paramètres cinétiques associés, afin de modéliser à plus grande échelle la décomposition thermique et la combustion du bois.

L'analyse thermogravimétrique est une technique expérimentale dans laquelle la masse d'un matériau est mesurée en fonction de sa température ou du temps. La température du matériau peut être constante ou évoluer dans le temps selon une rampe prédéfinie.

L'établissement du mécanisme réactionnel de décomposition thermique a pour objectif de représenter la cinétique d'évolution de la masse au cours des essais ATG. Les paramètres cinétiques associés à chacune des réactions alors identifiées dans ce mécanisme sont ensuite obtenus à l'aide d'une méthode inverse d'optimisation de type essaim de particules (Clerc 2010). Cette méthode a été comparée à d'autres approches et apparaît plus performante, avec un temps d'optimisation relativement court (Elbeltagi et al. 2005).

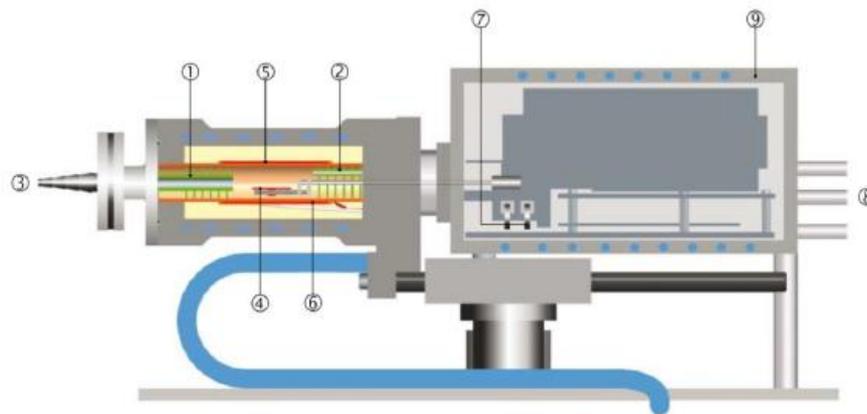
### 1. Dispositifs expérimentaux et procédure expérimentale

Au cours de ces travaux, les essais sont réalisés avec un appareil Mettler-Toledo type TGA/DSC 1 équipé d'un four LF 1100 et d'une balance MX1, dont les caractéristiques sont présentées dans le tableau ci-dessous (Mettler Toledo 2014) :

<hr/>	
Données sur le contrôle de la température	
Plage de température	Ambiant à 1 100°C
Précision de la mesure	± 0,3°C
Reproductibilité de la mesure	± 0,2°C
Résolution de la température du four	0,001°C
Vitesse de chauffage	Jusqu'à 150°C.min <sup>-1</sup>
Volume max du creuset	900 µL
<hr/>	
Données sur la balance	
Résolution	1 µg
Reproductibilité	± 10 µg
<hr/>	

Tableau 2-1 : Caractéristiques de l'appareil TGA/DSC 1 utilisé (Mettler Toledo 2014)

Les débits d'injection pour le gaz vecteur et le gaz protecteur de la balance sont respectivement de 80 et 20ml.min<sup>-1</sup> et correspondent aux préconisations du fabricant. La Figure 2-1 présente un schéma du four et de la balance de précision. Les échantillons sont placés dans un creuset en alumine d'une contenance de 70 µL (diamètre intérieur 5 mm et une hauteur de 4,7 mm) posé sur le bras de balance à l'emplacement numéro 4.



- |                                 |   |
|---------------------------------|---|
| 1 – Réflecteurs                 | 6 – Capteur de température four                   |
| 2 – Capillaire pour gaz réactif | 7 – Poids d’ajustage annulaires                   |
| 3 – Sortie de gaz               | 8 – Raccord pour gaz de protection et de balayage |
| 4 – Capteurs de température     | 9 – Boîtier thermostabilisé de la balance         |
| 5 – Résistance chauffante       |   |

Figure 2-1 : Constituants de la TGA/DSC utilisé (Mettler Toledo 2014)

Les échantillons sont préparés à l’aide d’un traitement mécanique permettant d’extraire des pastilles d’un diamètre proche de celui du creuset ( $4 \pm 1$  mm de diamètre). Afin de limiter au maximum le gradient de température et d’espèce dans le matériau, l’épaisseur moyenne des échantillons est d’environ 0,5 mm. Les échantillons présentent une masse de  $10 \pm 2$  mg. Cette géométrie permet de conserver la structure mécanique du matériau, à l’instar d’une préparation en poudre ou en copeaux, qui, de par leur taille, pourrait fragmenter les grosses molécules et affecter la décomposition. De plus, elle permet d’obtenir une surface de contact entre l’échantillon et le creuset la plus grande et la plus parfaite possible (surface lisse, suppression des impuretés, ponçage, etc.), limitant le gradient de température au niveau de la surface de contact entre l’échantillon et le creuset.

Afin d’éviter les dispersions de mesures, les échantillons de bois sont conditionnés au minimum 48 heures avant les essais dans une enceinte climatique à  $50 \pm 5$  % d’humidité relative et à  $23 \pm 2^\circ\text{C}$  (ISO 554:1976 1976). De ce fait, l’humidité relative des échantillons lors des essais est d’environ 10 % (Forest Products Laboratory 2010).

La température initiale de chaque essai est fixée à  $30^\circ\text{C}$  (température supérieure à la température ambiante, facilitant le démarrage du test) avec une isotherme pendant 5 minutes permettant de garantir un équilibre thermique dans le four avant chaque essai. La température de fin de test est fixée à  $900^\circ\text{C}$ , ce qui permet de balayer l’ensemble de la plage de températures de décomposition thermique du bois, comme observé dans la littérature (Di Blasi 2008). Le choix de la vitesse de chauffage est primordial. Une vitesse de chauffage très lente permettra d’obtenir une température homogène dans tout le four et assurera un gradient thermique négligeable dans le matériau. A l’inverse, des vitesses de chauffage élevées favoriseront des gradients de température au sein du four et dans le matériau, engendrant des erreurs dans la caractérisation des propriétés cinétiques (Witkowski et al. 2016). Torero préconise l’utilisation de vitesses de chauffage inférieures à  $20^\circ\text{C}\cdot\text{min}^{-1}$  afin de prévenir des gradients de température et de masse dans l’échantillon (Torero 2008).

Nous avons alors retenu une vitesse de chauffage de  $5^\circ\text{C}\cdot\text{min}^{-1}$ . Le modèle de décomposition défini à cette vitesse sera ensuite évalué à des vitesses de chauffage plus élevées, par comparaison aux valeurs expérimentales (10 et  $20^\circ\text{C}\cdot\text{min}^{-1}$ ).

L'influence de l'oxygène sur le processus de décomposition thermique n'est pas toujours prise en compte dans la décomposition aux échelles supérieures (Zeinali et al. 2019). Certains auteurs admettent que la vitesse de dégagement de gaz de pyrolyse ainsi que leur combustion à la surface du matériau empêchent l'oxygène de pénétrer dans l'échantillon (Hirschler et al. 2008; Bartlett et al. 2019). Toutefois, lors de nos travaux, les essais aux échelles supérieures ont montré une oxydation en surface. De ce fait, au cours de cette étude, les essais sont réalisés sous atmosphère inerte et sous air. Chaque condition d'essai est répétée trois fois afin de s'assurer de la répétabilité des résultats. Avant le début de chaque test, une courbe à blanc est réalisée afin d'éliminer les perturbations venant de la réponse thermique du dispositif.

Les conditions opératoires à cette échelle ne sont pas représentatives de toutes les conditions réelles d'un incendie (vitesse de chauffage, processus OD, etc.). Le mécanisme développé fait ainsi l'hypothèse de ne pas être impacté par la vitesse de chauffage ainsi que par les gradients de pressions dans le matériau qui pourraient générer des temps de résidence des espèces différents, pouvant impacter le mécanisme de décomposition thermique (Anca-Couce 2016).

## 2. Analyse des résultats

Les précédents travaux de Batiot (Batiot 2014) montrent que la moyenne de plusieurs essais modifie l'allure des courbes et donc la cinétique de décomposition thermique. De ce fait, notre travail repose sur une seule courbe représentative (cas de référence) plutôt que sur une moyenne de plusieurs courbes.

La Figure 2-2 présente l'évolution de la masse et de la vitesse de perte de masse normalisées par la masse initiale de l'échantillon en fonction de la température de l'échantillon pour les deux atmosphères étudiées, à  $5^{\circ}\text{C}\cdot\text{min}^{-1}$ . Les courbes correspondent au cas de référence dans chacune des atmosphères, ainsi que les valeurs maximales et minimales obtenues par répétabilité.

Sous atmosphère inerte, après l'évaporation de l'eau, nous observons un ensemble de réactions concomitantes qui correspondent aux températures de décomposition thermique de l'hémicellulose, de la cellulose et de la lignine, générant des espèces volatiles et un résidu charbonneux d'environ 18,5% de la masse initiale de l'échantillon, en accord avec la littérature (Hosoya et al. 2007; Su et al. 2012). Le résidu obtenu sur les trois essais sous atmosphère inerte est compris entre 17,5 et 19,7 % de la masse totale, traduisant ainsi la bonne répétabilité des essais. Ceci d'autant plus que l'écart type maximal pour la vitesse de perte de masse, repéré au niveau du pic de décomposition à environ  $350^{\circ}\text{C}$ , est égal à  $5,96\cdot 10^{-5}\text{ s}^{-1}$ .

Trois principales plages de température de décomposition sont observées :

- De  $250$  à  $320^{\circ}\text{C}$ , correspondant principalement à la décomposition primaire de l'hémicellulose (Yang et al. 2007). Les produits générés sont du goudron, des gaz (principalement du dihydrogène, du monoxyde de carbone, du dioxyde de carbone, des hydrocarbures et des composés azotés) et du char (Rath et Staudinger 2001).
- De  $320$  à  $370^{\circ}\text{C}$ , correspondant principalement aux réactions primaires de décomposition de la cellulose, ainsi qu'aux réactions secondaires des goudrons issus des réactions primaires (Anca-Couce 2016). Aux échelles macroscopiques (i.e. présence de transfert de chaleur et de masse dans l'échantillon), le temps de résidence de ces goudrons va conditionner la présence de réactions secondaires dans le matériau (Garcia et al. 1995) et impacter le taux de produits formés (Neves et al. 2011).

- De 370 à 550°C, correspondant surtout à la décomposition de la lignine (Yang et al. 2007). Ainsi, la plage de température correspondant à la décomposition thermique du bois est large et les réactions mises en jeu sont nombreuses, rendant la définition d'un mécanisme complet difficile.

La Figure 2-2 présente également les résultats concernant la décomposition thermique du bois sous air. Les phénomènes d'oxydation ont lieu de manière concomitante avec la pyrolyse, complexifiant l'étude de la décomposition. Après l'évaporation de l'eau, trois phases sont identifiables pour la décomposition sous atmosphère oxydante :

- Un premier pic de 250 à 350°C correspondant à la décomposition des trois constituants majeurs (hémicellulose, cellulose et lignine) (Anca-Couce 2016). La courbe de vitesse de perte de masse sous atmosphère inerte montre une « épaule » liée à la décomposition de l'hémicellulose, tandis que celle-ci n'apparaît plus sous atmosphère oxydante en raison d'un chevauchement des pics de décomposition de la cellulose et de l'hémicellulose, produisant une vitesse de perte de masse maximale plus élevée. De ce fait, l'influence de l'oxygène sur le processus de décomposition thermique du bois est clairement visible : le pic de décomposition sous air survient plus tôt et la plage de décomposition est plus courte que dans le cas inerte.
- La seconde phase, de 350 à 400°C, s'accompagne d'une réorganisation moléculaire et conduit à la formation de char, de goudron et de produits volatils (Shen et al. 2009; Fagbemi et al. 2001)
- A partir de 400°C, le char est oxydé (Shen et al. 2009; Fagbemi et al. 2001).

La Figure 2-2 montre que la cinétique de décomposition du bois est accélérée en présence d'oxygène, laquelle engendre également une réaction supplémentaire correspondant à l'oxydation du char. La répétabilité des essais sous atmosphère oxydante est bonne, excepté au niveau du pic d'oxydation du char : l'écart type à cet endroit est de  $4.1.10^{-4} s^{-1}$ . Cela peut s'expliquer par le fait que, malgré l'utilisation de matériau très fin ainsi que des vitesses de chauffage lentes, un phénomène de diffusion d'oxygène apparaît.

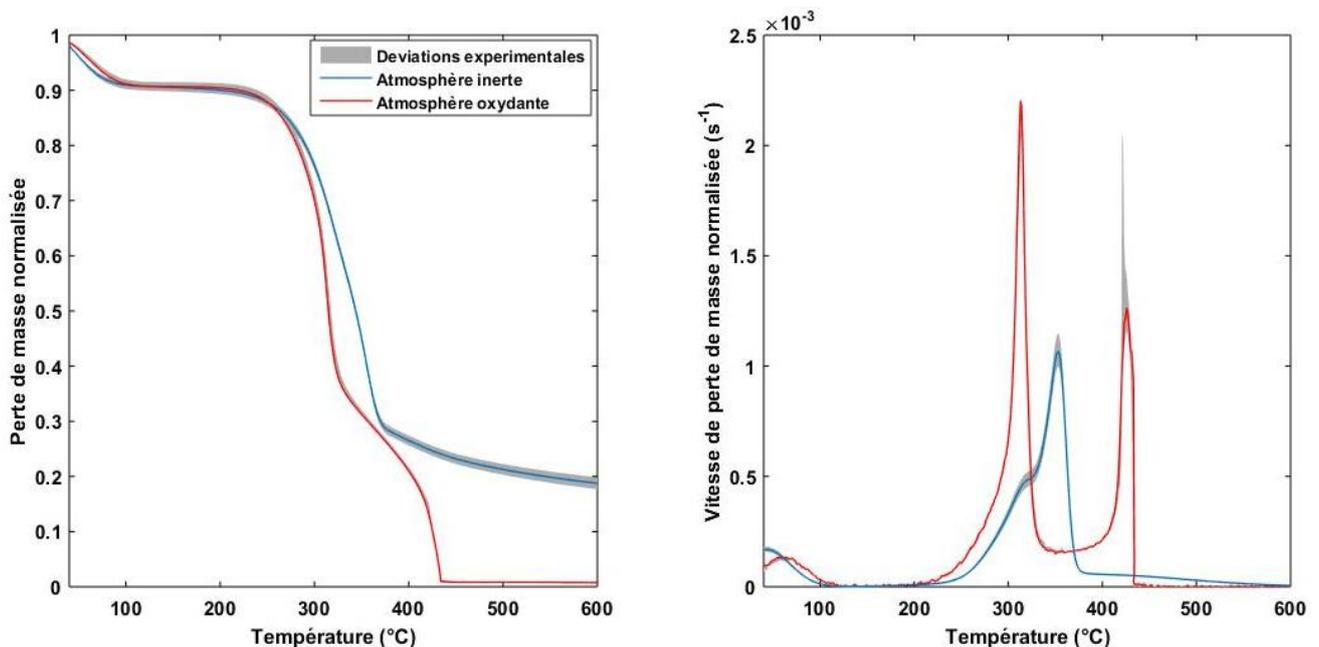


Figure 2-2 : Analyse thermogravimétrique de la décomposition du bois sous air et sous azote à  $5^{\circ}C.min^{-1}$

### 3. Modèle de décomposition thermique

#### 3.1. Mécanisme de décomposition thermique

Notons à ce stade, que la décomposition thermique du bois reste un processus complexe qui implique une centaine d'espèces (Di Blasi 2008; Yao et al. 2008; Poletto et al. 2010) et une série de réactions concurrentielles et consécutives. Cette décomposition thermique peut être décrite par des modèles plus ou moins détaillés, afin de reproduire toutes ou une partie des réactions observées. Cependant, ces modèles nécessitent alors un nombre de paramètres d'entrée tout aussi important que le degré de précision recherché et ils génèrent des temps de calcul prohibitifs. Le degré de complexité de ces modèles va ainsi dépendre de l'objectif de leur application.

Dans le contexte de l'ingénierie de la réaction au feu, un modèle global peut être envisagé. Il correspond à un bon compromis entre la précision des phénomènes qu'il permet de décrire, le nombre de données d'entrée nécessaire et la maîtrise des temps de calcul. L'objectif étant de capturer la perte de masse totale du solide, l'information quant à la perte de masse de chacun des constituants du matériau n'est pas essentielle. Ainsi, le modèle défini dans cette étude considère le bois dans son ensemble en suivant une approche LPA (Rogaume 2019). Il considère ainsi que chaque pic de vitesse de perte de masse observé peut être représenté par une réaction (globale). De ce fait, les réactions identifiées décrivent un mécanisme de décomposition semi-global formulé pour capturer les caractéristiques clés de la dynamique de perte de masse du bois. Dans cette approche, chaque réaction correspond à des dizaines de processus chimiques élémentaires se produisant dans la plage de températures correspondante (Sinha et al. 2000).

A partir des courbes de perte de masse présentées sur la Figure 2-2, nous pouvons identifier deux pics sous atmosphère inerte et trois sous air. Cinq réactions « globales » sont ainsi nécessaires pour décrire la décomposition thermique du bois étudié.

Le mécanisme proposé est résumé dans le Tableau 2-2. Il correspond notamment au modèle utilisé par (Lautenberger et Fernandez-Pello 2009).

Réaction	Type de réaction	Réactifs	Produits
1	Evaporation	$wet\ wood \xrightarrow{\omega_1}$	$v_1 dry\ wood + (1 - v_1) water\ vapor$
2	Pyrolyse	$dry\ wood \xrightarrow{\omega_2}$	$v_2 char + (1 - v_2) pyrolysate$
3	Oxydation	$dry\ wood + O_2 \xrightarrow{\omega_3}$	$v_3 char + (1 - v_3) pyrolysate$
4	Oxydation	$char + O_2 \xrightarrow{\omega_4}$	$v_4 ash + (1 - v_4) carbon\ monoxide$

Tableau 2-2 : Mécanisme réactionnel de décomposition thermique du bois étudié

La prise en compte de l'évaporation de l'eau est primordiale dans la modélisation de la décomposition thermique du bois. Aux échelles macroscopiques, l'eau libre commence à s'évaporer lorsque les températures à l'intérieur du matériau approchent 100°C. Une partie de la vapeur d'eau migre en surface et une autre en profondeur de l'échantillon (loin de la source de chaleur) puis se recondense (Mikkola 1991; Buchanan 2001; Grønli et Melaaen 2000). Cela augmente la teneur en humidité locale. Bien que les processus diffusifs ne soient pas pris en compte dans la phase solide, intégrer l'évaporation de l'eau dans le modèle est important puisque la chaleur latente de vaporisation de l'eau est extrêmement endothermique et influence l'échauffement du matériau (Reszka 2008).

Sous atmosphère inerte, la décomposition du bois sec selon le mécanisme proposé se fait au travers d'une seule réaction. Sous atmosphère oxydante, le mécanisme tient compte de la concomitance des réactions d'oxydation et de pyrolyse et décrit l'oxydation du bois et du charbon. Il est supposé que cette dernière réaction produit principalement du monoxyde de carbone (Koppmann et al. 2005).

### 3.2. Détermination des paramètres cinétiques

La perte de masse de chaque espèce  $\alpha$  est exprimée comme la différence entre la vitesse de production de l'espèce  $\alpha$  et sa vitesse de consommation. Pour le modèle défini précédemment, la perte de masse totale de solide correspond à la somme des M masses des différentes espèces  $\alpha$ , subissant N réactions s'écrit comme :

$$\frac{d}{dt} Y_{tot} = \sum_{\alpha=1}^M \frac{d}{dt} Y_{\alpha} \quad \text{Équation 2-4}$$

$$\frac{d}{dt} Y_{\alpha} = \sum_{\alpha=1}^M \left[ \sum_{\gamma \in H_{\alpha}} \nu_{\alpha\gamma} \dot{\omega}_{\gamma} - \sum_{\gamma \in G_{\alpha}} \dot{\omega}_{\gamma} \right] \quad \text{Équation 2-5}$$

Avec  $H_{\alpha}$  et  $G_{\alpha}$  respectivement les réactions impliquant la production de  $\alpha$ , et les réactions impliquant la consommation de  $\alpha$ . Pour chaque réaction du mécanisme réactionnel, les paramètres cinétiques sont inconnus. Ils sont alors optimisés par comparaison avec les pertes de masse normalisées présentées en Figure 2-2, à l'aide d'une méthode inverse basée sur un algorithme par essaim de particules (Clerc 2010; Elbeltagi et al. 2005), tel qu'utilisé par Batiot (Batiot 2014).

Le Tableau 2-3 recense les paramètres cinétiques optimisés associés à chaque réaction du mécanisme de décomposition proposé. Les valeurs indiquées en gras correspondent aux paramètres issus de Lautenberger et Fernandez-Pello (Lautenberger et Fernandez-Pello 2009). Leurs données ont été obtenues sur une espèce de pin (pin blanc) de densité proche 400 kg.m<sup>-3</sup> (la densité du bois étudié dans cette thèse est d'environ 447 kg.m<sup>-3</sup>). Les écarts observés sur certains paramètres montrent la nécessité d'extraire les paramètres sur son propre matériau plutôt que d'utiliser des valeurs issues de la littérature. Les conditions expérimentales, la méthode par laquelle les paramètres sont extraits, ou encore l'essence du bois sont à l'origine des écarts observés.

Réaction	Réactif	Produits (solide)	Produits (gaz)	A (s-1)	E (kJ.kmol-1)	n	n <sub>O2</sub>	ν
1	Wet Wood	Dry Wood	Vapeur d'eau	4,06.10 <sup>8</sup>	6,65.10 <sup>4</sup>	2,80	0,00	0,90
				<b>4,29.10<sup>3</sup></b>	<b>4,38.10<sup>4</sup></b>	<b>0,99</b>	<b>0,00</b>	<b>0,95</b>
2	Dry Wood	Char	Pyrolysate	1,59.10 <sup>9</sup>	1,37.10 <sup>5</sup>	0,95	0,00	0,18
				<b>3,29.10<sup>9</sup></b>	<b>1,35.10<sup>5</sup></b>	<b>4,78</b>	<b>0,00</b>	<b>0,20</b>
3	Dry Wood	Char	Pyrolysate	3,30.10 <sup>25</sup>	3,00.10 <sup>5</sup>	1,20	1,00	0,30
				<b>6,00.10<sup>9</sup></b>	<b>1,24.10<sup>5</sup></b>	<b>4,99</b>	<b>1,16</b>	<b>0,20</b>
4	Char	Ash	CO2	1,86.10 <sup>27</sup>	3,90.10 <sup>5</sup>	0,50	1,00	0,00
				<b>9,79.10<sup>13</sup></b>	<b>1,92.10<sup>5</sup></b>	<b>1,86</b>	<b>1,04</b>	<b>0,08</b>

Tableau 2-3 : Paramètres cinétiques associés au mécanisme de décomposition thermique (Approche LPA) – Comparaison avec les valeurs de la littérature (Lautenberger et Fernandez-Pello 2009)

La Figure 2-3 illustre les évolutions expérimentales et numériques de la vitesse de perte de masse sous atmosphères inerte et oxydante, à  $5^{\circ}\text{C}\cdot\text{min}^{-1}$ . Le modèle permet de reproduire la vitesse de perte de masse pour les deux atmosphères étudiées.

Des essais ATG ont également été réalisés à  $10$  et  $20^{\circ}\text{C}\cdot\text{min}^{-1}$  et les paramètres cinétiques obtenus à  $5^{\circ}\text{C}\cdot\text{min}^{-1}$  ont été testés sur ces vitesses de chauffage. Les résultats sont présentés sur la Figure 2-4. La bonne prédiction obtenue montre la validité du mécanisme réactionnel développé et des paramètres cinétiques calculés.

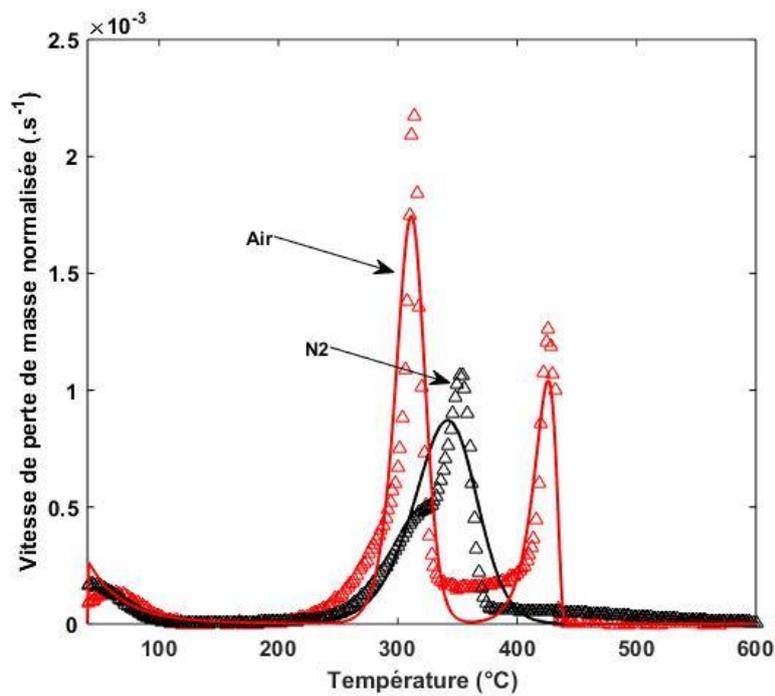


Figure 2-3 : Evolution expérimentale et numérique de la vitesse de perte de masse sous atmosphère inerte et sous air à  $5^{\circ}\text{C}\cdot\text{min}^{-1}$ .

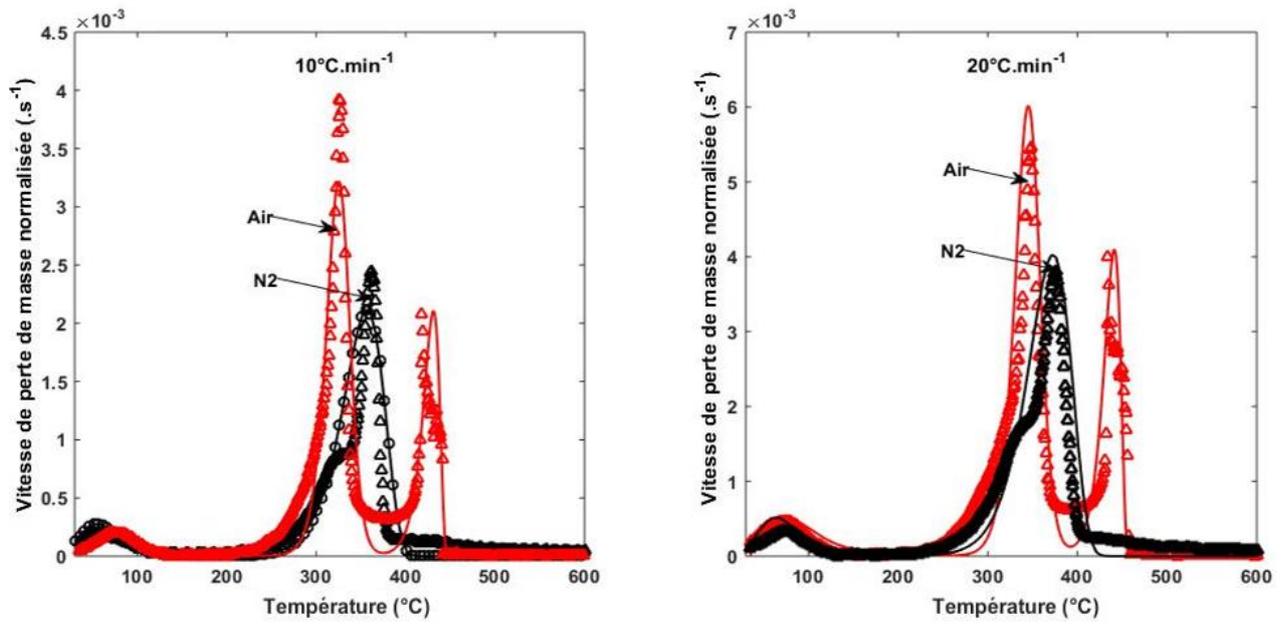


Figure 2-4 : Evolution expérimentale et numérique de la vitesse de perte de masse sous atmosphère inerte et sous air à 10°C.min<sup>-1</sup> et 20°C.min<sup>-1</sup>.

Le modèle peut ainsi être exploité aux échelles supérieures pour simuler la décomposition thermique du bois étudié.

## II. Analyse thermodynamique

Le modèle cinétique ayant été identifié, il convient à présent de caractériser le modèle de transfert thermique. La bonne caractérisation des propriétés associées à ce modèle est essentielle, d'autant plus que le modèle cinétique dépend de la température locale dans le solide. L'objectif est d'obtenir des propriétés intrinsèques au matériau et ne dépendant pas d'une configuration (comme c'est le cas lorsqu'on évalue ces propriétés par méthodes inverses) basées sur des essais à plus grande échelle. Ce genre de méthode peut conduire à des valeurs aberrantes, ne permettant pas de prédire le comportement du matériau lorsque l'échelle de travail augmente à nouveau (Meunders et al. 2014). Cette section est dédiée à la caractérisation des capacités thermiques et des chaleurs de réaction.

La calorimétrie différentielle à balayage (DSC) est une technique couramment utilisée pour mesurer les capacités calorifiques et les chaleurs de réaction des polymères (Menczel et Prime 2009). Elle repose sur les mêmes hypothèses que dans le cas de l'ATG. Le principe repose sur la différence de température relevée entre l'échantillon et une référence. Cette différence de température est liée à l'inertie du matériau, dépendant de sa capacité thermique et des réactions qu'il subit (endothermique ou exothermique).

La mesure des chaleurs de décomposition est une tâche difficile en raison des instabilités générées par les produits volatils (Stoliarov et Walters 2008). De plus, la chaleur sensible ainsi que les chaleurs de réaction contribuent simultanément au flux de chaleur mesuré lorsque la température du matériau augmente et il est ainsi difficile de les dissocier. De nombreuses études ont été menées pour réaliser ces mesures (Beall et Eickner 1970; Rath et al. 2003; Lee et al. 1977; Roberts et Clough 1963; Tang et Neill 1964). La technique présentée dans cette section est comparable à l'approche suivie par (Rath et al. 2003). Elle utilise la perte de masse obtenue lors des essais ATG pour générer une ligne de base de chaleur sensible dans la zone de réaction du matériau, afin de permettre de dissocier la capacité thermique du matériau et la chaleur de réaction.

### 1. Dispositifs expérimentaux et procédure expérimentale

L'analyseur utilisé correspond à l'ATG/DSC décrit précédemment dans ce chapitre. Contrairement à la mesure de perte de masse, pour le flux de chaleur, la mesure couplée ATG-DSC nécessite un traitement important. Tout d'abord, la calibration est couteuse en temps et doit se faire dans les mêmes conditions que les essais. Plusieurs essais successifs sur un même échantillon sont ensuite nécessaires, afin d'obtenir un résidu non réactif à la fin de la première agression thermique, puis la capacité thermique de ce résidu inerte à la seconde agression.

#### 1.1. Calibration

Afin d'assurer une meilleure qualité de mesure, la calibration de l'appareil (température et sensibilité) doit se faire selon les mêmes conditions que les essais. Le type de creuset pouvant avoir un impact significatif sur la qualité des résultats, son choix est important. Nous avons alors utilisé des creusets en platine d'un volume de 150  $\mu$ L pour un diamètre de 6 mm, car :

- Ils permettent de maximiser la surface de contact avec les capteurs et d'améliorer considérablement la sensibilité des mesures.

- Ils présentent une masse relativement faible et améliorent la résolution.
- La conductivité thermique du platine assure un bon transfert de chaleur entre l'échantillon et les capteurs.

Un couvercle percé de 0,25 mm de diamètre est placé sur le creuset de référence et sur celui du matériau, permettant de favoriser les réactions secondaires (Anca-Couce 2016) et de se rapprocher des conditions réelles. En effet, en l'absence de couvercle, le gaz vecteur de l'appareil favorise l'évacuation des gaz issues des réactions primaires et réduit l'impact des réactions secondaires (Gomez et al. 2009). La présence d'un couvercle percé représente une résistance à l'écoulement des gaz des réactions primaires et peut entraîner des processus exothermiques en raison de l'augmentation des réactions de formation de charbon secondaire (Rath et al. 2003).

La calibration utilise le point de fusion et la chaleur de fusion, bien connus des matériaux purs. Les matériaux utilisés pour l'étalonnage sont ainsi l'Indium, le Zinc, l'Aluminium et l'Or, dont les températures de fusion sont respectivement de 156,6°C, 419,5°C, 660,3°C et 1 064,0°C. Pour cette calibration, la vitesse de chauffage est fixée à 10°C.min<sup>-1</sup> et la température varie entre 30 à 1100°C sous azote pur. La vitesse de chauffage assure une température d'échantillon uniforme (Lyon et al. 2012). Une isotherme à 30°C est réalisée pendant 10 minutes avant chaque expérimentation afin de s'assurer que le four ne contient pas d'air.

## 1.2. Procédure expérimentale

Les échantillons sont préparés de la même façon que lors des essais de mesure de perte de masse : un traitement mécanique permet d'obtenir des disques de 5,5 mm de diamètre, ils sont ensuite coupés pour avoir une épaisseur d'environ 0,5 mm. La masse est de  $13 \pm 2$  mg. Avant chaque essai, les échantillons sont placés pendant plusieurs heures dans une étuve à 120°C afin d'évaporer l'eau libre.

Au cours des essais, la vitesse de chauffage est fixée à 10°C.min<sup>-1</sup> et la température du four varie entre 30 et 600°C, permettant à la fois de limiter au maximum les gradients thermique et massique dans le matériau, et de couvrir l'ensemble de la zone de décomposition observée précédemment. Une isotherme de 10 min à 30°C est réalisée avant chaque essai.

Au total, 5 mesures de flux de chaleur sont réalisées sur le bois et le résidu. Pour chaque mesure, la ligne de base de l'appareil est caractérisée. Celle-ci correspond aux écarts de l'appareil par rapport à la température ainsi qu'à la contribution des creusets et des couvercles.

Une fois la ligne de base réalisée, une mesure de flux sur un échantillon de saphir est faite. La mesure sur le saphir permet de définir un coefficient de correction qu'il faut ensuite appliquer sur le flux mesuré des échantillons de bois et de résidus afin d'améliorer la qualité des résultats. Le saphir est un matériau pur et très stable, ne présentant aucune réaction dans la gamme de température utilisée. De ce fait, le flux mesuré correspond directement à la capacité thermique du matériau. Le coefficient de correction est défini comme le quotient de la capacité thermique mesurée par la valeur issue de la littérature, laquelle est bien caractérisée dans la littérature (Ditmars et al. 1982). L'application du coefficient de correction permet d'assurer une meilleure qualité de résultat.

Une fois la ligne de base et le flux du saphir réalisés, l'échantillon de bois est placé dans le creuset et va subir un premier chauffage, jusqu'à une température de 600°C. Le four est de nouveau refroidi à température ambiante à l'aide du gaz vecteur avant de réaliser un second chauffage sur le résidu inerte obtenu, permettant de caractériser la capacité thermique de ce dernier.

Durant cette campagne, il a été observé que les lignes de base différaient les unes des autres selon les essais. Ces écarts sont principalement attribués à la position du creuset échantillon au sein du four, qui diffère d'un test à un autre puisque celui-ci nécessite d'être retiré du four afin de placer l'échantillon. Les contacts entre le creuset et les capteurs sont ainsi différents d'un essai à un autre, ce qui modifie la contribution du creuset au flux de chaleur mesuré par l'appareil. Afin de minimiser cet impact, pour le post traitement, il a été décidé d'utiliser une valeur de coefficient de correction correspondant à la moyenne de 5 coefficients de correction préalablement obtenus.

Le flux de chaleur mesuré par l'appareil est exprimé en mW, il est divisé par la vitesse de chauffage et la masse initiale de l'échantillon pour le convertir en unités de capacité thermique, soit  $J.g^{-1}.K^{-1}$ .

## 2. Analyse des résultats

### 2.1. Perte de masse

La Figure 2-5 présente la perte de masse ainsi que la vitesse de perte de masse du bois sec. L'évolution de la perte de masse est utilisée afin de définir une fonction de conversion nécessaire à l'analyse du flux de chaleur.

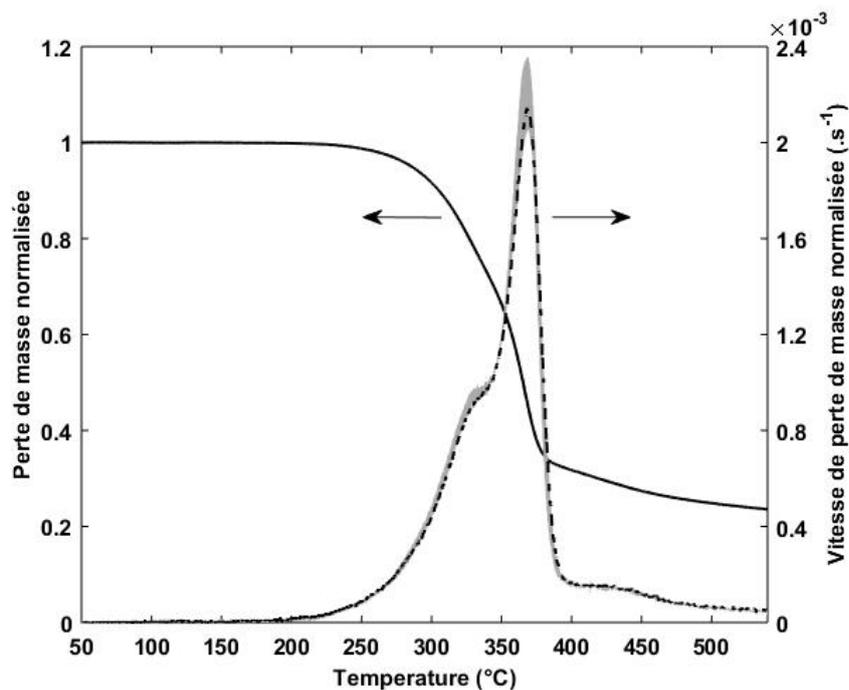


Figure 2-5 : Perte de masse et vitesse de perte de masse normalisées du bois sec à  $10C.min^{-1}$  sous azote

La fonction de conversion est définie comme :

$$X(T) = \frac{m_0 - m(T)}{m_0 - m_{end}} \quad \text{Équation 2-6}$$

Avec  $m_0$  la masse initiale,  $m(T)$  la masse à la température T et  $m_{end}$  la masse du résidu obtenu.

## 2.2. Flux de chaleur

La Figure 2-6 présente les flux de chaleur mesurés et normalisés par la vitesse de chauffage et par la masse initiale du bois sec étudié. Pour le bois sec, une évolution linéaire est observée de 30 à 220°C. Sur la Figure 2-5, nous n'observons pas de réaction de perte de masse entre 30 à 220°C. Par conséquent, nous ferons l'hypothèse que l'évolution de la courbe du flux de chaleur entre 30 à 220°C correspond uniquement à la contribution de la chaleur sensible, c'est-à-dire à la capacité calorifique du matériau. Une régression linéaire est réalisée dans cette zone afin d'extraire la capacité thermique du bois. La zone au-delà de 500°C présente également une évolution linéaire, celle-ci est attribuée principalement à la contribution de la chaleur sensible du char, puisque le matériau a presque totalement réagi et ainsi les chaleurs de réaction et la chaleur sensible du bois sont négligeables.

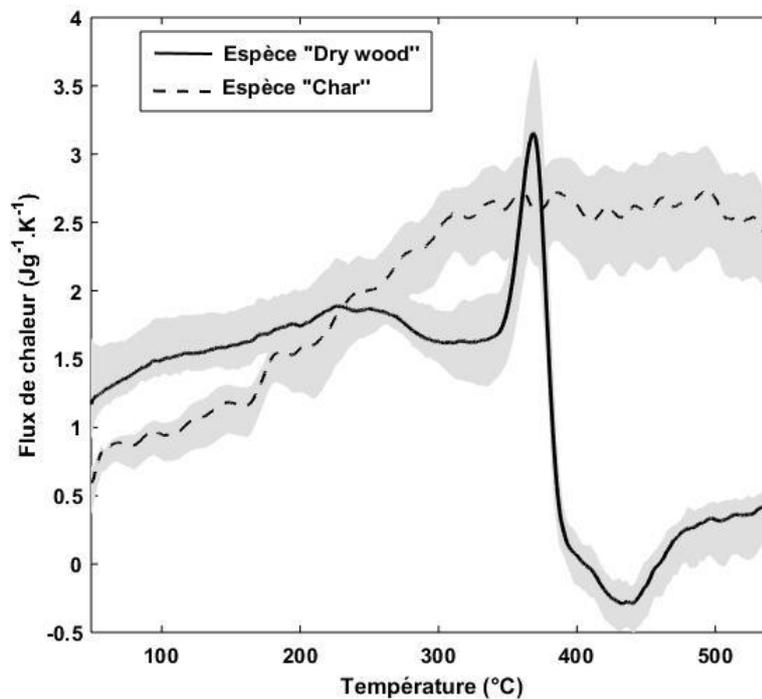


Figure 2-6 : Flux de chaleur normalisé du bois sec et du char à 10°C.min<sup>-1</sup> sous azote

Concernant le flux obtenu pour le char, l'évolution n'est pas parfaitement linéaire. De la lignine n'ayant pas réagi lors de la première agression, ou un phénomène de cristallisation des atomes de carbone pourraient expliquer ce comportement (Cobb 1944; Hadzi 1953; Bolton et al. 1942). Cependant, la valeur ainsi mesurée représente la contribution de la chaleur sensible du matériau. Les capacités thermiques alors obtenues par régression linéaire sont les suivantes :

$$C_{p_{\text{bois}}} = 1,16 + 3,05 \cdot 10^{-3} \cdot T \text{ (J. g}^{-1} \cdot \text{°C}^{-1}\text{)}. \quad \text{Équation 2-7}$$

$$C_{p_{\text{char}}} = 0,47 + 2,1 \cdot 10^{-3} \cdot T \text{ (J. g}^{-1} \cdot \text{°C}^{-1}\text{)}. \quad \text{Équation 2-8}$$

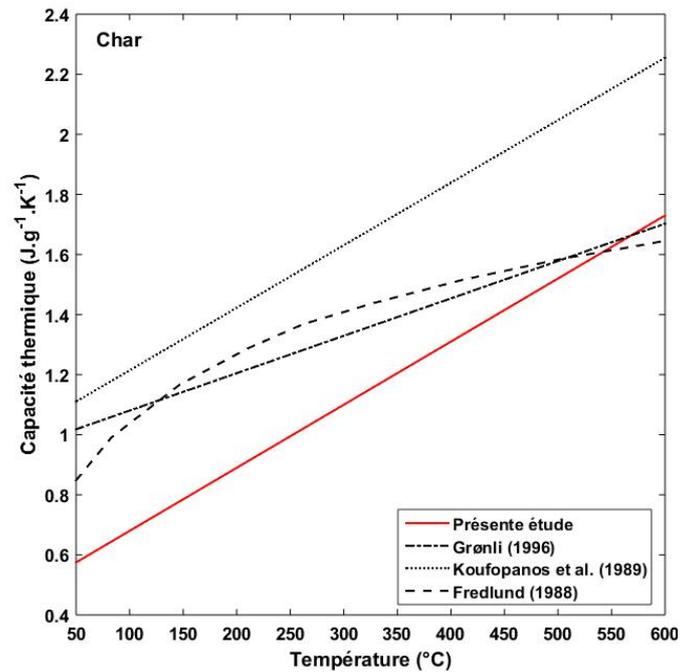
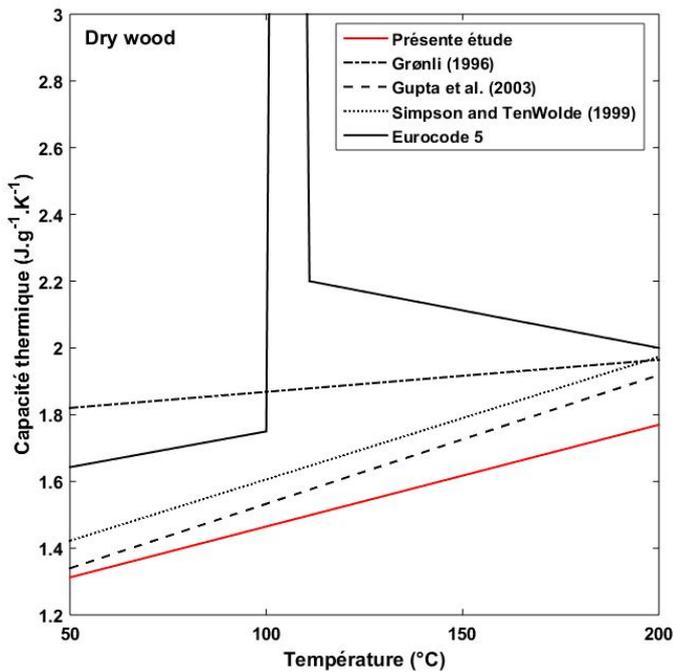


Figure 2-7 : Capacités thermiques du bois et du char évaluées dans cette étude et selon la littérature (Fredlund 1988; Groenli 1996; Koufopoulos et al. 1989; Simpson et TenWolde 1999; Gupta et al. 2003; EN 1995-1-2 Eurocode 5 2005).

La Figure 2-7 compare les capacités thermiques mesurées avec des valeurs issues de la littérature (Fredlund 1988; Groenli 1996; Koufopoulos et al. 1989; Simpson et TenWolde 1999; Gupta et al. 2003). Bien que les capacités thermiques soient comparables, des écarts existent et reflètent l'influence des conditions expérimentales ainsi que l'essence du bois utilisé. A noter que pour l'Eurocode 5 (EN 1995-1-2 Eurocode 5 2005), l'endothermicité liée à l'évaporation de l'eau dans le matériau est prise en compte à travers la capacité thermique, et notamment le pic apparaissant autour de 100°C.

Sur la Figure 2-6, les zones ne présentant pas de dépendance linéaire avec la température sont associées aux zones de réactions. Les zones observées correspondent à celles de décomposition thermique du bois, décrites sur la Figure 2-5 :

- La première, observée de 220°C à 330°C, est exothermique et correspond majoritairement à la contribution de l'hémicellulose. Plusieurs études ont tenté de mesurer la chaleur de réaction de l'hémicellulose. Les valeurs alors obtenues présentent une grande disparité et peuvent être exothermique ou endothermique (Branca et Di Blasi 2016; Rinta-Paavola et Hostikka 2019).
- La seconde zone, observée entre 330°C et 380°C, est endothermique et représente principalement la contribution de la cellulose (Branca et Di Blasi 2016; Rinta-Paavola et Hostikka 2019).
- Enfin, la dernière zone, après 380°C, est exothermique et représente la décomposition de la lignine (Beal 1971).

Ainsi deux zones exothermiques et une zone endothermique sont observées, en accord avec les résultats de (Yang et al. 2007) et (Beal 1971).

(Ball et al.) ont montré que les processus engendrant la formation de char sous azote sont très exothermiques, alors que la dévolatilisation est quant à elle un processus endothermique. Cela suppose que l'hémicellulose et la lignine engendrent des réactions formant du char, tandis que la cellulose va principalement former des composés volatils (Yang et al. 2007). En effet, ces auteurs

montrent que l'hémicellulose présente un résidu d'environ 20% de la masse initiale à 900°C. La cellulose ne laisse aucun résidu, tandis que le résidu de lignine est d'environ 45,7%. Ainsi, le processus de carbonisation est principalement dû à la décomposition de l'hémicellulose et à de la lignine, engendrant des réactions exothermiques. Cela est d'autant plus vrai lorsque des réactions secondaires sont présentes, ce qui tend à favoriser la formation de char (Anca-Couce 2016).

La deuxième étape de l'analyse consiste à calculer la ligne de base des flux de chaleur sensible, afin de dissocier ceux-ci des chaleurs de réaction (Rath et al. 2003). La ligne de base correspond à la contribution de la capacité thermique de l'échantillon (bois + char). Elle utilise la fonction de conversion préalablement définie et est calculée comme suit :

$$H_{base}(T) = \left[ (1 - X(T))Cp_{wood} + X(T)Cp_{char} \frac{m_{end}}{m_0} \right] \quad \text{Équation 2-9}$$

Cette ligne de base est tracée avec le flux de chaleur DSC total sur la Figure 2-8. Elle correspond au flux mesuré avant la zone de décomposition, ainsi qu'à celui du résidu en fin de l'essai. Dans la zone de décomposition, les écarts entre les deux courbes correspondent aux chaleurs de réaction.

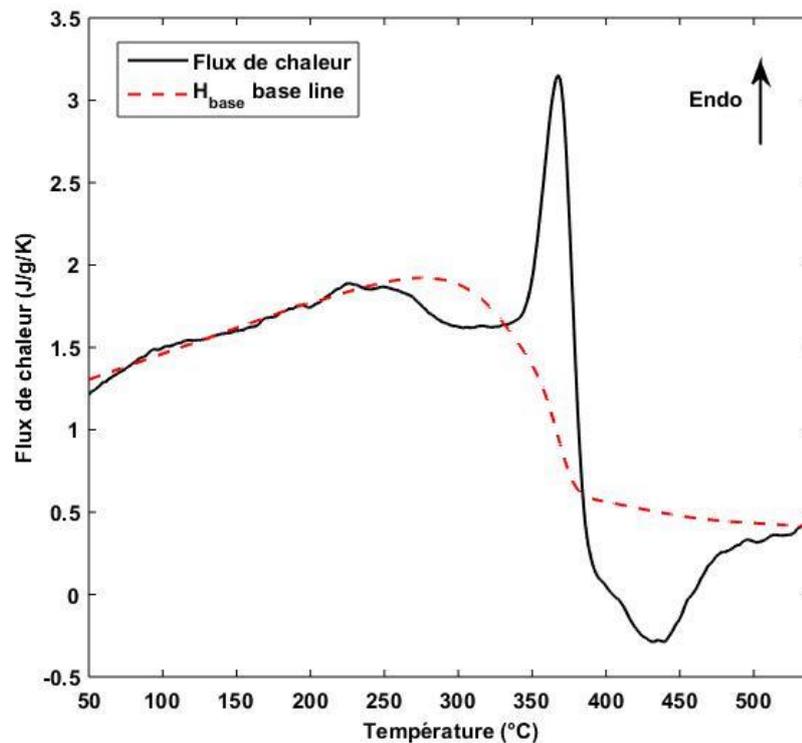


Figure 2-8 : Dissociation de la chaleur sensible et des chaleurs de réaction

La Figure 2-9 représente l'évolution du flux de chaleur  $Q_R$  induit par les réactions, obtenue en soustrayant la ligne de base  $H_{base}$  du flux de chaleur total. Elle présente également les bornes de température de chacune des trois zones de réactions ainsi que leur caractère endothermique ou exothermique. Les chaleurs de réaction correspondant à chacune des zones sont calculées comme suit :

$$\Delta H = [X(T_{end}) - X(T_{start})] \int_{T_i}^{T_{i+1}} Q_R dT$$

La chaleur de réaction d'une zone est pondérée par la fraction massique de masse ayant réagi dans cette zone.  $T_i$  et  $T_{i+1}$  les températures encadrant la zone de réaction  $i$  (cf. Figure 2-9,  $T_1 = 240^\circ\text{C}$ ,  $T_2 = 330^\circ\text{C}$ ,  $T_3 = 384^\circ\text{C}$  et  $T_4 = 530^\circ\text{C}$ ). Ces températures sont à comparer avec les valeurs obtenues par (Rath et al. 2003), lesquelles sont reportées dans le Tableau 2-4. A conditions expérimentales identiques, les données extraites sont comparables.

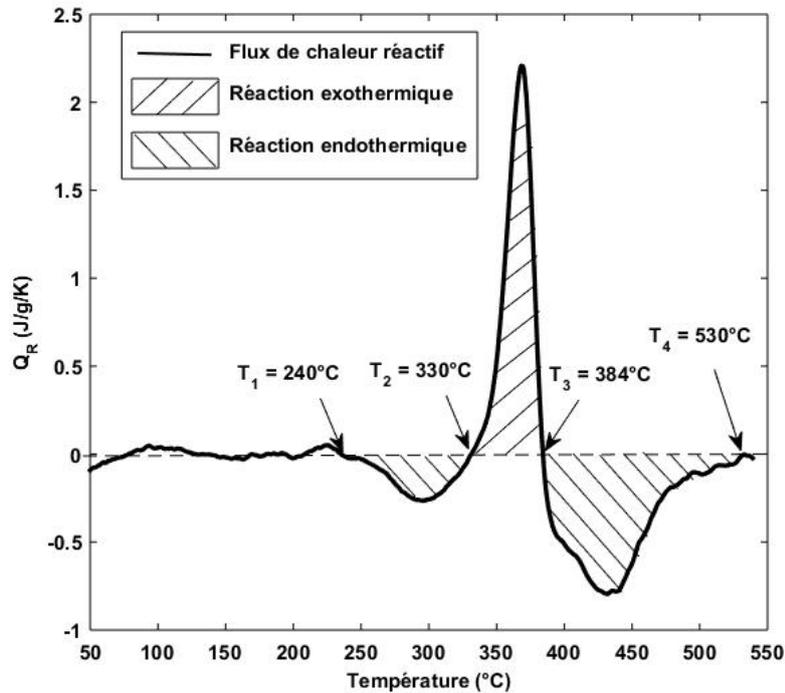


Figure 2-9 : Flux de chaleur réactif mesuré

Pour les trois zones observées, les valeurs des réactions sont :

$$\Delta H_1 = -8.15 \text{ J.g}^{-1}$$

$$\Delta H_2 = 13.86 \text{ J.g}^{-1}$$

$$\Delta H_3 = -67.55 \text{ J.g}^{-1}$$

Ces chaleurs de réaction sont relativement faibles. A titre de comparaison, la chaleur latente de vaporisation de l'eau est d'environ  $-2\,410 \text{ J.g}^{-1}$  (Osborne et al. 1939). De ce fait, les chaleurs liées à la décomposition thermique du bois ont un faible impact sur l'échauffement. Cela appuie l'hypothèse d'un modèle simple de décomposition thermique pour représenter le comportement du matériau sur des échelles plus larges.

La chaleur totale de réaction ainsi retenue pour le modèle numérique correspond à la somme des trois valeurs précédentes, soit :

$$\Delta H_{tot} = -61.84 \text{ J.g}^{-1}$$

Etude	Vitesse de chauffage	$T_1$ (°C)	$T_2$ (°C)	$T_3$ (°C)	$T_4$ (°C)	$\Delta H_1 + \Delta H_2$ (J.g <sup>-1</sup> )	$\Delta H_3$ (J.g <sup>-1</sup> )	$\Delta H_{tot}$ (J.g <sup>-1</sup> )
Présente étude	10°C.min <sup>-1</sup>	240	330	384	530	5,71	-67,55	-61,84
Rath et al. (2003)	10°C.min <sup>-1</sup>	253	329	386	500	41,90	-60,80	-18,90

Tableau 2-4 : Comparaison des températures de zone de réaction et des chaleurs de réaction de cette étude et de (Rath et al. 2003)

### III. Conductivité thermique

Cette section présente la démarche adoptée afin de déterminer la conductivité thermique du bois étudié, paramètre d'entrée nécessaire pour réaliser ensuite la modélisation numérique (cf. Équation 2-1).

#### 1. Dispositif expérimental et procédure

La caractérisation de la conductivité thermique est réalisée à partir d'un analyseur TCi du fabricant C-Therm dont une photographie est présentée sur la Figure 2-10. La mesure utilise le principe du disque chaud (Krapez 2007). L'échantillon est positionné sur un disque composé d'une double spirale qui agit à la fois comme une source de chaleur grâce à un courant qui la traverse (effet Joule) et un capteur de température. La sonde fournit une puissance constante permettant d'élever de quelques degrés la température du matériau étudié. Cette élévation de température engendre une variation de résistance électrique de la sonde. Cette variation est quantifiée et permet de déterminer la conductivité thermique de l'échantillon.



Figure 2-10 : Dispositif de mesure de conductivité thermique TCi (Thermal Conductivity Instruments, s. d.)

Les échantillons testés ont un diamètre de 50 mm et une épaisseur 18 mm. Le bois est un matériau fortement anisotrope. La littérature reporte une conductivité selon la direction longitudinale (selon le sens des fibres) environ 1,5 à 1,8 fois supérieure à la conductivité dans le sens radial et tangentiel (Forest Products Laboratory 2010). Les échantillons testés sont placés de telle sorte que la conductivité mesurée corresponde à la composante radiale, car :

- Pour les essais aux échelles supérieures, les échantillons sont soumis à une agression thermique perpendiculaire aux fibres. Il est fait l'hypothèse que le transfert thermique perpendiculaire aux fibres est dominant.
- Le code de calcul FDS utilisé pour les simulations numériques fait l'hypothèse d'un transfert thermique unidirectionnel dans le solide, ainsi, seule la composante radiale est présentée.
- Dans les constructions, le bois est majoritairement utilisé dans des configurations telles que les agressions thermiques soient perpendiculaires aux fibres.

Aucune mesure sur le charbon n'a pu être obtenue. En effet, la structure fortement poreuse de ce dernier ne permet pas d'assurer un bon contact à l'interface disque-échantillon. L'élévation de température n'est donc pas suffisamment importante pour être déterminée avec précision.

Les mesures de conductivité sont réalisées à température ambiante et à 100°C. Cela permet d'évaluer l'impact de la température sur la conductivité et de définir une loi d'évolution de la conductivité en fonction de la température. La température maximale de caractérisation de la conductivité est fixée à 100°C car la sonde de mesure ne doit pas excéder une ambiance supérieure à 120°C.

Au total, pour chaque température, trois échantillons sont testés et cinq acquisitions sont lancées pour chaque échantillon :

- La mesure à température ambiante est réalisée dans une étuve à 25°C. Les échantillons y sont placés quelques heures avant les mesures, afin d'assurer un équilibre thermique entre l'étuve et les échantillons.
- Pour obtenir la conductivité du matériau à 100°C, l'étuve est réglée à 100°C et les échantillons y sont placés plusieurs jours avant les essais. Cela permet d'assurer un équilibre thermique et de travailler avec des échantillons secs. Comme il est nécessaire d'ouvrir et de fermer l'étuve pour placer les échantillons sur la sonde, l'acquisition est lancée une heure après la pose de l'échantillon sur le capteur.

## 2. Analyse des résultats

Les résultats des mesures de conductivité thermique sont présentés sur la Figure 2-11. Les valeurs sont comparées à des mesures issues de la littérature, pour une conductivité radiale (EN 1995-1-2 Eurocode 5 2005; Koufopoulos et al. 1989; Fredlund 1988).

Les valeurs mesurées à température ambiante et à 100°C permettent de définir une évolution assimilée à la conductivité thermique du bois sur une plage de température plus large. Ces données sont comparées à des valeurs issues de la littérature (Koufopoulos et al. 1989; Fredlund 1988; EN 1995-1-2 Eurocode 5 2005), présentant des écarts non négligeables, qui sont d'autant plus importants que la température augmente. Ces écarts reflètent l'influence de la nature du bois et de la procédure expérimentale utilisée pour caractériser ses propriétés. La valeur utilisée par l'Eurocode 5 (EN 1995-1-2 Eurocode 5 2005) présente une rupture de pente à 200°C, qui représente la formation de char, lequel présente une conductivité inférieure au bois vierge (Forest Products Laboratory 2010).

Groenli (Groenli 1996) présente une synthèse des valeurs de conductivités effectives du bois issues de la littérature. La valeur, à température ambiante et dans le sens radial, évolue de 0,081 à 0,209 W.m<sup>-1</sup>.K<sup>-1</sup>. Cette grande disparité provient notamment de l'hétérogénéité liée aux espèces de bois. Par exemple, plusieurs auteurs rapportent que la conductivité augmente avec la densité. D'après Suleiman (Suleiman et al. 1999), ce phénomène est lié aux transferts thermiques dans les pores du matériau. La densité impacte la porosité du bois : si celle-ci augmente, la porosité diminue et la conductivité thermique augmente (Suleiman et al. 1999).

L'influence du taux d'humidité dans le matériau n'a pas été présentée ici. La conductivité thermique de l'eau étant plus importante que celle de l'air, lorsque le taux d'humidité du matériau augmente, sa conductivité effective augmente également (Taouki et al. 2013) (Koci et al. 2020). Cependant, dans cette étude, il est supposé que l'humidité n'affecte pas la conductivité du matériau. De ce fait, la conductivité extraite des essais est attribuée aux espèces Wet wood et Dry wood du mécanisme défini précédemment.

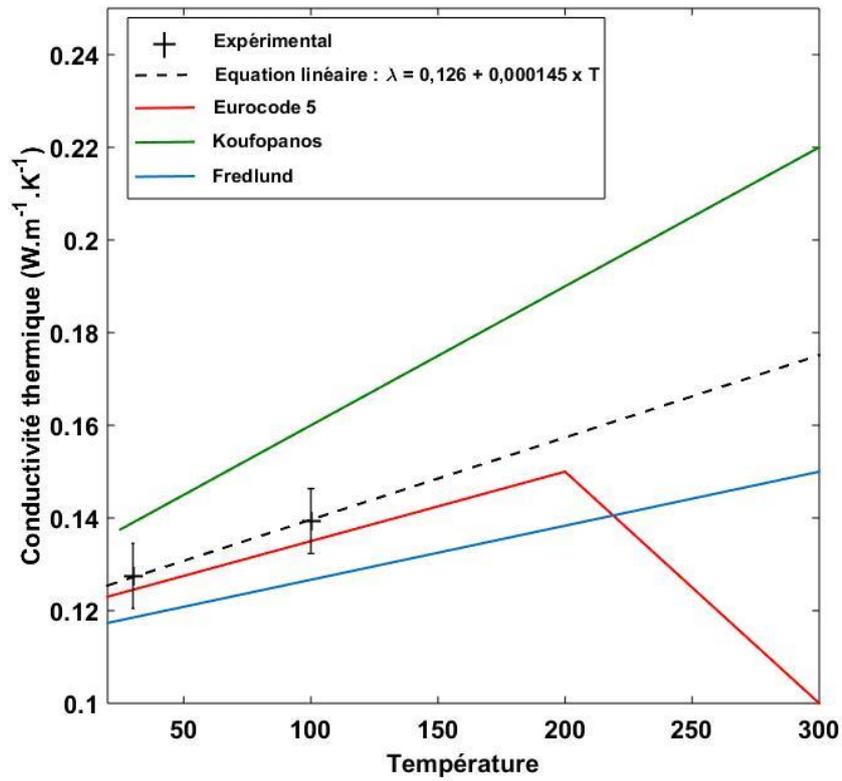


Figure 2-11 : Conductivité thermique du bois étudié, comparaison avec des valeurs de la littérature (Koufopoulos et al. 1989; Fredlund 1988; EN 1995-1-2 Eurocode 5 2005)

#### IV. Conclusion intermédiaire

Le chapitre 2 est consacré à la caractérisation des propriétés thermocinétiques du bois, nécessaires pour le développement des approches numériques.

Les essais conduits en analyseur thermogravimétrique ont permis de définir un mécanisme réactionnel de décomposition thermique du bois en suivant une approche LPA. Celui-ci est formé de quatre réactions globales. Les paramètres associés à chacune des réactions ont été déterminés à l'aide d'une méthode inverse d'optimisation par essaim de particules. Cette optimisation a été réalisée sur des données expérimentales obtenues à  $5^{\circ}\text{C}\cdot\text{min}^{-1}$ . Les paramètres obtenus ont ensuite été testés et validés sur des vitesses de chauffage plus élevées, de 10 et  $20^{\circ}\text{C}\cdot\text{min}^{-1}$ .

Des essais par mesure couplée ATG-DSC ont été réalisés afin d'étudier les processus thermiques dans l'échantillon sous atmosphère inerte. Il en ressort que la zone de décomposition du bois subit plusieurs réactions qui sont endothermiques et exothermiques. Une valeur moyenne de chaleur de réaction a pu être extraite ainsi que la capacité thermique du bois et du charbon. La valeur de la chaleur moyenne obtenue est relativement faible. Cela peut signifier qu'elle n'impacte que peu l'échauffement du matériau.

Enfin, une sonde TCi a permis de caractériser la conductivité thermique du bois de la présente étude. Les valeurs de conductivité obtenues sont attribuées aux espèces Wet wood et Dry wood. La conductivité thermique du char est considérée quant à elle constante en fonction de la température (Anca-Couce et Scharler 2017).

L'émissivité du bois et du char sont issues des travaux de Boulet et al. (Boulet et al. 2015).

La masse volumique de l'espèce Wet wood est déterminée expérimentalement. La masse volumique de l'espèce Dry wood est estimée en supposant une perte de masse de 10 % et un volume constant. La masse volumique du char est déterminée à partir des travaux de Knudson et al. (Knudson et Schniewind 1975). Les chaleurs des réactions d'oxydation de l'espèce Dry wood et du char sont issues de (Lautenberger et Fernandez-Pello 2009).

Les investigations ont ainsi permis de déterminer les données d'entrée pour la phase solide nécessaires au code de calcul, elles sont reportées dans le Tableau 2-5 et le Tableau 2-6 :

Réaction	Réactif	Produits (solide)	Produits (gaz)	A ( $\text{s}^{-1}$ )	E ( $\text{kJ}\cdot\text{kmol}^{-1}$ )	n	$n_{\text{O}_2}$	$\nu$
1	Wet Wood	Dry Wood	Vapeur d'eau	$4,06\cdot 10^8$	$6,65\cdot 10^4$	2,80	0	0,90
2	Dry Wood	Char	Pyrolysate	$1,59\cdot 10^9$	$1,37\cdot 10^5$	0,95	0	0,18
3	Dry Wood	Char	Pyrolysate	$3,30\cdot 10^{25}$	$3,00\cdot 10^5$	1,20	1	0,30
4	Char	Ash	$\text{CO}_2$	$1,86\cdot 10^{27}$	$3,90\cdot 10^5$	0,50	1	0,00

Tableau 2-5 : Propriétés cinétiques du bois et du char

Espèces	$k$ (W.m <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> )	$C_p$ (J.(g <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> ))	$\rho$ (kg.m <sup>-3</sup> )	$\epsilon$	$\Delta H$ (kJ.kg <sup>-1</sup> )
Wet wood	$0,126 + 1,45.10^{-4}T(^{\circ}C)$	$1,16 + 3,05.10^{-3}T(^{\circ}C)$	440	0.85	2 410
Dry wood	$0,126 + 1,45.10^{-4}T(^{\circ}C)$	$1,16 + 3,05.10^{-3}T(^{\circ}C)$	400	0.85	-61,84
Char	0,1	$0,47 + 2,1.10^{-3}.T$	90	0.95	-37 700

*Tableau 2-6 : Propriétés thermiques du bois et du char*

L'ensemble de ces grandeurs est nécessaire pour reproduire numériquement le comportement au feu du bois à des échelles supérieures. Les données manquantes et nécessaires à la modélisation de la phase solide sont issues de la littérature.

Suite à ce travail, il est nécessaire de valider ces données dans une configuration permettant un transfert de masse et de chaleur dans l'échantillon. Cette étape est menée à l'échelle dite matériau, qui est l'objet du chapitre 3.



---

# Validation des propriétés thermocinétiques à l'échelle matériau

---

I.	Dispositif expérimental et procédures expérimentales .....	62
1.	Dispositif expérimental .....	62
1.1.	Eclairages énergétiques .....	63
1.2.	Allumeur .....	64
1.3.	Porte échantillon .....	64
1.4.	Balance .....	65
1.5.	Extraction des gaz et calcul de dégagement de chaleur .....	65
1.6.	Préparation du matériau .....	66
2.	Mesures effectuées .....	66
2.1.	Taux de dégagement de chaleur et perte de masse (données globales).....	67
2.2.	Température du solide .....	67
2.3.	Front de pyrolyse.....	70
II.	Analyse des résultats.....	73
1.	Valeurs globales.....	73
2.	Valeurs locales.....	77
2.1.	Températures .....	77
2.2.	Front de pyrolyse.....	81
III.	Modélisation numérique du comportement au feu du matériau.....	87
1.	Configuration numérique .....	87
1.1.	Domaine de calcul et maillage .....	87
1.2.	Conditions aux limites .....	88
1.3.	Hypothèses numériques.....	89
2.	Sensibilité au maillage .....	89
3.	Comparaison des résultats numériques et expérimentaux .....	91
3.1.	Valeurs globales.....	91
3.2.	Valeurs locales.....	95
a.	Températures .....	95
b.	Front de pyrolyse.....	97
4.	Caractéristiques du front de pyrolyse .....	101

IV. Conclusion intermédiaire ..... 106

Le chapitre 2 a permis d'identifier les propriétés principales nécessaires à la modélisation numérique de la décomposition thermique de la phase solide. L'objectif, à présent, est d'évaluer la validité des modèles numériques préalablement développés et de ces paramètres, pour prédire la décomposition thermique à une échelle plus importante, incluant des phénomènes supplémentaires.

L'étude de la décomposition thermique à l'échelle du matériau a pour enjeu de tenir compte des gradients thermiques et massiques, ainsi que du développement d'une flamme à la surface du matériau. Toutefois, afin de rester sur une configuration encore relativement simple, la propagation de flamme n'est pas souhaitée à cette échelle. L'objectif, à travers l'étude de la décomposition thermique du bois dans ces conditions est :

- De quantifier les paramètres énergétiques (taux de dégagement de chaleur et de perte de masse) sous différentes sollicitations thermiques. Ces données sont essentielles à l'élaboration d'un modèle pour l'ingénierie de sécurité incendie (ISI).
- De caractériser les paramètres en phase gazeuse tels que la chaleur de combustion par exemple. Ce paramètre sert de donnée d'entrée au modèle numérique.
- De vérifier que le modèle de décomposition thermique préalablement défini est toujours applicable malgré les gradients (transferts de masse et de chaleur) présents dans le solide à cette échelle.
- De vérifier la validité des propriétés thermiques du bois (conductivité thermique, masse volumique, capacité thermique, émissivité, etc.) à cette échelle.
- D'évaluer, à l'aide de simulations numériques, le processus dominant la décomposition thermique du matériau.

Pour cela, l'étude à l'échelle du matériau est réalisée à l'aide d'un cône calorimètre (ISO 5660-1 2015). Ce dispositif expérimental est couramment utilisé dans le domaine de la sécurité incendie pour étudier le comportement au feu d'échantillons sous différents flux de chaleur incidents. Les échantillons sont soumis sur une face à un éclairage énergétique homogène. Un igniteur placé au-dessus de la surface éclairée permet de piloter l'inflammation. Les conditions aux limites maîtrisées permettent alors de simplifier les processus dans la phase solide à une dimension, et de ce fait, les phénomènes mis en jeu.

Dans un premier temps, ce chapitre décrit la procédure expérimentale mise en place et les mesures effectuées. Les résultats issus des différents essais sont présentés afin de comprendre le comportement du matériau soumis aux différentes sollicitations thermiques.

Dans un deuxième temps, les simulations numériques réalisées sont décrites. Tout d'abord, la validation des paramètres numériques est présentée. Ensuite, l'analyse de la dynamique de décomposition thermique ainsi que du processus dominant est réalisée à travers l'étude de la propagation du front de pyrolyse et de la zone de réaction.

## I. Dispositif expérimental et procédures expérimentales

### 1. Dispositif expérimental

Le cône calorimètre est un dispositif normalisé selon la norme ISO 5660 (ISO 5660-1 2015). Il sert notamment à étudier, pour différents flux de chaleur radiants, la décomposition thermique d'un matériau, solide ou liquide, ainsi que sa combustion. La Figure 3-1 présente un schéma simplifié du dispositif (ISO 5660-1 2015). L'échantillon, de section 100 x 100 mm<sup>2</sup> et d'épaisseur 18 mm, est placé horizontalement sous une résistance chauffante. Celle-ci permet d'imposer une puissance radiative homogène à la surface exposée de l'échantillon. Les gaz émis lors de la décomposition thermique du matériau peuvent être enflammés à l'aide d'un allumeur piézo-électrique localisé à 13 mm au-dessus de la surface de l'échantillon (inflammation pilotée). Une balance de précision permet d'enregistrer en continu la perte de masse liée à la décomposition du matériau. Les produits de combustion s'échappent via un conduit d'évacuation dédié. La quantification des concentrations en O<sub>2</sub>, CO, CO<sub>2</sub>, et H<sub>2</sub>O (vapeur) y est réalisée via un analyseur de gaz HORIBA type PG250, permettant ensuite d'évaluer le débit calorifique par déplétion d'oxygène (Babrauskas 1984).

Les principales hypothèses relatives aux investigations à cette échelle d'étude sont les suivantes :

- Les processus en phase solide sont unidimensionnels : les transferts thermique et massique se font perpendiculairement à la surface exposée de l'échantillon.
- La combustion se déroule en conditions bien ventilées. L'influence d'un manque d'oxygène n'est donc pas considérée dans cette étude.
- Le flux radiatif, provenant de la résistance conique, est homogène et constant sur toute la surface exposée de l'échantillon et pendant toute la durée de l'essai. L'absorption du flux incident due à la présence de la flamme est supposée négligeable, puisque Rhodes et Quintiere (Rhodes et Quintiere 1996) ont montré que la flamme au cône calorimètre est pratiquement transparente (> 90 %) pour le flux incident.
- Le calcul du dégagement de chaleur (en anglais heat release rate, HRR) considère que l'énergie dégagée par la combustion complète d'une unité d'oxygène est constante et égale à 13,1 MJ.kg<sup>-1</sup> (Janssens 1991). Le calcul utilise la méthode de consommation d'oxygène proposée par Thornton (Thornton 1917) et modifiée par Huggett (Huggett 1980) et considérant les concentrations en CO<sub>2</sub> et en CO.

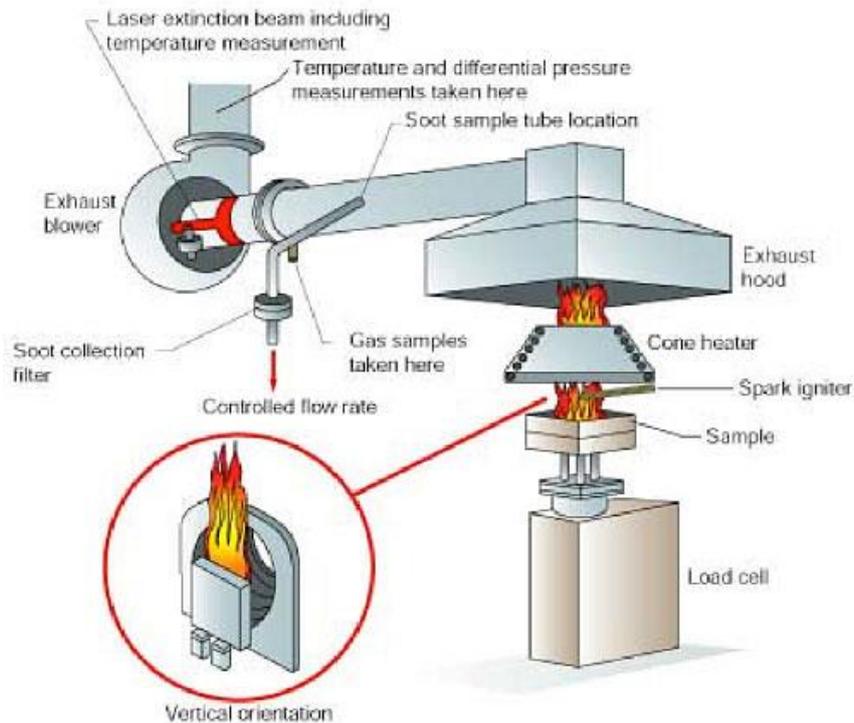


Figure 3-1 : Schéma du dispositif du cône calorimètre (ISO 5660-1 2015)

A cette échelle, les conditions aux limites sont supposées contrôlées et connues. Les sous-parties suivantes détaillent les différentes conditions utilisées.

### 1.1. Eclairéments énergétiques

La surface de l'échantillon est soumise à un flux de chaleur supposé constant provenant de l'élément conique chauffant. Cette puissance initiale est réglée électroniquement en utilisant trois thermocouples de type K enroulés autour de la résistance chauffante, le point de soudure étant en contact avec cette résistance. La valeur de la température nécessaire pour l'obtention du flux de chaleur désiré est déterminée à l'aide d'un fluxmètre thermique préalablement calibré et positionné au centre de l'échantillon, à  $25 \pm 1$  mm du bord inférieur de la spirale radiative, tel que le préconise la norme ISO 5660.

Au cours de cette étude, trois flux de chaleur ont été investigués ( $20$ ,  $30$  et  $50 \text{ kW.m}^{-2}$ ) car :

- L'application finale du matériau consiste en un parement mural, de ce fait, en position verticale. Les flux radiatifs reportés dans la littérature concernant la contribution de la flamme sur un matériau selon cette configuration sont compris entre  $20$  et  $50 \text{ kW.m}^{-2}$  (Ito et Kashiwagi 1988; Ahmad et Faeth 1979; Orloff et al. 1979; Quintiere et al. 1986).
- Ces flux permettent une bonne répétabilité des essais et sont couramment utilisés au sein de la littérature (Fateh et al. 2014; Batiot et al. 2014; Ira et al. 2020). Un bémol est néanmoins apporté concernant le temps d'inflammation à  $20 \text{ kW.m}^{-2}$ , ce point sera traité dans la suite de ce rapport.

## 1.2. Allumeur

Un allumeur piézo-électrique est positionné à mi-hauteur, à environ 13 mm de la surface du solide. Il va permettre de piloter l'inflammation des gaz issus de la décomposition thermique du matériau. L'avantage de ce type d'allumeur est que l'étincelle produite génère uniquement un échauffement local, ayant une faible influence sur la phase solide en agissant comme une source de chaleur. Toutefois, étant donné le petit volume de l'échauffement de l'étincelle, l'inflammation est fortement influencée par les caractéristiques du mélange gazeux à l'endroit de l'étincelle : le champ d'écoulement doit ainsi établir un mélange gazeux dans des proportions inflammables à la position exacte du pilote. Lorsque l'ensemble de la surface de l'échantillon brûle, l'allumeur est éteint et retiré sur le côté de l'installation.

La présente étude se focalisant sur la propagation de flamme, les phénomènes liés à l'auto-inflammation n'ont pas été étudiés. En effet, la propagation est considérée comme une succession d'inflammations initiées par la flamme elle-même (Drysdale 2011).

## 1.3. Porte échantillon

Le porte échantillon utilisé dans cette étude est un bloc de silicate de calcium de 200 x 200 mm<sup>2</sup> de section et de 100 mm d'épaisseur. Un orifice de 100 x 100 mm<sup>2</sup> permettant d'accueillir l'échantillon est aménagé au centre du bloc de silicate. Ce matériau est choisi pour ses propriétés isolantes et sa bonne résistance aux sollicitations thermiques et mécaniques répétées. L'utilisation d'un porte échantillon isolant permet de limiter au maximum les pertes thermiques latérales et de favoriser les processus de transfert thermique 1D dans le solide, en limitant les effets de bords. L'épaisseur du porte échantillon est de 100 mm, suffisamment importante par rapport à celle de l'échantillon (18 mm) pour considérer une température constante au niveau de sa face arrière (ce qui a été vérifié expérimentalement). En effet, la condition en face arrière de l'échantillon va avoir une forte influence sur son comportement au feu (Schartel et al. 2005; Carvel et al. 2011). Dans notre étude, l'utilisation d'une condition isolante en face arrière permet de :

- Se placer dans des conditions représentatives de l'application finale du produit. En effet, en conditions réelles, dans le cas d'un revêtement mural, le parement bois repose très souvent sur une plaque de plâtre de conductivité proche de celle du silicate de calcium utilisé dans cette étude. L'utilisation d'un bloc de silicate permet alors de considérer la même condition en face arrière de l'échantillon que dans le cas réel.
- Se placer dans un cas pénalisant : l'application d'une condition isolante en face arrière va générer un retour thermique dans l'échantillon. Ce retour thermique va conduire à une augmentation du taux de dégagement de chaleur. Ainsi, l'utilisation de valeurs tenant compte du retour thermique est recommandée pour rester sécuritaire dans l'évaluation d'un sinistre.
- Le silicate de calcium est facile à mettre en œuvre (usinage, poids, etc.). Son utilisation est alors possible pour la réalisation des essais à l'échelle supérieure. Il convient cependant de correctement caractériser ses propriétés thermiques afin d'assurer un bon contrôle des conditions aux limites. Cela est réalisé à l'échelle du cône calorimètre.

Le porte échantillon ainsi que l'échantillon mis en place sont représentés sur la Figure 3-2.

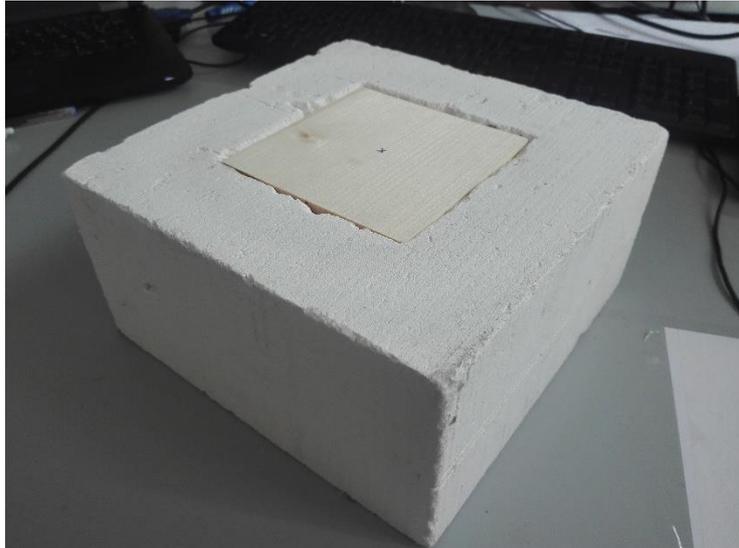


Figure 3-2 : Porte échantillon utilisé dans le cadre de l'étude en cône calorimètre

#### 1.4. Balance

L'enregistrement de l'évolution de la masse au cours de l'essai se fait à l'aide d'une balance de capacité maximale de 3 kg avec une précision de 0.1 g. Les données sont enregistrées en continu toutes les 3 secondes via un boîtier de transfert par un logiciel informatique spécifique.

#### 1.5. Extraction des gaz et calcul de dégagement de chaleur

Les gaz générés au cours de la décomposition thermique et de la combustion de l'échantillon sont évacués via une hotte grâce à un ventilateur d'extraction avec un débit de  $0.024 \pm 0.002 \text{ m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$  (ISO 5660). Ils sont collectés via un anneau spécifique à multiples entrées afin de garantir un prélèvement homogène au niveau du conduit d'extraction (cf. Figure 3-1).

La quantification des gaz  $\text{O}_2$ ,  $\text{CO}$ ,  $\text{CO}_2$  et la vapeur d'eau est réalisée à l'aide d'un analyseur HORIBA à l'aide des techniques suivantes :

- L'absorption infrarouge non dispersive pour quantifier les concentrations molaires de  $\text{CO}$  et  $\text{CO}_2$ .
- Le paramagnétisme pour déterminer la teneur en oxygène.

Une ligne chauffée à  $165^\circ\text{C}$  conduit les gaz entre l'anneau de prélèvement et un pré-conditionneur afin d'éviter la condensation de l'eau ainsi que la transformation du monoxyde de carbone en dioxyde de carbone. Le pré-conditionneur, en amont de l'analyseur, permet de filtrer les gaz afin d'éviter l'encrassement de l'analyseur, de garantir un débit d'injection constant dans l'analyseur et de condenser toute l'eau présente afin de la séparer avant l'analyse des gaz.

Le dispositif est étalonné chaque jour avant le début des essais à l'aide d'une bouteille de mélange étalon.

La quantification de ces gaz permet l'estimation du débit calorifique par déplétion d'oxygène, en considérant une énergie libérée de 13.1 MJ par kg d'oxygène consommé (Janssens 1991b).

### 1.6. Préparation du matériau

Le bois est un matériau hygroscopique. De nombreuses études ont permis de mettre en évidence l'impact de la teneur en eau sur sa dynamique de décomposition thermique (Friquin 2011; Mikkola 1991; Di Blasi et al. 2000; Moghtaderi et al. 1997). Ainsi, afin d'éviter la dispersion des mesures, les échantillons de bois sont conditionnés au minimum 48 heures avant les essais dans une enceinte climatique à  $50 \pm 5$  % d'humidité relative et à  $23 \pm 2$ °C (ISO 554). De ce fait, l'humidité relative des échantillons lors des essais est d'environ 10 % (Forest Products Laboratory 2010).

Lors des essais, les échantillons sont placés sur le porte-échantillon de telle sorte qu'ils soient agressés thermiquement de façon perpendiculaire à la direction des fibres. Les phénomènes de transfert dans le solide se font ainsi dans le sens radial du matériau.

## 2. Mesures effectuées

Les mesures effectuées lors des essais doivent permettre d'identifier les paramètres nécessaires et de comprendre le comportement au feu du matériau. Elles vont également servir à valider les données d'entrée de la modélisation numérique par comparaison avec les données expérimentales. De ce fait, plus les données expérimentales sont nombreuses et fiables, plus il est possible de valider les modèles numériques en minimisant la compensation des phénomènes thermiques et de combustion en jeu.

Dans cette section, l'ensemble des mesures effectuées à cette échelle sont décrites. Elles sont classées selon deux catégories, nommées données globales et données locales :

- Les données globales concernent le matériau dans son ensemble.
- Les données locales, quant à elles, renseignent ponctuellement sur l'état du solide au cours du processus de décomposition thermique et de combustion (à un temps donné, donc à un état donné).

Au cours de la présente étude, nous nous sommes particulièrement intéressés :

- Concernant les données globales : à la perte de masse ainsi qu'au taux de dégagement de chaleur. En effet, la connaissance de ces deux paramètres renseigne sur l'état de décomposition du solide dans son ensemble et permet d'identifier la dynamique de décomposition. De plus, le taux de dégagement de chaleur est une donnée essentielle dans le domaine de la sécurité incendie, puisqu'il permet de renseigner sur le risque associé à un sinistre. La quantification de ce paramètre est également nécessaire pour la modélisation suivant l'approche ingénierie. Ce dernier point est traité dans le chapitre 6. La connaissance de l'évolution de la masse est également importante, elle permet d'extraire des paramètres utiles à la modélisation (par exemple, couplée avec le taux de dégagement de chaleur, la vitesse de perte de masse renseigne sur la chaleur de combustion effective).
- Concernant les données locales : aux températures dans le solide et à la position du front de pyrolyse à différents temps. Ces données vont permettre de renseigner localement sur l'état du matériau et notamment sur le déroulement de la pyrolyse. La mesure de température à différentes épaisseurs va permettre d'évaluer la dynamique de l'échauffement, d'en extraire

différents régimes d'échauffement et d'identifier les phénomènes pilotant la décomposition thermique. Les données globales n'étant pas suffisantes pour caractériser l'état de décomposition du solide, la mesure de température apparaît essentielle. La caractérisation du front de pyrolyse a été motivée par les travaux de Fateh et al. (Fateh et al. 2014). Ces auteurs ont présenté un modèle de pyrolyse permettant de prédire l'évolution de la température d'un échantillon de bois lors d'essais au cône calorimètre. Cependant, le modèle n'était pas capable de représenter l'évolution des différentes espèces condensées intermédiaires définies par leur mécanisme de décomposition thermique. Les propriétés thermiques utilisées dans leur modèle ont été optimisées à l'aide de la perte de masse obtenue expérimentalement. Ces travaux montrent que ce genre d'optimisation peut conduire à des valeurs non réelles ou non physiques, ne permettant pas aux modèles de prédire correctement la décomposition du matériau et pouvant conduire à des erreurs de prédiction.

### 2.1. Taux de dégagement de chaleur et perte de masse (données globales)

Le taux de dégagement de chaleur et la perte de masse du solide sont enregistrés en continu durant les essais. Ces quantités donnent des informations globales quant à la combustion du solide. Elles sont de plus souvent évaluées dans le cas d'étude ISI et peuvent servir de condition aux limites dans le cas d'une modélisation par pyrolyse imposée afin de prédire la sévérité d'un sinistre à plus grande échelle.

La perte de masse fait l'objet d'un post traitement spécifique permettant de réduire les bruits liés à la perturbation de la mesure (écoulement d'air autour du porte échantillon). Les données sont lissées à l'aide du logiciel Fityk qui permet d'ajuster le nuage de point, en intégrant correctement les pics (Wojdyr 2010).

L'utilisation de ces données va renseigner sur la chaleur de combustion effective (en  $\text{kJ.kg}^{-1}$ ) selon la formule suivante (Babrauskas 1984) :

$$\Delta H_c = \frac{\dot{Q}''}{\dot{m}''} \quad \text{Équation 3-1}$$

Où  $\dot{Q}''$  correspond au taux de dégagement de chaleur par unité de surface (en  $\text{kW.m}^{-2}$ ). Ce terme sera ensuite renommé HRRPUA pour Heat Release Rate Per Unit Area dans le dernier chapitre de cette thèse ;  $\dot{m}''$  est la vitesse de perte de masse du matériau par unité de surface ( $\text{kg.s}^{-1}.\text{m}^{-2}$ ).

Afin d'évaluer la répétabilité des tests, trois essais sont réalisés pour les flux de 30 et 50  $\text{kW.m}^{-2}$ , et cinq essais pour le flux de 20  $\text{kW.m}^{-2}$ .

### 2.2. Température du solide

Les mesures locales de température sont réalisées indépendamment des mesures globales (perte de masse et dégagement de chaleur).

Les mesures de température dans le solide renseignent localement sur l'état du matériau et notamment sur la décomposition thermique. Pour cela, nous avons positionné des thermocouples en différentes épaisseurs de l'échantillon. L'instrumentation par thermocouple nécessite une attention particulière. En effet, la valeur de température indiquée par un thermocouple correspond à un bilan entre les matériaux constitutifs de celui-ci et son environnement. De ce fait, la manière dont le

thermocouple est positionné (Beck 1962; Larrain et Bonilla 1968) ainsi que la surface de contact entre le point de mesure et le solide sont des éléments à considérer dans la mise en place de ce type d'instrumentation.

Tout d'abord, une façon évidente de procéder est de placer le point de mesure du thermocouple au centre de l'échantillon, de telle sorte que les effets de bords, bien que minimisés, ne soient pas considérés dans la mesure.

De nombreux chercheurs ont réalisé des mesures de température en profondeur sur des échantillons de bois, et proposent un accord sur la façon dont les thermocouples doivent être placés (Bamford et al. 1946; Lee et al. 1977; Kashiwagi et al. 1987; Fredlund 1988; Tran et White 1992; Spearpoint 1999). Ces auteurs indiquent que l'erreur de mesure est réduite en insérant les thermocouples par une face latérale, autrement dit, en plaçant les thermocouples parallèlement aux lignes isothermes du champ de température du solide.

Beck (Beck 1962) décrit les erreurs induites par le positionnement d'un thermocouple. La conductivité thermique d'un thermocouple étant plus importante que celle du bois, des pertes thermiques non négligeables existent au niveau du point de mesure du thermocouple. La différence de conductivité entre les deux matériaux et le diamètre du thermocouple vont alors impacter la qualité de la mesure de température. Ainsi, un thermocouple inséré depuis la face arrière (perpendiculaire aux lignes isothermes du solide) présentera des pertes thermiques par conduction plus importantes que s'il était inséré depuis une face latérale, où le gradient de température le long du thermocouple est négligeable. Corriger la mesure dans le cas d'une instrumentation depuis la face arrière est alors nécessaire.

Beck, Larrain et Bonilla (Beck 1962; Larrain et Bonilla 1968) ont développé des modèles analytiques permettant de corriger ces pertes, lesquels restent toutefois difficilement applicables à un matériau qui se décompose thermiquement. Ainsi, lors des essais en cône calorimètre, les thermocouples sont placés de telle sorte qu'ils soient parallèles aux isothermes. De ce fait, aucune correction ne doit être apportée.

Il faut noter que pour les échelles supérieures, tenant compte de la dimension plus importante des échantillons, une instrumentation en insérant les thermocouples par une face latérale n'est pas possible. Celle-ci devra donc se faire depuis la face arrière. Le paragraphe suivant a ainsi pour but d'estimer le diamètre maximal de thermocouple permettant de réduire voire de négliger les pertes par conduction le long de ce dernier.

Pour cela, une étude de sensibilité numérique au diamètre d'un thermocouple de type K est réalisée à l'aide du logiciel Comsol Multiphysics dans sa version 5.1 (Comsol Multiphysics 2015). Les propriétés du thermocouple sont issues de la littérature (Sundqvist 1992). La configuration est représentative de celle du cône calorimètre : un échantillon de bois est modélisé avec les propriétés thermiques déterminées dans le chapitre 2. Seul le transfert thermique est considéré (transfert thermique en 2 dimensions) et aucune réaction de décomposition n'est prise en compte. Toutes les faces de l'échantillon sont isolées, sauf la face supérieure qui reçoit un flux de chaleur de  $30 \text{ kW.m}^{-2}$ . Le point de mesure est situé à 3 mm sous la surface exposée du solide. Cinq cas sont considérés :

- Cas 0, correspondant au cas de référence. Aucun thermocouple n'est modélisé. La température est relevée numériquement pour ce cas sert de référence aux autres cas.
- Cas 1 : Instrumentation d'un thermocouple de 1 mm de diamètre depuis la face latérale. Ce cas permet d'évaluer les erreurs induites par un thermocouple placé de façon parallèle aux lignes isothermes.
- Cas 2 : Instrumentation d'un thermocouple de 2 mm de diamètre, instrumenté par la face arrière.

- Cas 3 : Instrumentation d'un thermocouple de 1 mm de diamètre, instrumenté par la face arrière.
- Cas 4 : Instrumentation d'un thermocouple de 0,5 mm de diamètre, instrumenté par la face arrière.

La Figure 3-3 et le Tableau 3-1 représentent respectivement les champs de température à  $t = 100$  secondes pour les cas 1, 2, 3 et 4 et les erreurs induites par la présence du thermocouple par rapport au cas de référence. La perturbation induite par un thermocouple placé perpendiculairement aux lignes isothermes est plus importante que dans le cas d'un thermocouple placé parallèlement à ces lignes, du fait des pertes thermiques le long du thermocouple. Ces pertes sont d'autant plus importantes lorsque le diamètre du thermocouple augmente. Ces résultats montrent ainsi la nécessité d'instrumenter correctement un échantillon lors de la mesure de température. Le cas d'un thermocouple de 0,5 mm de diamètre ne présente que 10% d'erreur avec le cas de référence. Ainsi, pour les échelles supérieures, la taille maximale pour l'instrumentation depuis la face arrière sera de 0,5 mm.

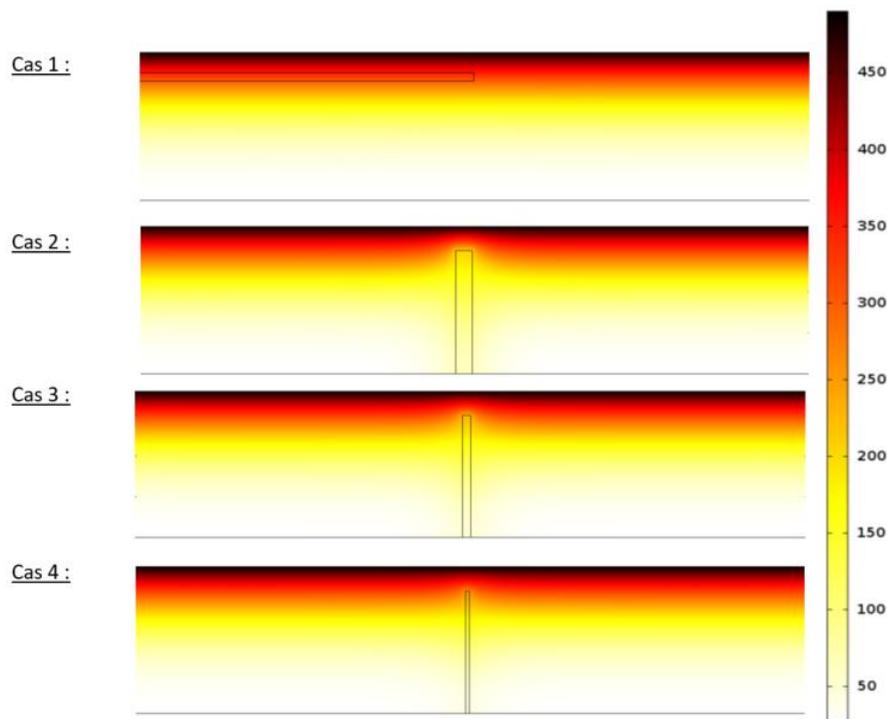


Figure 3-3 : Modification du champ de température induit par la mesure d'un thermocouple

	Cas 0	Cas 1	Cas 2	Cas 3	Cas 4
Température relevée	320°C	319°C	204°C	233°C	285°C
Erreur relative	/	0,3 %	36,0 %	27,0 %	10,0 %

Tableau 3-1 : Températures et erreurs relevées pour chaque cas testé à  $t = 100$  secondes.

A l'échelle du cône calorimètre, l'instrumentation depuis une face latérale est réalisable. De ce fait, la mesure de température à l'échelle du cône calorimètre va se faire à l'aide de thermocouples de type

K, de 1 mm de diamètre. Pour cela, un trou d'un diamètre correspondant au thermocouple est réalisé depuis une face latérale, jusqu'au centre de l'échantillon. Des précautions quant à la réalisation du perçage sont à considérer. En effet, en perçant à une épaisseur définie, le forage peut dévier, le point de mesure au centre de l'échantillon ne correspondra alors pas à l'épaisseur souhaitée. Une attention particulière quant à la qualité du perçage est faite, permettant de faire l'hypothèse que le point de mesure du thermocouple est situé à l'épaisseur désirée.

Trois épaisseurs sont investiguées : 3 mm de la surface exposée, 9 mm de la surface exposée et en face arrière de l'échantillon (18 mm). L'objectif est d'évaluer la dynamique de l'échauffement à des points éloignés les uns aux autres, afin d'évaluer la contribution du flux incident, de la formation de char et de l'influence de la face arrière. Un quatrième thermocouple est placé 10 mm sous la face arrière de l'échantillon (i.e. dans le porte échantillon) afin de valider le contrôle des conditions aux limites d'un point de vue numérique. L'instrumentation ainsi réalisée est présentée sur la figure 3-4.

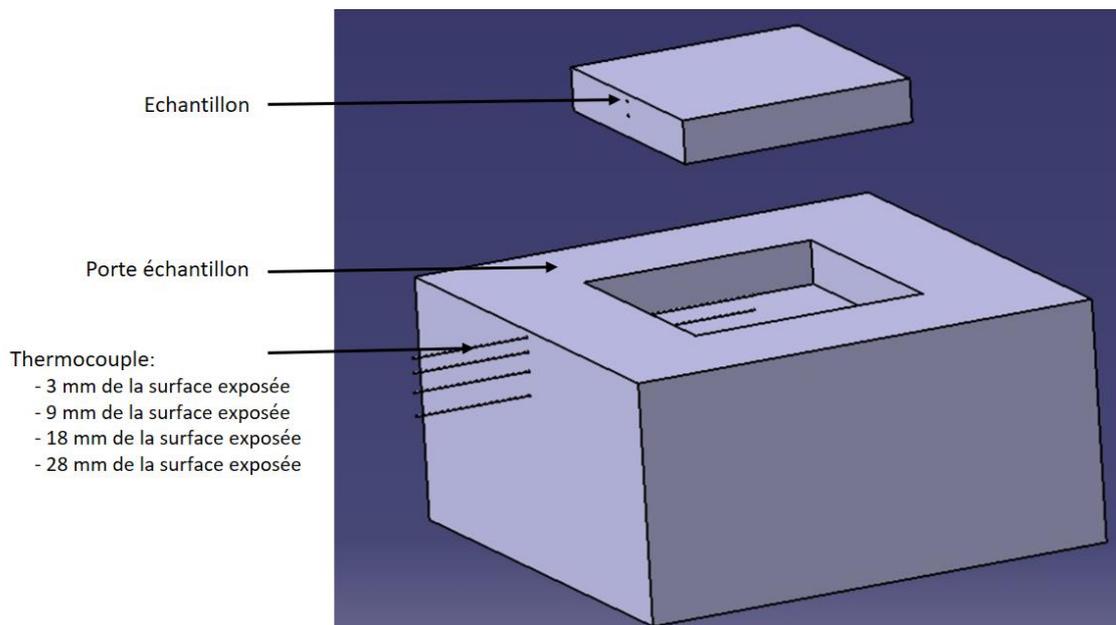


Figure 3-4 : Instrumentation en thermocouple

Pour chaque flux, trois essais sont réalisés pour les mesures de températures.

### 2.3. Front de pyrolyse

Avant de définir la procédure permettant d'évaluer le front de pyrolyse dans le matériau, il convient de définir la notion de front de pyrolyse. Le chapitre 2 a montré la large gamme de températures de décomposition thermique du bois (entre 250°C et 600°C), rendant de ce fait discutable la notion d'un front de pyrolyse unique et ponctuel. En effet, la pyrolyse du matériau va survenir davantage dans une zone, plus ou moins fine, en fonction des conditions de décomposition thermique, plutôt qu'à travers un front. De ce fait, le front de pyrolyse est défini expérimentalement comme étant la délimitation entre la partie du matériau la plus claire (caractérisant principalement la partie du bois encore vierge du point de vue de la décomposition thermique) et la partie la plus foncée (caractérisant principalement le char formé suite à la décomposition thermique). Cette zone correspondant au front est représentée sur la Figure 3-5, provenant d'un essai réalisé au cône calorimètre. La délimitation de couleur entre les deux zones exposées précédemment y est clairement visible et caractérise le front

de pyrolyse. A noter que la Figure 3-5 fait apparaître la notion de zone de réaction à travers le changement de couleur observé après le front de pyrolyse.

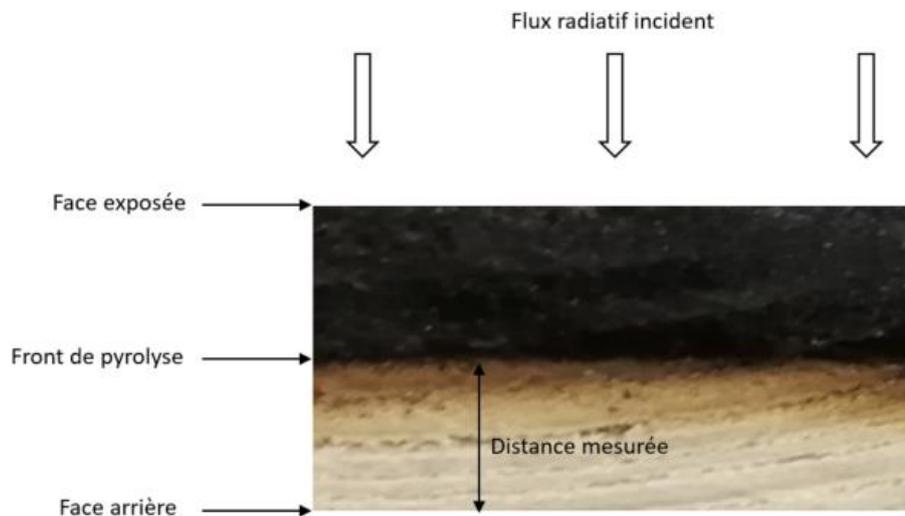


Figure 3-5 : Représentation expérimentale du front de pyrolyse lors d'un essai en cône calorimètre

Afin d'évaluer la position du front de pyrolyse à différents temps d'exposition et pour différents flux de chaleur, la procédure suivante est mise en œuvre :

- L'échantillon, conditionné dans une étuve à 25°C et 50% d'humidité avant l'essai, est exposé au flux de chaleur désiré. Après un temps préalablement défini, l'échantillon est immédiatement retiré puis refroidi à l'aide d'un extincteur CO<sub>2</sub> permettant d'éteindre la flamme et de figer la décomposition du solide.
- Aussitôt après, l'échantillon est coupé en deux dans le sens du transfert thermique afin de pouvoir mesurer la position du front de pyrolyse au niveau de son axe central.
- La distance mesurée est représentée sur la Figure 3-5. Elle correspond à la distance entre la face arrière de l'échantillon et la délimitation franche de couleur. Cette distance est mesurée grâce au logiciel ImageJ (Ferreira et Rasband 2012). Pour cela, un réglet gradué au demi-millimètre est placé contre l'épaisseur du matériau. Une photo est prise et est ajoutée dans le logiciel. Le réglet va permettre de réaliser la calibration (conversion pixel - millimètre), et la distance entre la base de l'échantillon et le front de pyrolyse peut être évaluée. L'incertitude maximale liée à cette mesure est fixée à 0,5 mm.

Le Tableau 3-2 représente les différents temps d'exposition définis pour chacun des flux de chaleur considérés. Les cases grisées représentent les temps pour lesquels la position du front de pyrolyse n'a pas pu être évaluée expérimentalement, soit parce que les processus de pyrolyse dans le matériau étaient peu ou pas initiés (notamment pour des temps courts de l'ordre de 100 secondes et des flux thermiques plus faibles de 20 kW.m<sup>-2</sup>), soit parce que le critère expérimental n'est pas suffisamment lisible (cas à 800 et 1 000 secondes pour 50 kW.m<sup>-2</sup> et 1 000 secondes pour 30 kW.m<sup>-2</sup>).

	100 s	200 s	400 s	600 s	700 s	800 s	1000 s
20 kW.m <sup>-2</sup>		X	X	X		X	X
30 kW.m <sup>-2</sup>	X	X	X	X	X	X	
50 kW.m <sup>-2</sup>	X	X	X	X	X		

Tableau 3-2 : Temps d'exposition pour estimer la position du front de pyrolyse pour chaque flux de chaleur

La caractérisation du front de pyrolyse permet de fournir une donnée de validation additionnelle au modèle numérique. Cependant, d'un point de vue numérique, il conviendra de définir un critère semblable au critère expérimental afin de représenter ce front. Ce point sera abordé par la suite plus en détail dans ce chapitre.

## II. Analyse des résultats

### 1. Valeurs globales

Le taux de dégagement de chaleur, la vitesse de perte de masse et la perte de masse pour les trois flux étudiés sont représentés respectivement sur les Figure 3-6, Figure 3-7 et Figure 3-8. Les incertitudes dans le cas du taux de dégagement de chaleur ont été estimées en tenant compte des incertitudes du matériau et du banc expérimental, avec un niveau de confiance de 95 % (NF ENV 13 0005 1999; Guillaume et al. 2013). Les incertitudes sur le matériau correspondent aux écarts obtenus d'un essai à un autre, elles sont principalement induites par l'hétérogénéité du matériau.

Pour la perte de masse et la vitesse de perte de masse, les incertitudes exposées sur les Figure 3-7 et Figure 3-8 représentent les écarts entre les essais uniquement, elles correspondent alors aux incertitudes sur le matériau.

L'évolution des données représentées sur les Figure 3-6, Figure 3-7 et Figure 3-8 sont comparables aux comportements observés dans la littérature pour un bois thermiquement épais, isolé en face arrière (Tran 1992; Dietenberger 2012; Dietenberger 1999).

Cinq principales étapes peuvent être identifiées sur les figures :

- La première étape représente l'échauffement du solide. A  $t = 0$ , l'échantillon est soumis au flux radiatif et sa température en proche surface augmente, conduisant à une perte de masse liée premièrement à l'évaporation de l'eau. La température continue d'augmenter et le matériau commence à subir les premières réactions de décomposition thermique (pyrolyse).
- L'inflammation survient rapidement, notamment pour des flux supérieurs à  $20 \text{ kW.m}^{-2}$ , dans les zones proches de l'igniteur. La flamme initiée se propage très rapidement dans les zones inflammables, en surface de l'échantillon et au-dessus de l'igniteur. Le temps conduisant à l'inflammation est plus long pour un flux de  $20 \text{ kW.m}^{-2}$ , avec un délai de 200 à 400 secondes, contre environ 50 secondes pour  $30 \text{ kW.m}^{-2}$  et 15 secondes pour  $50 \text{ kW.m}^{-2}$ . En effet, pour cette condition de flux, la surface du solide commence à carboniser avant l'inflammation. Deux phénomènes peuvent ainsi être à l'origine de ce délai allongé :
  - o Le taux de pyrolyse n'est pas suffisant pour atteindre un mélange gazeux dans des proportions inflammables au niveau de l'igniteur, ce niveau de flux étant proche du flux critique d'inflammation qui est d'environ  $15 \text{ kW.m}^{-2}$  (Batiot et al. 2014).
  - o Dans une telle configuration, l'inflammation du matériau est fonction des structures de l'écoulement formées au-dessus du solide et à proximité de l'igniteur (Wu et al. 2000). L'écoulement contrôle le mélange combustible-oxydant ainsi que le transport du mélange vers le pilote, influençant significativement le délai d'allumage. L'écart maximal relevé parmi les cinq essais réalisés à ce niveau d'éclairement est d'environ 200 secondes. La Figure 3-9 illustre le processus en cours pour ces conditions particulières : les gaz combustibles provenant de la décomposition thermique sont suffisamment présents en surface du matériau, cependant, le mélange inflammable n'est pas transporté au niveau du pilote. A noter également que le char est déjà présent à la surface du solide.

L'apport énergétique de la flamme contribue à accélérer la décomposition du solide (Dietenberger 2012) jusqu'à ce qu'une couche protectrice de char suffisamment épaisse soit produite en surface du matériau. Celle-ci va alors réduire considérablement le flux énergétique disponible au niveau de la zone de réaction. En effet, le char a de meilleures propriétés

isolantes que le bois vierge (Kung 1972; Atreya 1983). En parallèle, la température de surface continue d'augmenter, favorisant les pertes radiatives et réduisant le flux net pour l'échauffement du solide (Atreya 1983). Cela engendre une réduction de la vitesse de chauffage du solide, une décroissance du taux de réaction en phase solide, et par conséquent, du taux de dégagement de chaleur en phase gazeuse, expliquant ainsi le premier pic observé de dégagement de perte de masse et de dégagement de chaleur.

- La troisième étape, qui survient après le pic, est caractérisée par un taux de dégagement de chaleur quasi constant. Le front de pyrolyse continue à se propager en profondeur du matériau et l'épaisseur de char formé croît. Durant cette phase, des modifications structurelles sont observées. Des fissures apparaissent en surface, améliorant le transfert radiatif en profondeur vers la matière vierge (Quintiere 2006) et augmentant la surface de contact entre la phase gazeuse et le matériau. Un rougeolement de la surface est également observé. Il est caractéristique de l'oxydation du charbon et montre que de l'oxygène diffuse et entre en contact avec le matériau, engendrant des réactions hétérogènes exothermiques (Ohlemiller 2008). Cette oxydation du charbon est d'autant plus importante que le flux de chaleur étudié est faible. En effet, durant cette phase, la flamme est assez peu développée, plus particulièrement à  $20 \text{ kW.m}^{-2}$ , permettant à l'oxygène de diffuser plus facilement à la surface du matériau.
- La quatrième phase est caractéristique de la condition imposée en face arrière de l'échantillon et de l'épaisseur du matériau. Elle représente le second pic observé sur la perte de masse et le dégagement de chaleur. Ce comportement est associé à un phénomène thermique : lorsque l'onde de chaleur atteint la face arrière de l'échantillon, la condition isolante à cet endroit engendre un retour thermique vers le matériau (Spearpoint et Quintiere 2000; Lindholm et al. 2012; Batiot et al. 2014). La température de l'échantillon tend ainsi à s'homogénéiser, augmentant l'épaisseur de la zone de décomposition thermique, la production de gaz combustibles et ainsi le dégagement de chaleur.
- Pour les trois flux étudiés, l'extinction survient à la fin de ce second pic. Elle correspond alors à la cinquième phase. Il est observé que cette phase intervient lorsque l'ensemble du matériau s'est décomposé, signifiant que les pertes thermiques (convection, re-rayonnement à la surface, absorption du char) ne sont pas suffisantes pour stopper la décomposition du matériau. Lors de cette phase, l'oxydation du char par l'oxygène qui peut diffuser dans le matériau prend place. En effet, suite à l'extinction, l'oxygène de l'air n'est plus consommé par la flamme et est alors disponible en plus grande quantité pour diffuser dans le matériau. Cette diffusion entraîne des réactions d'oxydation du charbon. Ce processus est lent et génère, à terme, un résidu de cendres quasiment négligeable.

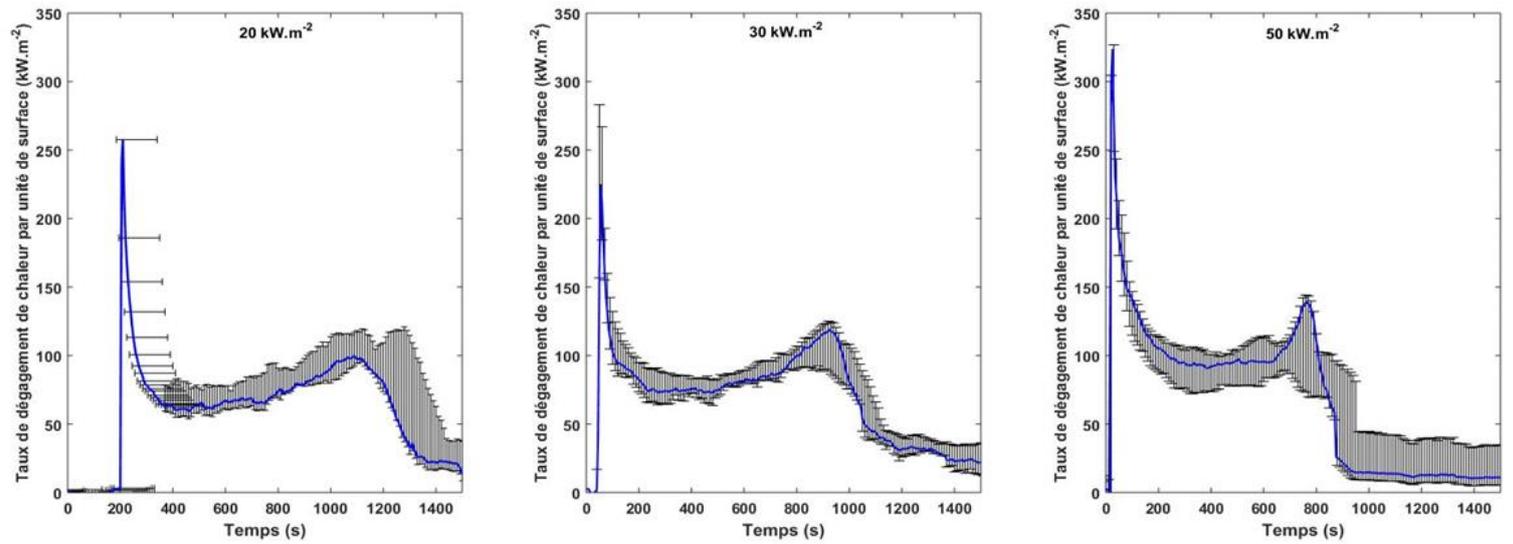


Figure 3-6 : Taux de dégagement de chaleur par unité de surface pour des flux de 20, 30 et 50  $\text{kW.m}^{-2}$

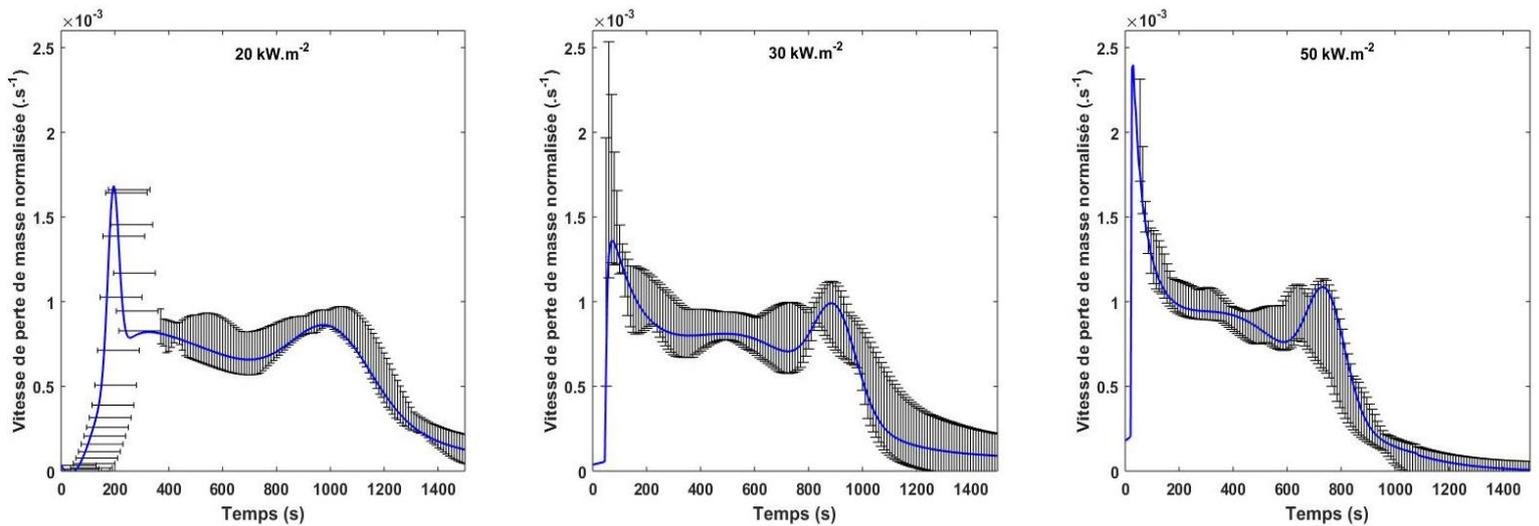


Figure 3-7 Vitesse de perte de masse normalisée pour des flux de 20, 30 et 50  $\text{kW.m}^{-2}$

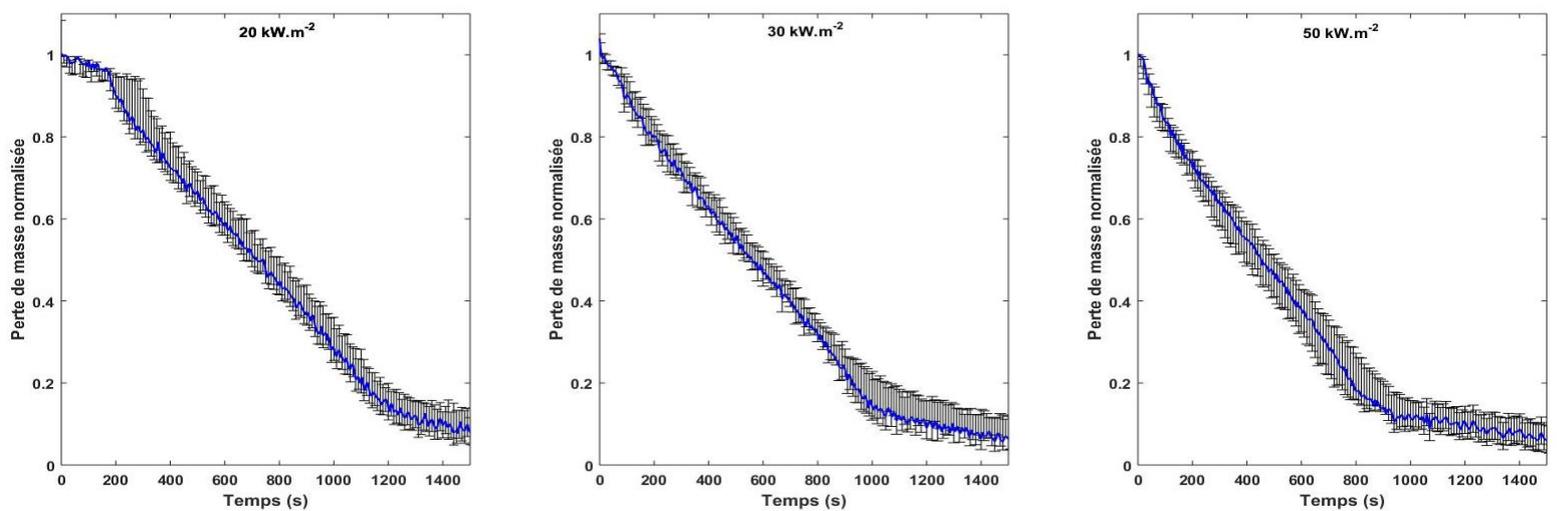


Figure 3-8 : Perte de masse normalisée du bois pour des flux de 20, 30 et 50  $\text{kW.m}^{-2}$

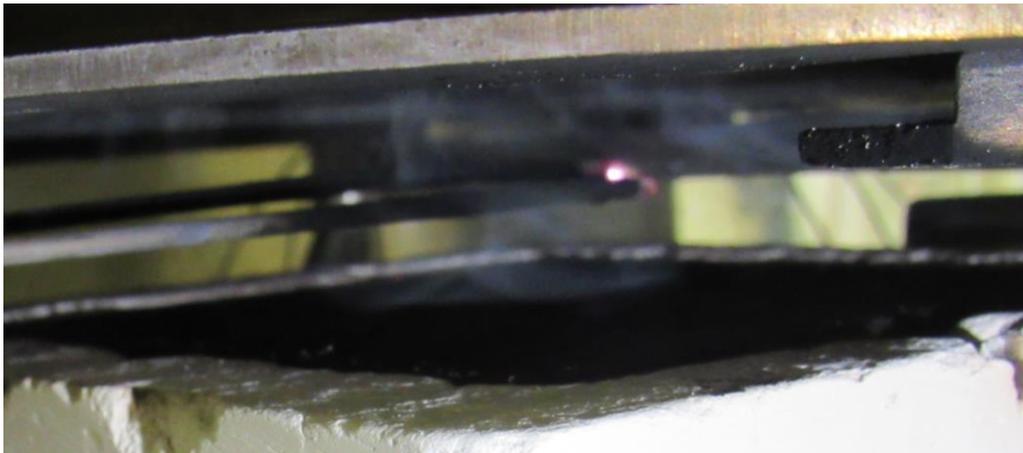


Figure 3-9 : Visualisation du retard de l'inflammation à 20 kW.m<sup>2</sup> – zone de l'igniteur

Le Tableau 3-3 synthétise les grandeurs d'importance observées. Le taux de dégagement de chaleur moyen est calculé entre les phases d'inflammation et d'extinction. Ainsi, le taux de chaleur dégagée par l'oxydation du charbon après l'extinction n'est pas considéré. Cette valeur du HRRPUA moyen croit logiquement avec le flux de chaleur incident. La durée de combustion (i.e. délai entre l'inflammation et l'extinction) est aussi logiquement plus longue pour des faibles flux. L'apport énergétique étant plus faible, la vitesse de chauffage du matériau est réduite et de ce fait, le taux de réaction de la phase solide et par conséquent de la phase gazeuse, est plus faible, donc la décomposition thermique et la combustion plus lente.

Remarquons que le taux de dégagement de chaleur total (THR pour Total Heat Release) croit légèrement avec le flux incident. Cela est en lien avec le résidu qui décroît lorsque le flux augmente. Cela peut être attribué à la présence de réactions secondaires dans le matériau : à faibles flux (et ainsi faible vitesse d'échauffement), la vitesse d'éjection des gaz de pyrolyse est plus faible. Cela favorise le temps de résidence de ces espèces dans la matrice de char, augmentant ainsi la probabilité des réactions secondaires. Ces réactions secondaires conduisent à la formation de char. Toutefois, au vu des valeurs de résidu et de THR obtenues pour les trois flux, cette différence reste négligeable.

A noter que la chaleur de combustion effective est comparable aux valeurs issues de la littérature et proches de 14 MJ.kg<sup>-1</sup> (Quintiere 1994; Babrauskas et Peacock 1992).

Flux de chaleur (kW.m <sup>-2</sup> )	20	30	50
Délai d'inflammation (s)	295 ± 95	50 ± 5	15 ± 2
HRR <sub>max</sub> (kW.m <sup>-2</sup> )	247 ± 20	250 ± 21	299 ± 6
HRR <sub>moyen</sub> (kW.m <sup>-2</sup> )	76,34 ± 12	87,16 ± 14	108,44 ± 15
THR (MJ. m <sup>-2</sup> )	89 ± 6	92 ± 6	94 ± 6
Durée de combustion (s)	1125	1015	870
Masse résiduelle à l'extinction (%)	13,9 ± 3	13,7 ± 5	13,4 ± 4
Chaleur effective de combustion (MJ.kg <sup>-1</sup> )	14,1 ± 0,7	13,9 ± 0,7	14,0 ± 0,7

Tableau 3-3 : Caractéristiques de la décomposition thermique et de la combustion du bois à des flux de 20, 30 et 50 kW.m<sup>2</sup>

## 2. Valeurs locales

L'étude des données obtenues localement concerne les températures et la mesure de la position du front de pyrolyse à différents temps. Elles renseignent ponctuellement sur l'état du solide au cours du processus de décomposition thermique. D'un point de vue numérique, prédire des informations validées localement (en plus des informations globales) permet d'obtenir des modèles plus précis que ceux validant uniquement des informations globales, comme montré par (Fateh et al. 2014).

### 2.1. Températures

Les températures dans l'épaisseur du bois ainsi que dans le porte échantillon sont représentées sur les Figure 3-10, Figure 3-11 et Figure 3-12, respectivement pour les flux de 20, 30 et 50 kW.m<sup>-2</sup>. Les étapes de décomposition thermique préalablement identifiées sont reportées sur chaque figure. A noter que lors de certains essais, des thermocouples ont été défectueux. Les mesures qui en sont issues ne sont alors pas considérées et tracées. Chaque température présentée correspond à des valeurs représentatives de la répétabilité d'au moins trois essais. De plus, de fortes perturbations des mesures ont été enregistrées pour les températures généralement supérieures à 650°C, correspondant à une température de flamme. Ces perturbations correspondent principalement à des fissures de l'échantillon présentes au niveau du point de mesure, laissant ainsi pénétrer le flux extérieur et biaisant la mesure. Les incertitudes représentent uniquement les écarts entre les essais réalisés. Trois sources principales d'erreur ont été identifiées visuellement pour expliquer ces incertitudes :

- L'hétérogénéité du bois (variation de la densité, présence de nœuds, etc.).
- La dégradation structurelle du matériau : phénomènes de déformation et de cracking notamment. Bien que les mesures tronquées aient été supprimées, la déformation du matériau ou l'apparition de petites fissures peuvent engendrer des écarts de température d'un essai à un autre.
- La non répétabilité du délai d'inflammation. Lorsque l'inflammation survient, le flux de chaleur additionnel provenant de la flamme contribue considérablement à la décomposition thermique du matériau. De ce fait, des écarts sur le temps d'inflammation génèrent des écarts sur les températures mesurées, expliquant les variations importantes relevées pour le plus faible flux de 20 kW.m<sup>-2</sup>.

Les températures relevées dans l'épaisseur de l'échantillon présentent deux points d'inflexion autour de 100°C. Lorsque le solide s'échauffe, sa température atteint un plateau autour de 100°C, généré par l'absorption de chaleur liée à l'évaporation de l'humidité dans le matériau. Ce plateau n'est pas très marqué à la profondeur de 3 mm de la surface exposée, du fait des fortes vitesses d'échauffement à cette position, ainsi que de la faible quantité d'humidité disponible (phénomène de recondensation de la vapeur d'eau).

Une fois l'humidité évaporée, la température subit une seconde inflexion. La température s'élève jusqu'à atteindre puis dépasser la température de pyrolyse du matériau qui est d'environ 300°C (Frangi et Fontana 2003; White et Schaffer 2007; Schaffer 1967). Il est important de remarquer qu'au voisinage de cette température, aucun changement de pente n'est observé. Ceci traduit le fait que la vitesse d'échauffement n'est pas impactée, ce qui indique que les chaleurs des réactions de pyrolyse sont faibles, en accord avec la faible valeur de chaleur de réaction déterminée dans le chapitre 2.

Pour chaque flux, la température en face arrière de l'échantillon (profondeur de 18 mm) présente un plateau lié à l'évaporation de l'eau relativement long, résultant de la recondensation de la vapeur d'eau disponible dans toute l'épaisseur de l'échantillon. Le retour thermique identifié à l'étape quatre survient lorsque l'eau s'est complètement évaporée. Ce type de résultat illustre l'impact de la teneur en eau sur l'échauffement du matériau.

En considérant une température de pyrolyse de 300°C, il est possible d'obtenir une estimation des temps auxquels le front de pyrolyse atteint respectivement les profondeurs de 3 mm, 9 mm et 18 mm. Ces temps sont reportés dans le Tableau 3-4.

Profondeur/ Surface	20 kW.m <sup>-2</sup>	30 kW.m <sup>-2</sup>	50 kW.m <sup>-2</sup>
3 mm	370 s ± 70	80 s ± 10	50 s ± 4
9 mm	817 s ± 118	461 s ± 40	352 s ± 50
18 mm	1 180 s ± 70	1 024 s ± 12	801 s ± 40

Tableau 3-4 : Estimation du temps d'atteinte des profondeurs de 3 mm, 9 mm et 18 mm par le front de pyrolyse pour chaque flux de chaleur étudié

D'après les Figure 3-10, Figure 3-11 et Figure 3-12, une épaisseur d'au moins 3 mm de char se forme durant la première étape, ce qui correspond au pic de dégagement de chaleur reporté sur la Figure 3-6. En d'autres termes, la phase stationnaire correspondant à la phase 2 nécessite à minima la formation d'une épaisseur de 3 mm de char. De plus, l'extinction (i.e. fin de l'étape 4) survient peu après que la face arrière de l'échantillon n'atteigne la température de pyrolyse, synonyme que l'ensemble du matériau a réagi. Cependant, lors de l'extinction, la température en face arrière montre que la plage de température de décomposition thermique du bois n'a pas été complètement couverte. Ainsi, une quantité d'hémicellulose, de cellulose et de lignine n'a pas réagi durant la phase d'inflammation et se décompose lors de la phase 5 (oxydation du char).

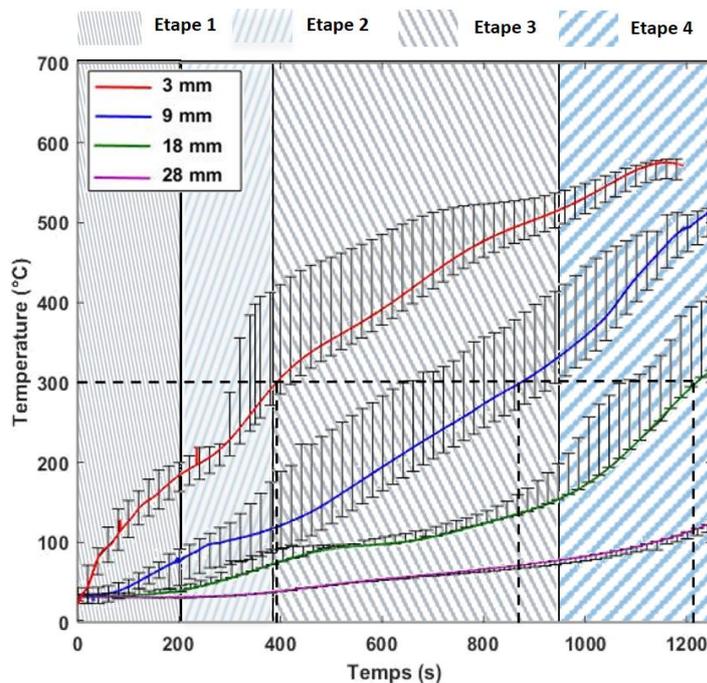


Figure 3-10 : Températures à différentes profondeurs dans le matériau (3, 9 et 18 mm) et le porte-échantillon (28 mm) pour un flux de 20 kW.m<sup>-2</sup>

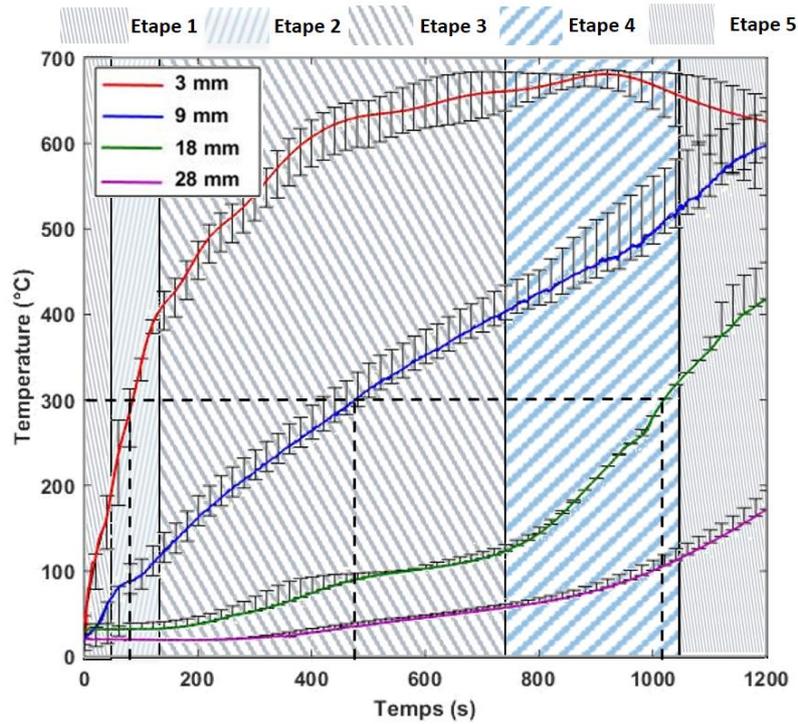


Figure 3-11 : Températures à différentes profondeurs dans le matériau (3, 9 et 18 mm) et le porte-échantillon (28 mm) pour un flux de  $30 \text{ kW.m}^{-2}$

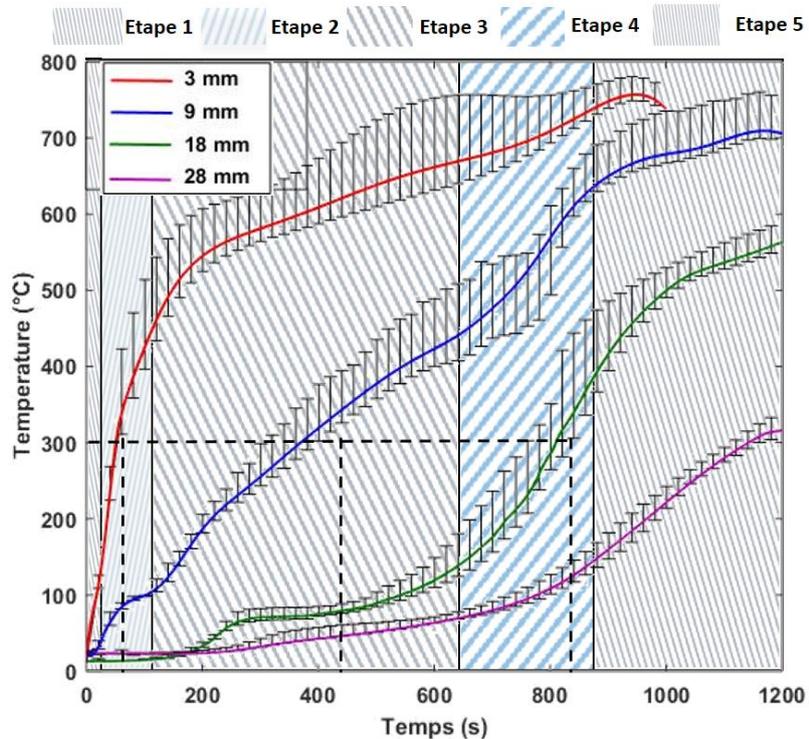


Figure 3-12 : Températures à différentes profondeurs dans le matériau (3, 9 et 18 mm) et le porte-échantillon (28 mm) pour un flux de  $50 \text{ kW.m}^{-2}$

A partir des Figure 3-10, Figure 3-11 et Figure 3-12, il est possible d'estimer la vitesse locale de chauffage au cours de la décomposition thermique. Le mécanisme de décomposition du bois étant

dépendant de cette vitesse de chauffage (Anca-Couce 2016), il est nécessaire de connaître les conditions dans lesquelles la pyrolyse se déroule. En effet, certaines données d'entrée du modèle numérique (paramètres cinétiques, capacité thermique, chaleur de réaction) ont été obtenues à petites échelles, pour de faibles vitesses de chauffage. Les vitesses de chauffage à l'échelle matériau étant différentes, il convient alors de vérifier la pertinence des données d'entrée obtenues, quelles que soient les échelles de travail et donc les vitesses de chauffage.

Au cours de cette investigation, la vitesse de chauffage locale déterminée au cône calorimètre (à l'aide des thermocouples placés aux profondeurs de 3, 9 et 18 mm) correspond à celle permettant que la température passe de 200°C à 400°C. De ce fait, elle ne tient pas compte de l'évaporation de l'eau et couvre une grande plage de températures de décomposition thermique du matériau.

Les vitesses calculées sont présentées dans le Tableau 3-5. Les vitesses de chauffage obtenues varient de 25 à 200°C.min<sup>-1</sup>. Elles sont logiquement plus grandes lorsque le flux de chaleur augmente. Cela est d'autant plus visible à la profondeur de 3 mm, plus proche de la surface de l'échantillon, où l'influence du char n'est pas encore importante. A cette position, les vitesses ne sont pas comparables à celles utilisées à petites échelles pour caractériser les propriétés cinétiques du matériau, qui sont, d'après la littérature, généralement inférieures à 50°C.min<sup>-1</sup> (Mehrabian et al. 2012; Richter et Rein 2020). L'utilisation du mécanisme et des propriétés cinétiques préalablement définies sont alors contestables en proche surface de l'échantillon. Par exemple, l'influence de la vitesse de chauffage a déjà été déterminée et il a été montré que le résidu final était moins important dans le cas d'une pyrolyse rapide que pour une pyrolyse lente (Mehrabian et al. 2012).

A 20 kW.m<sup>-2</sup>, la vitesse de chauffage à 3 mm de profondeur est bien plus faible que celle obtenue pour les deux autres flux. Ceci s'explique par le retard au niveau de l'inflammation et ainsi de la contribution supplémentaire de la flamme pour l'échauffement.

A mi-épaisseur de l'échantillon (9 mm), les vitesses de chauffage pour les trois flux étudiés sont comparables. A cette position, quel que soit le flux incident, la dynamique de décomposition est similaire. De plus, les vitesses de chauffage mises en jeu sont comparables à celles classiquement utilisées à petite échelle pour la détermination des propriétés cinétiques (inférieures à 50°C.min<sup>-1</sup>). L'application du modèle de décomposition thermique paraît alors justifiée pour les trois flux considérés.

Les vitesses de chauffage déterminées en face arrière (à 18 mm) sont plus élevées qu'à mi-épaisseur (9 mm) de l'échantillon, traduisant l'influence du retour thermique. Elles restent néanmoins assez faibles, de 34 à 60°C.min<sup>-1</sup>, justifiant l'applicabilité du modèle de décomposition thermique.

Ces données traduisent la large gamme de conditions d'échauffement prenant place dans l'épaisseur du matériau. Il en ressort que le matériau subit une pyrolyse rapide en proche surface, qui pose la question de l'applicabilité d'un modèle de décomposition caractérisé à faible vitesse de chauffage.

	20 kW.m <sup>-2</sup>	30 kW.m <sup>-2</sup>	50 kW.m <sup>-2</sup>
3 mm	31 °C.min <sup>-1</sup>	153 °C.min <sup>-1</sup>	200 °C.min <sup>-1</sup>
9 mm	26 °C.min <sup>-1</sup>	25 °C.min <sup>-1</sup>	36 °C.min <sup>-1</sup>
18 mm	34 °C.min <sup>-1</sup>	44 °C.min <sup>-1</sup>	60 °C.min <sup>-1</sup>

Tableau 3-5 : Vitesse de chauffage en fonction de la profondeur dans l'échantillon et du flux de chaleur incident

## 2.2. Front de pyrolyse

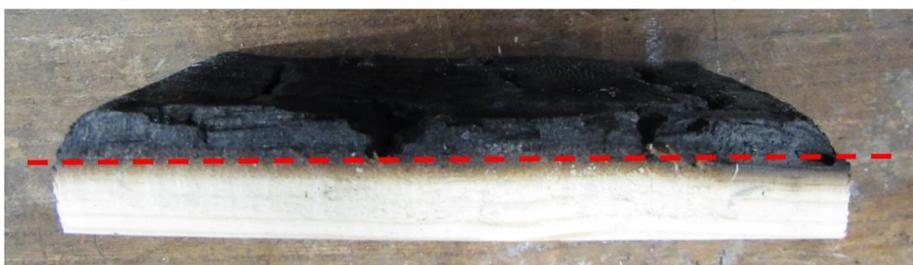
Les Figure 3-13, Figure 3-14 et Figure 3-15 présentent les fronts de pyrolyse obtenus respectivement à 20, 30 et 50 kW.m<sup>-2</sup> pour différents temps d'exposition. Le front représenté correspond à celui au centre de l'échantillon, obtenu après découpe.

Les Figure 3-13 a., Figure 3-14 a. et Figure 3-15 a. montrent une épaisseur de char comprise entre 4 et 6 mm (correspondant à des temps d'exposition respectivement de 400, 200 et 150 secondes pour des flux incidents de 20, 30 et 50 kW.m<sup>-2</sup>). Le front de pyrolyse (ligne rouge en pointillés sur les figures) à ces instants est parallèle à la surface exposée. Cette observation traduit le processus d'échauffement unidimensionnel 1D du matériau, et, ainsi, le bon contrôle des conditions aux limites. Le critère expérimental correspondant au front de pyrolyse est clairement visible et la zone entre le char et le bois vierge est relativement mince. Ainsi, la cinétique chimique prend place rapidement et n'est pas le processus limitant à ces instants, la décomposition de l'échantillon semble être limitée par le transfert thermique.

Les Figure 3-13 b., Figure 3-14 b. et Figure 3-15 b. montrent une épaisseur de char formé d'environ 12 mm (correspondant à des temps d'exposition de 1 000, 800 et 700 secondes pour des flux de respectivement 20, 30 et 50 kW.m<sup>-2</sup>). A ces instants, les effets de bords sont clairement visibles et le processus d'échauffement n'est plus monodimensionnel. Durant sa décomposition thermique, le matériau se contracte légèrement, laissant un passage sur ses côtés au flux de chaleur favorable à la décomposition thermique. La partie centrale de l'échantillon reste néanmoins unidimensionnelle et le critère correspondant au front de pyrolyse reste correctement visible. Néanmoins, la délimitation entre le char et le bois vierge est plus épaisse, traduisant une zone de réaction élargie. Cet élargissement résulte notamment de l'influence du retour thermique induit par la condition en face arrière de l'échantillon.

Dans la suite du mémoire, les résultats présentés correspondent au front de pyrolyse mesuré au centre de l'échantillon, permettant de s'affranchir des effets de bord.

a. Coupe au centre d'un échantillon soumis à 20 kW.m<sup>-2</sup> pendant 400 secondes



b. Coupe au centre d'un échantillon soumis à 20 kW.m<sup>-2</sup> pendant 1 000 secondes

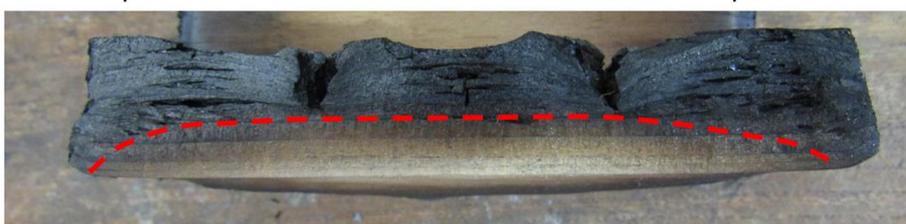
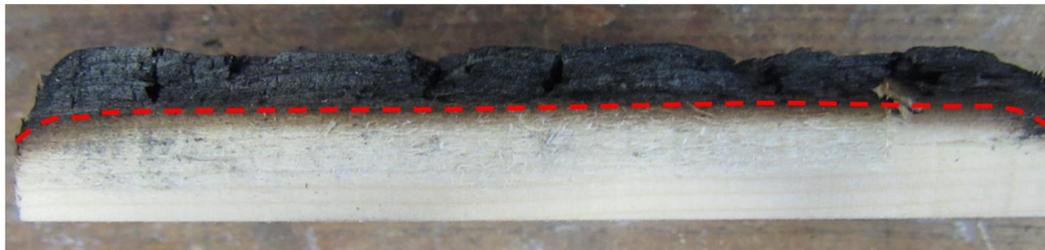


Figure 3-13 : Front de pyrolyse pour un flux de  $20 \text{ kW.m}^{-2}$ , a. Après une exposition de 400 secondes, b. Après une exposition de 1 000 secondes

a. Coupe au centre d'un échantillon soumis à  $30 \text{ kW.m}^{-2}$  pendant 200 secondes



b. Coupe au centre d'un échantillon soumis à  $30 \text{ kW.m}^{-2}$  pendant 800 secondes



Figure 3-14 : Front de pyrolyse pour un flux de  $30 \text{ kW.m}^{-2}$ , a. Après une exposition de 200 secondes, b. Après une exposition de 800 secondes

a. Coupe au centre d'un échantillon soumis à  $50 \text{ kW.m}^{-2}$  pendant 150 secondes



b. Coupe au centre d'un échantillon soumis à  $50 \text{ kW.m}^{-2}$  pendant 700 secondes



Figure 3-15 : Front de pyrolyse pour un flux de  $50 \text{ kW.m}^{-2}$ , a. Après une exposition de 200 secondes, b. Après une exposition de 700 secondes<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Il est important de noter que la régression de surface sur la Figure 3-15 b. a été causée par la découpe de l'échantillon, et ne provient pas de l'oxydation du char.

La position du front de carbonisation pour les trois flux de chaleur étudiés est représentée sur les Figure 3-16, Figure 3-17 et Figure 3-18. Les positions obtenues par la mesure directe du front sont représentées, ainsi que l'estimation de la position du front obtenue par les températures (valeurs issues du Tableau 3-4). Les incertitudes ont été obtenues en considérant une erreur liée à la mesure ainsi que l'incertitude liée au matériau qui sont estimées à 15 %. Cette valeur correspond à l'incertitude du matériau maximale obtenue sur les essais de perte de masse. Cette incertitude est ainsi reportée dans le cas du front de pyrolyse. Les incertitudes horizontales (incertitudes sur le temps) sont supposées négligeables pour les positions obtenues par la mesure. Les incertitudes indiquées dans le Tableau 3-4 correspondent aux incertitudes liées à l'estimation par les températures. Les phases identifiées précédemment sont également indiquées. Comme attendu, le front de pyrolyse se propage plus rapidement à fort flux de chaleur.

Comme dans l'étude de White (White 2000), les positions du front de pyrolyse obtenues par l'exploitation des mesures de température sont en accord avec les mesures directes.

Cependant, la propagation du front ne semble pas linéaire et se déroule selon trois dynamiques :

- Au début de l'essai, le front se propage rapidement du fait de la faible épaisseur de char formé. Ce phénomène n'est pas très marqué à  $20 \text{ kW.m}^{-2}$ . Le faible flux incident permet alors une pénétration plus lente du front de chaleur et le long délai d'inflammation permet au matériau d'amorcer sa décomposition et de former du char avant l'inflammation. Ainsi, au moment de l'inflammation, l'épaisseur de char précédemment formée agit déjà comme une couche protectrice face aux flux extérieurs provenant de la flamme et du cône. Durant cette étape, une épaisseur d'environ 4 mm de char se forme pour les trois flux étudiés.
- L'étape 3, caractérisée par un taux quasi-constant de perte de masse et de dégagement de chaleur, voit un ralentissement de la vitesse du front de pyrolyse.
- La dernière phase est en lien avec l'étape 4 précédemment identifiée. Elle est caractérisée par une forte accélération du front de pyrolyse causée par l'isolation en face arrière. Elle débute lorsque l'épaisseur de bois vierge est de l'ordre de 6 à 8 mm.

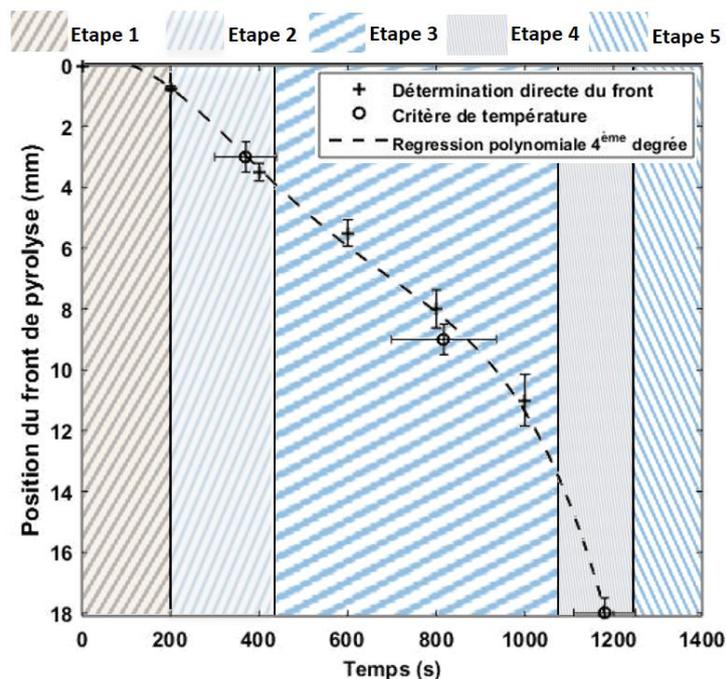


Figure 3-16 : Evolution du front de pyrolyse pour un flux de  $20 \text{ kW.m}^{-2}$

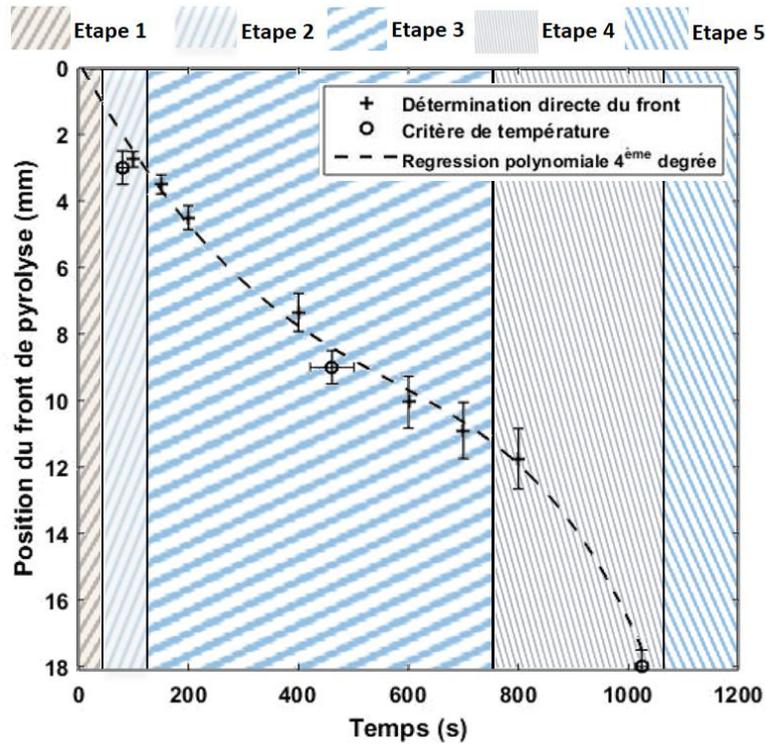


Figure 3-17 : Evolution du front de pyrolyse pour un flux de  $30 \text{ kW.m}^{-2}$

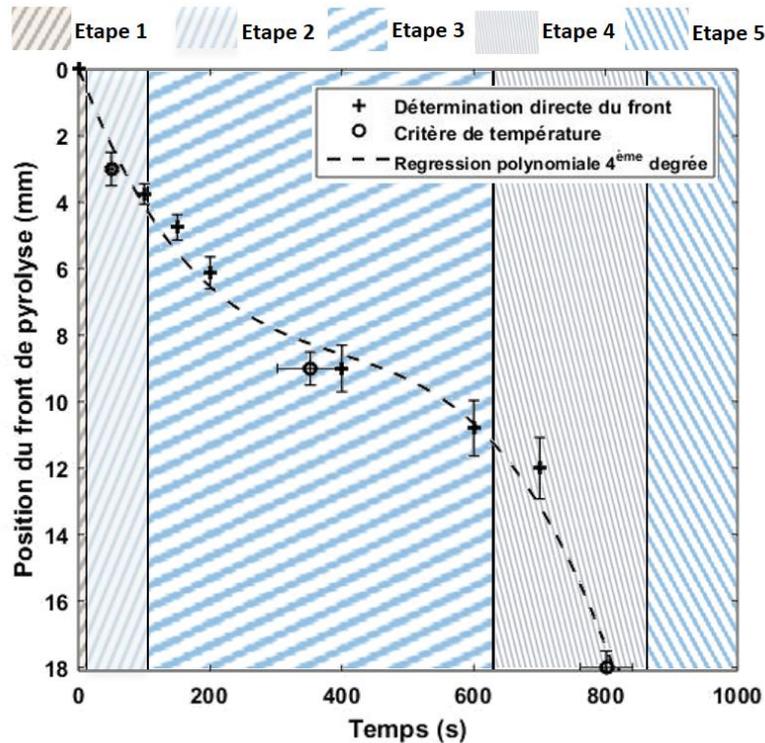


Figure 3-18 : Evolution du front de pyrolyse pour un flux de  $50 \text{ kW.m}^{-2}$

Les régressions polynomiales présentées sur les Figure 3-16, Figure 3-17, et Figure 3-18 permettent d'estimer la position du front de pyrolyse à chaque instant. La dérivée par rapport au temps de ces

équations donne la vitesse de propagation du front. La Figure 3-19 présente la vitesse de propagation du front en fonction de sa position dans l'épaisseur du matériau.

La dynamique précédemment reportée y est clairement observée. La vitesse de propagation est rapide sur les premiers millimètres de l'épaisseur du solide. L'influence du flux de chaleur extérieur est clairement visible puisqu'une disparité importante apparaît pour les trois flux en proche surface. Cela est en accord avec les vitesses de chauffage reportées dans le Tableau 3-5 : en proche surface, le solide s'échauffe rapidement, générant un front de pyrolyse rapide et le pic de vitesse de perte de masse et de dégagement de chaleur identifiés à l'étape 2. L'épaisseur de char qui se forme réduit ensuite considérablement l'énergie apportée au niveau du front de décomposition, il en résulte une diminution rapide de la vitesse de propagation du front. Lorsque le front de pyrolyse se situe à mi-épaisseur de l'échantillon (entre 8 et 10 mm), la vitesse atteint une valeur minimale, identique pour chacun des flux. Ceci signifie que quel que soit le flux incident, l'énergie disponible au niveau du front de pyrolyse à ces positions est comparable. Le retour thermique du porte échantillon génère des vitesses de propagation importantes, plus élevées que lorsque le front est proche de la surface. Il est supposé que le retour thermique tend à homogénéiser les températures en face arrière de l'échantillon. Ainsi, l'augmentation de la vitesse de propagation est assimilée au front de pyrolyse qui se déplace de proche en proche, puisque le gradient de température dans cette zone est petit. Cela est étudié plus en détail dans la section III.4 de ce chapitre.

La vitesse de propagation du front de pyrolyse dépend de la sévérité d'un incendie. Pouvoir évaluer l'épaisseur de char qui se forme pendant la décomposition du matériau est crucial, notamment pour prédire la tenue mécanique résiduelle de la structure, puisque la tenue mécanique décroît au fur et à mesure que le matériau se décompose (Ropital et al. 2013; Schneid et al. 2014)

De nombreuses études de détermination de la vitesse de formation du char sont disponibles. La plupart de ces données ont été obtenues en utilisant la courbe temps-température normalisée donnée par la norme (ISO 834-1 1999). Les vitesses ainsi déterminées sont comprises entre  $0,8 \text{ mm}\cdot\text{min}^{-1}$  pour des résineux de faible masse volumique et taux d'humidité, et  $0,4 \text{ mm}\cdot\text{min}^{-1}$  pour des bois plus denses (Schaffer 1967; Collier 1992; Ashton 1970; Lie 1994). D'autres auteurs ont déterminé la vitesse de formation du char pour des flux de chaleur constants (Mikkola 1991; White 1988; Nussbaum 1988) afin d'en déterminer les facteurs d'influence. La masse volumique, le flux incident, la direction des fibres, la composition chimique du combustible ou encore le taux d'humidité ont une influence majeure sur la vitesse de formation du char. Des corrélations empiriques permettant de déterminer le taux de formation de char moyen en fonction de la masse volumique ou du flux ont été proposées.

L'Eurocode 5 (EN 1995-1-2 Eurocode 5 2005) propose des méthodes simplifiées et avancées pour le calcul de l'épaisseur de formation de char. Les méthodes simplifiées considèrent un taux de formation de char constant. Par exemple, pour des résineux de densité supérieures à  $290 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$ , la vitesse de formation de char indiquée est de  $0,65 \text{ mm}\cdot\text{min}^{-1}$ . L'estimation de l'épaisseur de char ainsi formée permet de déterminer l'épaisseur de bois encore vierge afin d'évaluer la tenue mécanique résiduelle de la structure.

Les méthodes avancées utilisent une analyse et des procédures plus sophistiquées qui conduisent à des prédictions plus précises du comportement au feu des structures. La méthode proposée est d'estimer le champ de température dans la structure à l'aide d'un code de calcul de transfert thermique, puis d'exporter les résultats sur un code de calcul structurel en tenant compte des propriétés mécaniques du bois de 20 à  $300^\circ\text{C}$ , la valeur de  $300^\circ\text{C}$  étant considérée comme la température d'initiation de la formation du char.

Au vu des variations de la vitesse de propagation présentées sur la Figure 3-19, le fait de considérer une vitesse de propagation constante peut engendrer des écarts non négligeables. De plus, la propagation est fortement dépendante de l'épaisseur du matériau et des conditions aux limites appliquées. Il est ainsi préférable d'utiliser une méthode plus avancée.

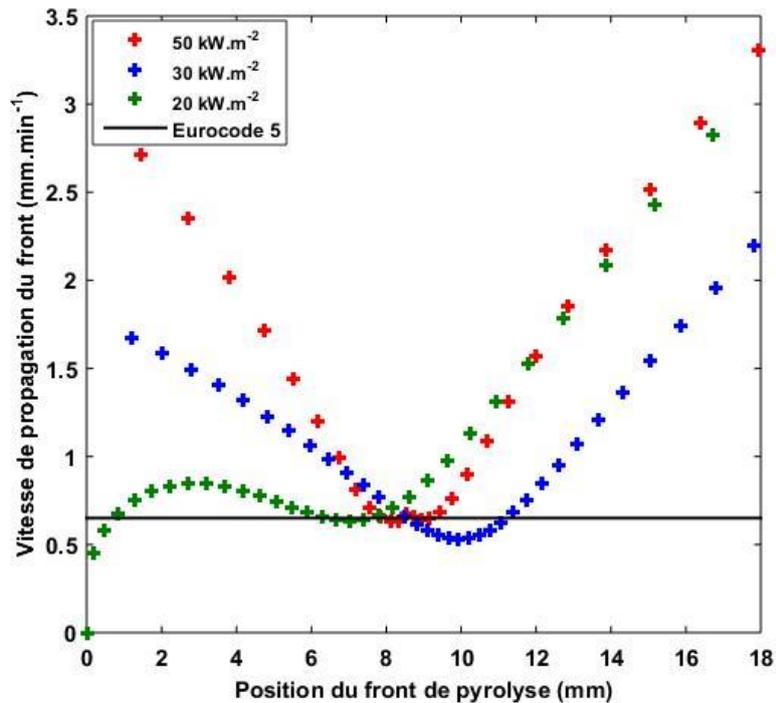


Figure 3-19 : Evolution de la vitesse de propagation du front de pyrolyse pour des flux de 20, 30 et 50 kW.m<sup>-2</sup>, obtenue en dérivant les régressions polynomiales reportées sur les Figure 3-16, Figure 3-17 et Figure 3-18

### III. Modélisation numérique du comportement au feu du matériau

La modélisation numérique à l'aide du code Fire Dynamics Simulator dans sa version 6.6.0 (McGrattan et al. 2017b) proposée au cours de cette étude a pour objectif de simuler le comportement au feu du bois à l'échelle matériau. Pour cela, les modèles phénoménologiques et les jeux de données présentés dans la section IV du chapitre précédant à l'échelle matière sont utilisés à l'échelle du matériau comme données d'entrée.

Ces données sont rappelées dans le Tableau 3-6 et Tableau 3-7 :

Réaction	Réactif	Produits (solide)	Produits (gaz)	A (s-1)	E (kJ.kmol-1)	n	n <sub>O2</sub>	ν
1	Wet Wood	Dry Wood	Vapeur d'eau	4,06.10 <sup>8</sup>	6,65.10 <sup>4</sup>	2,8	0	0,9
2	Dry Wood	Char	Pyrolysate	1,59.10 <sup>9</sup>	1,37.10 <sup>5</sup>	0,95	0	0,18
3	Dry Wood	Char	Pyrolysate	3,3.10 <sup>25</sup>	3,0.10 <sup>5</sup>	1,2	1	0,3
4	Char	Ash	CO2	1,86.10 <sup>27</sup>	3,9.10 <sup>5</sup>	0,5	1	0

Tableau 3-6 : Propriétés cinétiques du bois et du char

Espèces	k (W.m <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> )	Cp (J.(g <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> ))	ρ (kg.m <sup>-3</sup> )	ε	ΔH (kJ.kg <sup>-1</sup> )
Wet wood	0,126 + 1,45.10 <sup>-4</sup> T(°C)	1,16 + 3,05.10 <sup>-3</sup> T(°C)	440	0.85	2 410
Dry wood	0,126 + 1,45.10 <sup>-4</sup> T(°C)	1,16 + 3,05.10 <sup>-3</sup> T(°C)	400	0.85	-61,84
Char	0,1	0,47 + 2,1.10 <sup>-3</sup> .T	90	0.95	-37 700

Tableau 3-7 : Propriétés thermiques du bois et du char

#### 1. Configuration numérique

##### 1.1. Domaine de calcul et maillage

Les simulations menées à cette échelle avec FDS considèrent un domaine de calcul correspondant aux dimensions du banc d'essai : 400 mm de longueur et de largeur (direction x et y) et 500 mm de hauteur (direction z). Ce domaine est suffisamment grand pour contenir l'intégralité de la flamme.

La définition du maillage en phase gazeuse est une tâche essentielle dans une étude numérique. McGrattan (McGrattan et al. 2017a) préconisent l'utilisation de mailles fines afin d'intégrer l'ensemble des phénomènes de turbulence et d'aérochimie susceptibles de modifier le comportement au feu du matériau. Il considère que le maillage est suffisamment fin lorsque le critère de Hill et al. (Hill et al. 2007) est suivi, permettant alors de résoudre de manière adéquate l'écoulement du fluide et la dynamique du feu, notamment les phénomènes radiatifs associés. La taille de maille pour une simulation donnée peut être corrélée au diamètre caractéristique du feu, défini comme :

$$D^* = \left( \frac{\dot{Q}}{\rho_{\infty} c_p T_{\infty} \sqrt{g}} \right)^{\frac{2}{5}} \quad \text{Équation 3-2}$$

Avec  $\rho_{\infty} = 1,204 \text{ kg.m}^{-3}$ ,  $c_p = 1,005 \text{ kJ.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$ ,  $T_{\infty} = 20^{\circ}\text{C}$ , et  $g = 9,81 \text{ m.s}^{-2}$ .  $\dot{Q}$  correspond au dégagement de chaleur du feu (HRR). Dans ce cas, le HRR est de 3 kW et correspond à la valeur du taux de dégagement de chaleur maximal de  $299 \text{ kW.m}^{-2}$  indiqué dans le Tableau 3-3 pour une surface de  $0.1 \times 0.1 \text{ m}^2$ .

Un critère de fiabilité de modélisation est donné par le rapport  $\frac{D^*}{dx}$  tel que :

$$4 < \frac{D^*}{dx} < 16 \quad \text{Équation 3-3}$$

Ainsi, pour une modélisation pertinente du comportement au cône calorimètre, le maillage en phase gazeuse doit être compris entre  $dx \approx 5 \text{ mm}$  (maillage fin) et  $25 \text{ mm}$  (maillage grossier).

Toutefois, ce critère n'est pas absolu quant à la définition du maillage, il sert de point d'entrée. Une analyse de sensibilité au maillage est ainsi nécessaire. Pour cela, trois tailles de maille sont considérées : 5, 10 et 25 mm pour la phase gazeuse où a lieu la combustion.

Le choix du maillage en phase solide est également important. En effet, il est nécessaire de correctement représenter l'onde thermique dans le solide et la cinétique de décomposition, puisque ces phénomènes vont conditionner la cinétique de décomposition du matériau. Une estimation préliminaire de la longueur de pénétration de l'onde thermique permet de donner un ordre de grandeur de la taille de maille à utiliser. En supposant un pas de temps  $\Delta t$  de 0,1 seconde (le pas de temps est contrôlé par la condition CFL (Courant Friedrich Levy)), la longueur de l'onde thermique est déterminée par (Rohsenow et al. 1985) :

$$L = \sqrt{\alpha \Delta t} \quad \text{Équation 3-4}$$

En utilisant les propriétés thermiques du matériau à température ambiante, la longueur de pénétration de l'onde thermique est alors de 0,16 mm. Un maillage raisonnable est de plus supposé contenir environ 10 mailles dans la longueur caractéristique d'un phénomène (Trouvé 2018). La taille de maille dans l'épaisseur du solide est ainsi fixée à 0,018 mm (l'épaisseur du matériau étant de 18 mm, une taille de maille de 0,016 mm n'est pas possible pour obtenir un maillage uniforme). Le maillage ainsi défini est homogène dans toute l'épaisseur du matériau. Une étude de sensibilité à ce paramètre a montré qu'une taille de maille plus élevée pouvait être choisie. Toutefois, les modélisations ont toutes été réalisées avec cette taille de maille en phase solide.

## 1.2. Conditions aux limites

Les conditions aux limites mises en place dans le modèle numérique doivent être représentatives des conditions expérimentales. Sur chaque frontière du domaine en phase gazeuse, la condition imposée est de type frontière ouverte vers l'extérieur : le gradient de vitesse est nul, la pression et la température sont aux conditions ambiantes. De ce fait, les fluides peuvent circuler librement dans l'ensemble du domaine. La température de l'air, de l'échantillon et du porte échantillon sont initialement fixées à la température ambiante ( $20^{\circ}\text{C}$ ).

Au niveau du dispositif, la résistance conique n'est pas modélisée. Le niveau d'irradiance souhaité à la surface de l'échantillon est défini en imposant directement un flux extérieur (quantité "EXTERNAL\_FLUX" dans FDS 6.6.0) constant en surface de l'échantillon durant toute la simulation. Boulet et al. (Boulet et al. 2015) ont montré que le flux incident au cône n'était pas parfaitement

homogène sur toute la surface de l'échantillon, notamment au bord de l'échantillon où le flux est plus faible. Toutefois, au vu de la surface impactée, l'hypothèse d'un flux homogène paraît acceptable. Aussi, l'absorption du flux incident due à la présence de la flamme n'est pas considérée, Rhodes et Quintiere (Rhodes et Quintiere 1996) ayant montré que la flamme au cône calorimètre est pratiquement transparente (> 90 %) pour le flux incident.

En face arrière de l'échantillon est considéré le transfert thermique dans le porte échantillon d'épaisseur 100 mm. La densité et la conductivité thermique de ce porte échantillon sont disponibles par le constructeur (Distrisol 2018). La capacité thermique est issue de la littérature (Bentz et Prasad 2007). La face arrière du porte échantillon est déclarée comme isolée, et de ce fait, aucune perte de chaleur n'y est considérée.

### 1.3. Hypothèses numériques

Les modèles utilisés sont présentés dans le chapitre 1, section III. La modélisation du comportement au feu du matériau nécessite de nombreuses hypothèses. Pour la phase solide, les principales hypothèses que nous avons formulées sont :

- Le transfert thermique par conduction dans le solide est unidimensionnel.
- Le transport des espèces gazeuses dans le solide n'est pas pris en compte :
  - o Les produits gazeux de décomposition formés sont instantanément transportés à la surface du matériau.
  - o La quantité d'oxygène pouvant diffuser dans le solide est implémentée à l'aide d'une fonction d'amortissement, basée sur la fraction massique d'oxygène dans la première maille gazeuse en surface du solide et de l'épaisseur totale de diffusion de l'oxygène dans le matériau (paramètre défini par l'utilisateur). La prise en compte des réactions thermo-oxydatives reste ainsi très limitée. Au vu des observations expérimentales, celles-ci sont considérées uniquement à la surface (longueur de pénétration maximale de l'oxygène inférieur à 1 mm).
- La porosité, la déformation, la rétraction du solide ne sont pas prises en compte.
- Le contact thermique entre l'échantillon et le porte échantillon est supposé parfait.
- Le flux de chaleur incident est supposé constant et homogène sur toute la surface du solide durant toute la simulation.

Pour la phase gazeuse, les principales hypothèses formulées sont :

- Un seul gaz combustible est considéré, correspondant à la formule élémentaire du bois :  $C_{3,4}H_{6,2}O_{2,5}$  (Hostikka et McGrattan 2001).
- Les réactions sont supposées infiniment rapides, avec un taux constant de formation de suies et de CO, respectivement de 0,004 et 0,01  $kg.kg^{-1}$  (Tewarson 2002).
- La chaleur de combustion est constante et égale à 14  $MJ.kg^{-1}$ .

## 2. Sensibilité au maillage

La convergence du maillage est étudiée à travers trois tailles de maille en phase gazeuse : 5, 10 et 25 mm. Ces tailles correspondant à l'intervalle de fiabilité représentatif du paramètre  $D^*$  discuté précédemment. L'influence du maillage sur la qualité des résultats numériques est évaluée à travers

le taux de dégagement de chaleur (donnée globale) et les températures (données locales). Les données expérimentales ne sont pas présentées, cela fait l'objet de la partie suivante. Pour les trois cas représentés, les données d'entrée et les conditions aux limites sont identiques, seule la taille de maille change.

Les résultats concernant le taux de dégagement de chaleur sont présentés sur la Figure 3-20. Les données concernant la taille de maille de 5 mm ne sont pas complètes, le calcul étant trop couteux en temps.

Les tailles de mailles étudiées ne semblent pas impacter largement la prédiction du taux de dégagement de chaleur. Toutefois, le pic de dégagement de chaleur à l'inflammation est environ 100  $\text{kW.m}^{-2}$  supérieur pour un maillage de 25 mm, par rapport à celui obtenu pour un maillage de 5 et 10 mm. Ce phénomène peut être lié à un artefact numérique.

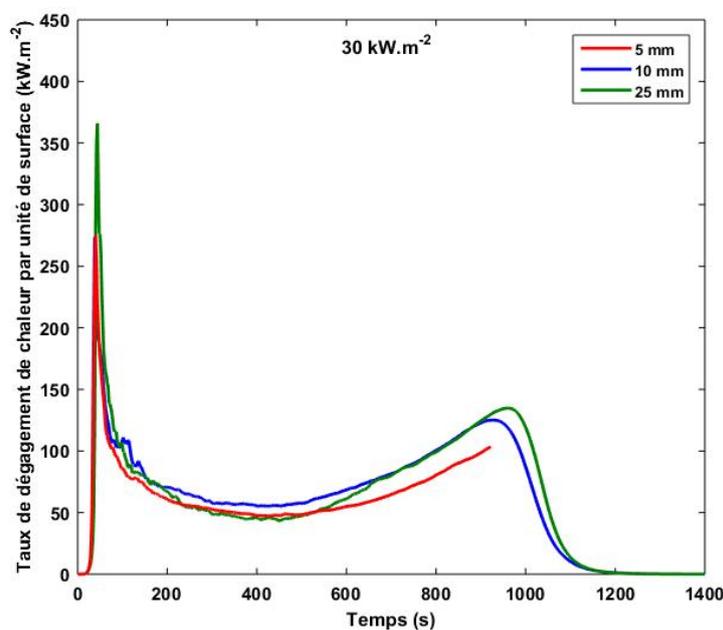


Figure 3-20 : Evolution numérique du taux de dégagement de chaleur pour les trois tailles de maille investiguées et un flux incident de  $30 \text{ kW.m}^{-2}$

Concernant les données locales, la Figure 3-21 présente les températures prédites par les trois tailles de mailles étudiées. Des disparités importantes apparaissent, notamment proche de la surface de l'échantillon, où un écart de  $100^\circ\text{C}$  peut être observé entre une taille de maille de 25 mm et de 10 mm.

Ce phénomène peut être attribué au gradient thermique dans la flamme, qui est mieux capté avec une taille de maille fine. La distribution du flux radiatif est ainsi différente à la surface du matériau. Les gradients de température engendrés à la surface du matériau sont également différents selon le maillage. Ils sont mieux captés avec un maillage fin, en comparaison avec un maillage plus grossier comme celui de 25 mm. Ce dernier maillage engendre ainsi uniquement  $4 \times 4$  mailles à la surface du matériau. De ce fait, la température moyenne au centre de la surface de l'échantillon est plus faible qu'avec un maillage fin, impactant ainsi légèrement le transfert thermique dans l'épaisseur de l'échantillon.

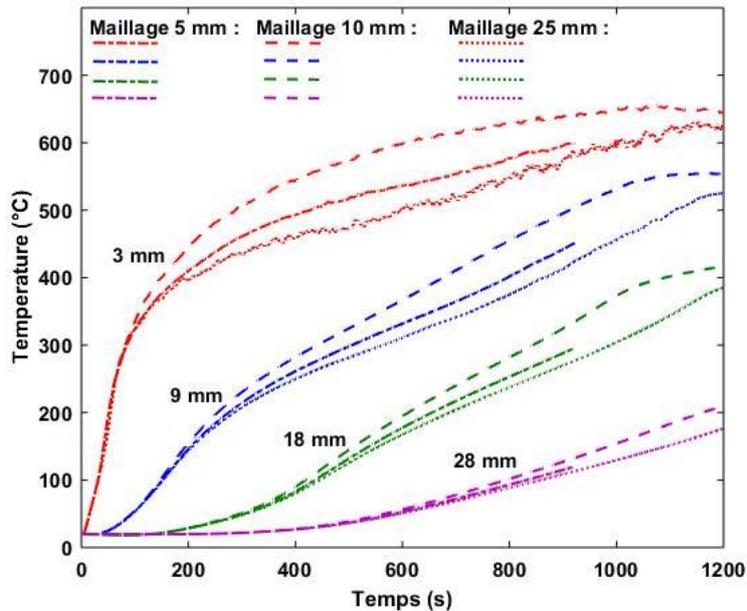


Figure 3-21 : Evolution numérique des températures dans l'épaisseur du matériau (profondeurs de 3 mm, 9 mm et 18 mm) et dans l'isolant pour les trois tailles de maille investiguées et un flux incident de  $30 \text{ kW.m}^{-2}$

La comparaison avec les données expérimentales dans la section suivante se fait avec une taille de maille de 10mm, qui représente un bon compromis entre le temps de calcul, et la précision des résultats.

### 3. Comparaison des résultats numériques et expérimentaux

Les différents essais expérimentaux réalisés et présentés précédemment sont simulés avec le code FDS en prenant en compte les hypothèses numériques décrites au préalable. La validation du modèle numérique et des hypothèses de calcul est basée sur la comparaison des résultats des simulations avec les données expérimentales, globales et locales.

#### 3.1. Valeurs globales

Les données expérimentales et numériques pour le taux de dégagement de chaleur, la vitesse de perte de masse et la perte de masse normalisée pour les trois flux de chaleur sont comparées respectivement sur les Figure 3-22, Figure 3-23 et Figure 3-24.

Sur la Figure 3-22, le temps pour atteindre l'inflammation est bien prédit numériquement pour les flux de  $30$  et  $50 \text{ kW.m}^{-2}$  (Tableau 3-8). Celui-ci est toutefois prédit environ 100 secondes trop tôt pour le flux de  $20 \text{ kW.m}^{-2}$ , notamment du fait du biais expérimental exposé précédemment (section II.1 de ce chapitre) : l'inflammation à ce niveau de flux est fortement dépendante de l'écoulement formé en surface et au-dessus du solide, car celui-ci pilote le mélange au niveau de l'igniteur et du type de pilote utilisé (Wu et al. 2000).

La Figure 3-23 montre que le pic de vitesse de perte de masse est surestimé pour les trois flux investigués : la valeur numérique correspond quasiment au double de la valeur expérimentale. Cela peut être dû à une perte d'information liée aux lissages des courbes expérimentales, ou à une réaction mal captée numériquement (évaporation de l'eau ou oxydation du char prédite trop tôt) qui surestimerait le pic de perte de masse. Ce point sera abordé à la fin de cette section.

La Figure 3-24 reporte la perte de masse expérimentale et numérique. Les résultats montrent que celle-ci est correctement captée par la simulation. De plus, la masse résiduelle prédite à l'extinction est identique à celle obtenue expérimentalement.

D'un point de vue numérique, aucune perte de masse et aucun dégagement de chaleur ne sont présents à l'extinction. Cela provient du fait que, dans le modèle, l'oxydation du char n'est pas prise en compte dans toute la profondeur du solide. En effet, durant les essais, des réactions d'oxydation du char étaient présentes uniquement proche de la surface du solide. La matrice s'oxydait ensuite en profondeur une fois que l'extinction prenait place.

Toutefois, des simulations préliminaires avaient montré l'incapacité du code à prédire l'oxydation du char à l'extinction. En effet, numériquement, lorsque la diffusion de l'oxygène est permise dans toute la profondeur du solide (i.e.  $L_{Ox} = 18 \text{ mm}$ , cf. Équation 1-20), une épaisseur de char importante était déjà oxydée bien avant l'extinction, modifiant alors la dynamique de décomposition thermique du solide (propagation du front de décomposition plus rapide, surestimation de la perte de masse, etc.). Cela est dû au modèle de calcul de la fraction massique d'oxygène dans le solide. Celle-ci n'est pas déterminée à partir d'équations de transport mais utilise une fonction arbitraire afin de tenir compte de la réaction d'oxydation, qui semble alors être surestimée.

Le Tableau 3-8 synthétise les principaux résultats issus des Figure 3-22, Figure 3-23 et Figure 3-24 et montre le bon accord entre le comportement expérimental et la prédiction numérique.

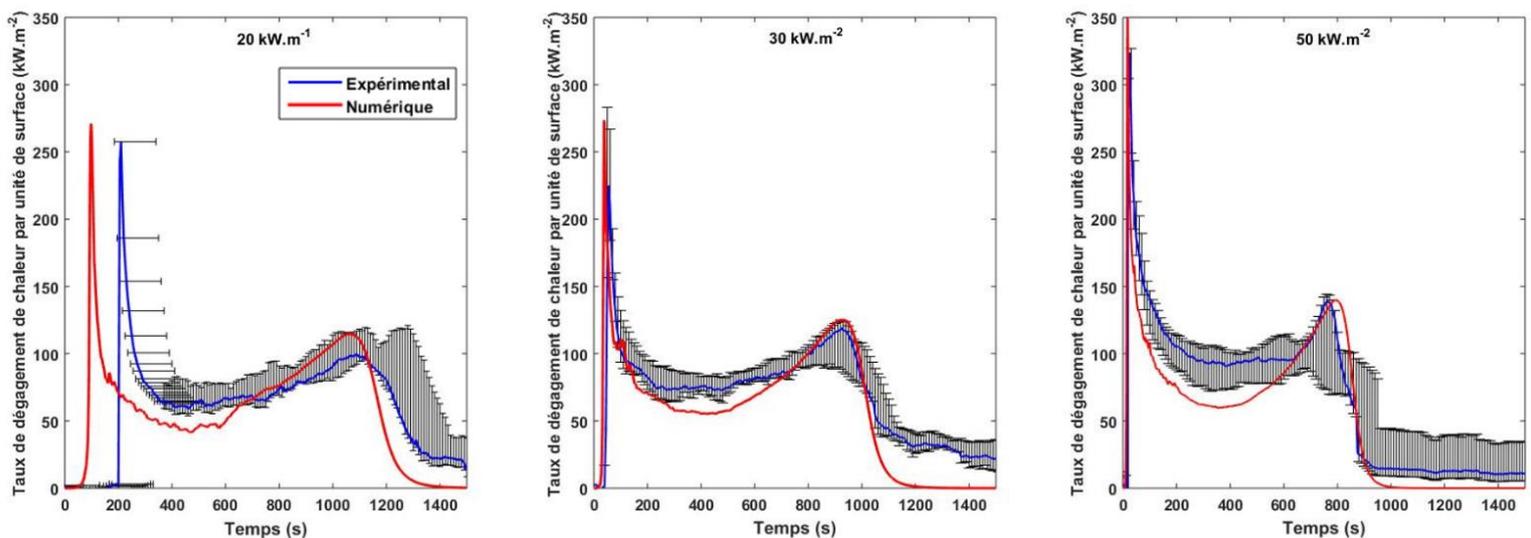


Figure 3-22 : Comparaison du taux de dégagement de chaleur par unité de surface expérimentale et numérique à 20, 30 et 50  $\text{kW.m}^{-2}$

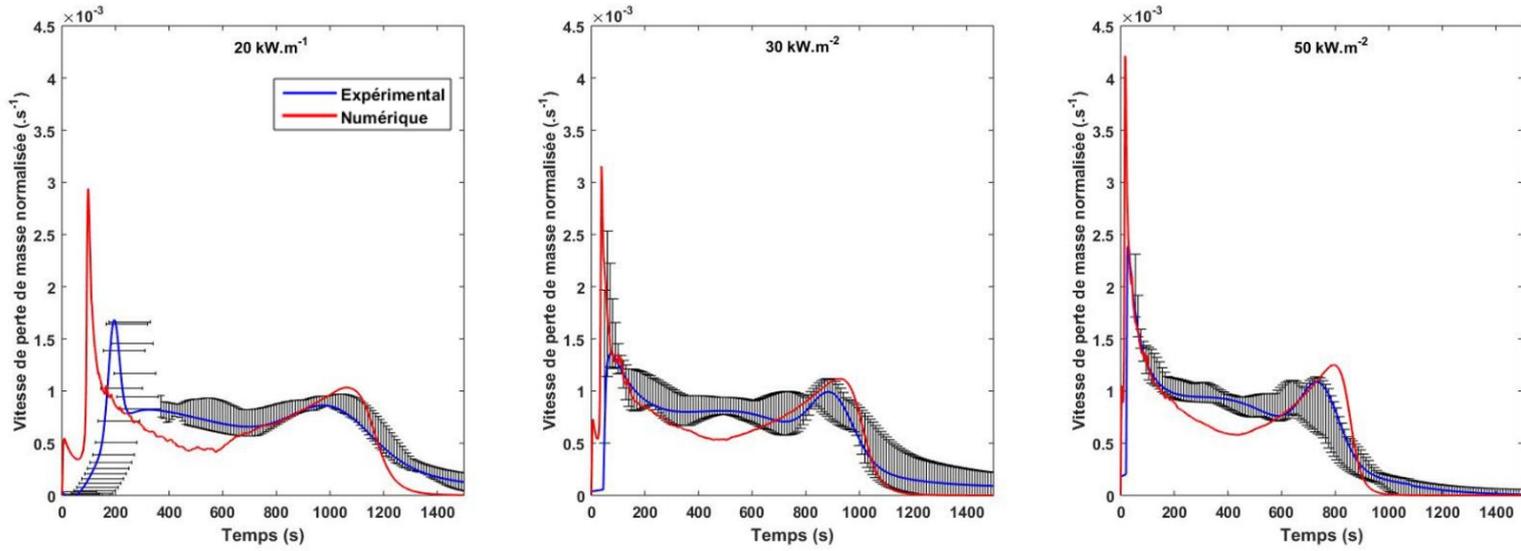


Figure 3-23 : Comparaison de la vitesse de perte de masse normalisée expérimentale et numérique à 20, 30 et 50 kW.m<sup>-2</sup>

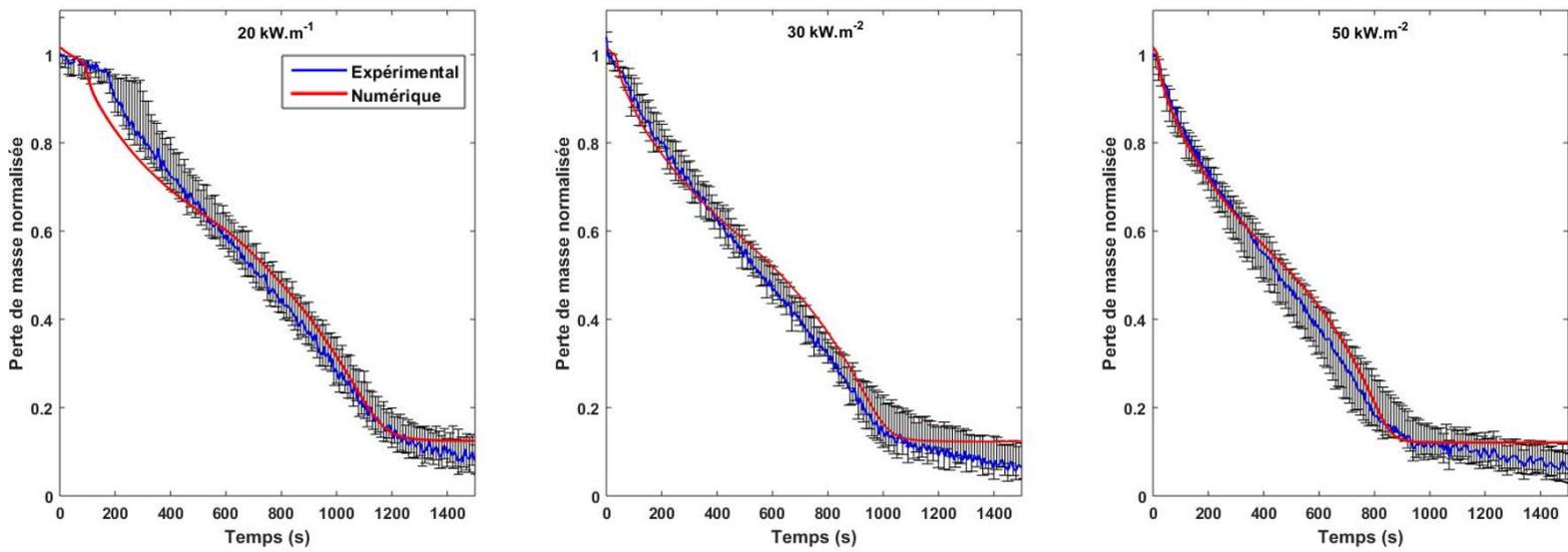


Figure 3-24 : Comparaison de la perte de masse normalisée expérimentale et numérique à 20, 30 et 50 kW.m<sup>-2</sup>

	Expérimental	Numérique	Expérimental	Numérique	Expérimental	Numérique
Flux de chaleur (kW.m <sup>-2</sup> )	20		30		50	
Délai d'inflammation (s)	295 ± 95	84	50 ± 5	36	15 ± 2	12
HRR <sub>max</sub> (kW.m <sup>-2</sup> )	247 ± 20	271	250 ± 21	273	299 ± 6	348
HRR <sub>moyen</sub> (kW.m <sup>-2</sup> )	76 ± 12	75,1	87 ± 14	80,5	108 ± 15	95,9
THR (MJ. m <sup>-2</sup> )	89 ± 2	84	92 ± 2	84	94 ± 2	81
Durée de combustion (s)	1125	1194	1090	1130	870	930
Masse résiduelle à l'extinction (%)	13,9 ± 3	12,7	13,7 ± 5	12,7	13,4 ± 4	12,7
Chaleur de combustion effective (MJ.kg <sup>-1</sup> )	14,1 ± 0,7	14,0	13,9 ± 0,7	14,0	14,0 ± 0,7	14,0

Tableau 3-8 : Comparaison des résultats expérimentaux et numériques pour la décomposition et la combustion du bois pour des flux de 20, 30 et 50 kW.m<sup>-2</sup>

La Figure 3-25 présente la vitesse de perte de masse totale ainsi que celle de chaque espèce, obtenue numériquement, pour un flux incident de 30 kW.m<sup>-2</sup>. L'évaporation de l'eau prend place immédiatement et se termine à environ 500 secondes. La réaction d'oxydation du char prend place pendant le pic lié à l'inflammation (étape 2). Expérimentalement, celle-ci a été observée lors de la phase stationnaire (étape 3). Ce résultat traduit la difficulté du code à prédire les réactions d'oxydation de la phase condensée. Toutefois, afin de conserver la masse résiduelle à l'extinction, il a été décidé de garder cette réaction pour les prochaines échelles.

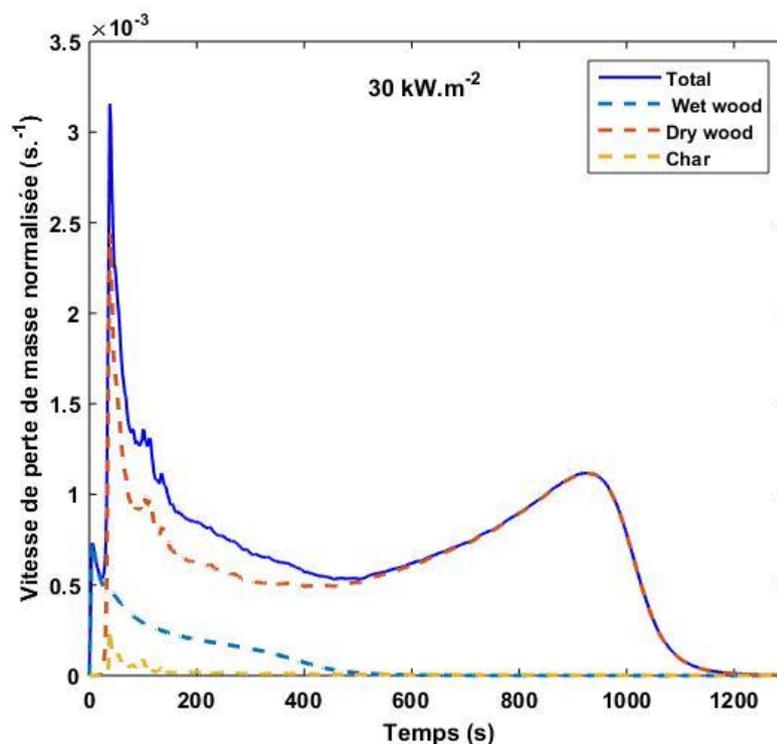


Figure 3-25 : Vitesse de perte de masse totale obtenue numériquement pour un flux de 30 kW.m<sup>-2</sup>

La comparaison des valeurs globales numériques et expérimentales présentées sur les Figure 3-22, Figure 3-23 et Figure 3-24 permet de valider le modèle numérique à cette échelle, en termes de sous-modèles, de données d'entrée et de géométrie.

Toutefois, le code n'apparaît pas capable de tenir compte précisément des réactions d'oxydation dans la phase condensée. Cela n'a pas d'impact majeur, car l'oxydation n'est considérée qu'en proche

surface. Ainsi, pour cette configuration, les phénomènes d'oxydation du char après extinction et de type smoldering ne peuvent être modélisés par FDS et il apparaît nécessaire d'utiliser une équation de transport supplémentaire pour résoudre la fraction massique d'oxygène dans le solide.

### 3.2. Valeurs locales

Les modèles numériques ainsi que les données d'entrée sont validés pour les données globales. Afin d'évaluer la capacité du modèle à prédire localement le comportement du matériau, les températures expérimentales et numériques sont comparées ainsi que la position du front de pyrolyse.

#### a. Températures

Les Figure 3-26, Figure 3-27 et Figure 3-28 présentent les températures expérimentales et numériques évaluées dans le matériau à 3 et à 9 mm de la surface exposée, en face arrière (18mm) et à 1 cm de profondeur dans l'isolant (28mm).

Les températures obtenues pour un flux de  $20 \text{ kW.m}^{-2}$  sont présentées sur la Figure 3-26. La prédiction n'est pas en accord avec les valeurs expérimentales, du fait du retard dans l'inflammation observé expérimentalement. Il est rappelé que lors des essais de mesure de températures, l'inflammation était comprise entre 300 et 400 secondes, tandis que numériquement, l'inflammation prend place après 100 secondes d'exposition. De ce fait, un écart de 200 à 300 secondes sur l'inflammation (et ainsi sur le retour thermique de la flamme) est présent entre les valeurs expérimentales et numériques. En considérant un décalage de 200 à 300 secondes des valeurs de températures expérimentales sur la Figure 3-26, la prédiction apparaît meilleure.

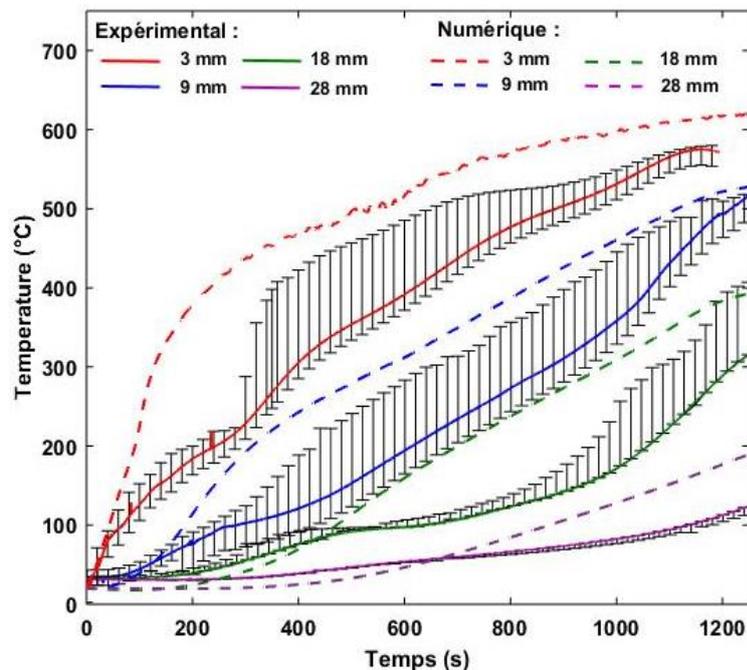


Figure 3-26 : Comparaison des températures expérimentales et numériques pour un flux de  $20 \text{ kW.m}^{-2}$

Les températures obtenues pour des flux de  $30 \text{ kW.m}^{-2}$  et  $50 \text{ kW.m}^{-2}$  sont présentées sur les Figure 3-27 et Figure 3-28. Les prédictions présentent un bon accord avec les valeurs expérimentales. Cependant, deux différences notables sont observées :

- Les températures autour de 100°C ne sont pas correctement prédites numériquement, montrant que l'évaporation de l'eau n'est pas bien représentée dans la modélisation. En effet, lors de l'échauffement du bois, l'eau se vaporise et une partie se recondense en diffusant en profondeur. Afin de tenir compte de ce comportement d'un point de vue numérique, il est indispensable de résoudre l'équation de transport des espèces en phase solide. De plus, quand bien même le modèle tient compte de l'évaporation de l'eau, l'utilisation d'une réaction basée sur une loi d'Arrhenius ne permet pas de simuler sa recondensation. En conclusion, pour le comportement de l'eau, il est nécessaire d'utiliser un autre modèle et de tenir compte du transfert de masse dans l'échantillon (Borujerdi et al. 2019; Fredlund 1988).
- La seconde différence a lieu après l'extinction (i.e. 1050 secondes pour 30 kW.m<sup>-2</sup> et 900 secondes pour 50 kW.m<sup>-2</sup>). Numériquement, la température observée décroît tandis qu'elle augmente expérimentalement. Cela est attribué à l'oxydation du char (fortement exothermique) qui prend place en profondeur expérimentalement, alors qu'elle n'est pas prise en compte numériquement.

Les températures obtenues à 1 cm de profondeur dans l'isolant sont en bon accord avec les valeurs expérimentales. Cela signifie que les conditions aux limites en face arrière sont bien représentées numériquement, ce qui est indispensable, la condition en face arrière influençant considérablement le comportement thermique du matériau.

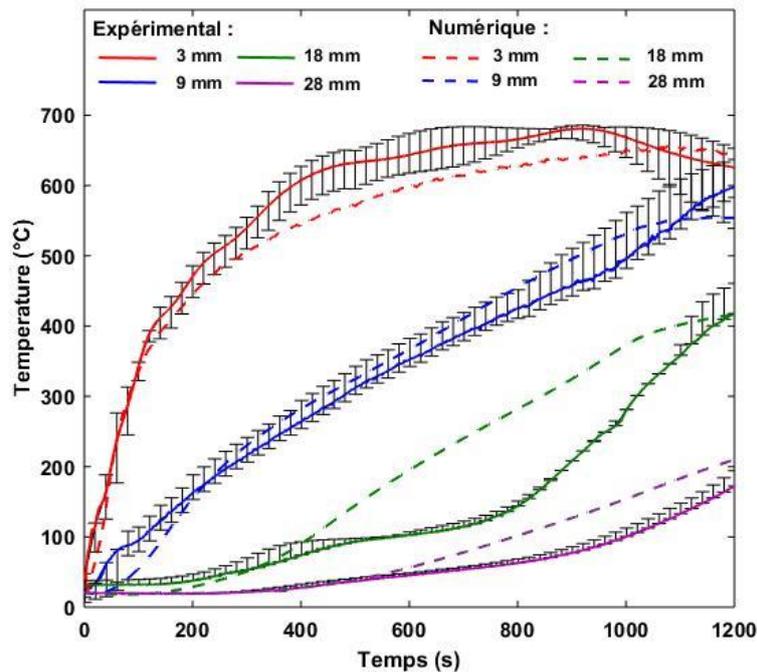


Figure 3-27 : Comparaison des températures expérimentales et numériques obtenues pour un flux de 30 kW.m<sup>-2</sup>

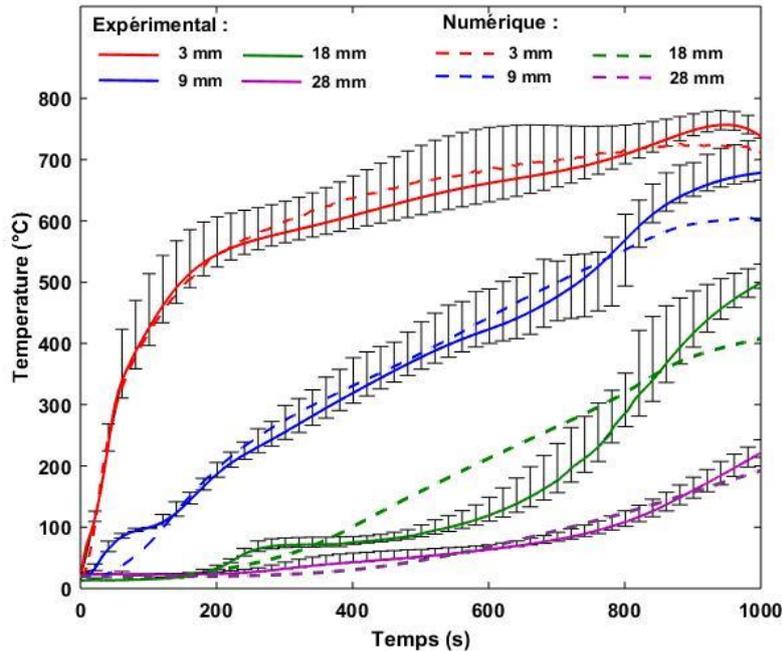


Figure 3-28 : Comparaison des températures expérimentales et numériques obtenues pour un flux de  $50 \text{ kW.m}^{-2}$

#### b. Front de pyrolyse

Le suivi numérique du front de pyrolyse nécessite la définition d'un critère approprié. Expérimentalement, ce critère était visuel (découpe d'un échantillon après un certain temps d'exposition et mesure de l'épaisseur) ou basé sur une température de pyrolyse, fixée à  $300^\circ\text{C}$ . D'un point de vue numérique, plusieurs critères ont été reportés dans la littérature. Un critère couramment utilisé est une température de pyrolyse fixe, la température de  $300^\circ\text{C}$  étant souvent utilisée pour estimer l'épaisseur de char formé (Martinka et al. 2018; Cachim et Franssen 2010). D'autres températures ont été reportées dans la littérature, obtenues suivant des approches différentes. La température de pyrolyse  $y$  est définie comme étant :

- La température correspondant à 50 % de perte de masse lors d'essais ATG (Desrosiers et Lin 1984; Staggs 1999).
- La température au point d'inflexion d'une courbe ATG (Staggs 1999).
- La température plateau observée lors de mesures de températures dans un matériau en décomposition (Desrosiers et Lin 1984).
- La température estimée à partir de mesures de températures de surface et de l'historique de perte de masse (Jia et al. 1999).

Cependant, le choix d'un critère de température constante pour représenter le front de pyrolyse peut être discutable. La dynamique de propagation du front dépend de plusieurs paramètres tels que le flux net à la surface par exemple et d'autres facteurs qui affectent la vitesse de chauffage (Alvares 1964). En effet, l'influence de la vitesse de chauffage sur la décomposition thermique du matériau est déjà visible à petite échelle. Lors des essais ATG, l'augmentation de la vitesse de chauffage a montré un décalage de la perte de masse vers des températures plus importantes (cf. Figure 2-4), comme décrit

dans la littérature (Branca et al. 2005; Antal et Varhegyi 1995; Várhegyi et al. 1997). Une vitesse de chauffage élevée signifie une exposition plus courte à une température donnée ou à un domaine de température donné. L'échantillon doit ainsi atteindre des températures plus élevées pour avoir suffisamment de temps pour terminer sa décomposition thermique (Mehrabian al. 2012).

Ainsi, du fait de la large gamme de vitesses de chauffage présentes dans l'épaisseur du matériau, comme reporté dans le Tableau 3-5, considérer une température de pyrolyse fixe comme critère de front de pyrolyse apparaît discutable numériquement. Afin de tenir compte de la dynamique d'échauffement de chacune des mailles du solide, certains critères ont été utilisés dans la littérature. Galgano (Galgano et Di Blasi 2004) propose de définir le front comme étant le moment où une maille solide atteint 50 % de conversion de l'espèce Dry wood. L'utilisation d'un tel critère permet de tenir compte de la dynamique d'échauffement du solide, qui diffère en fonction de l'épaisseur et des conditions aux limites. Pozzobon (Pozzobon et al. 2014) définit le front de pyrolyse comme le taux maximum de conversion de l'espèce Dry wood en char. C'est ce critère qui est utilisé dans notre étude.

La position  $\delta_p$  du front de pyrolyse est alors définie comme :

$$\delta_p = Z \left( \left| \frac{dY_{dry}}{dt} \right|_{Max} \right) \quad \text{Équation 3-5}$$

L'utilisation de ce critère pour suivre numériquement le front de pyrolyse va permettre d'extraire des informations quant aux caractéristiques du front de pyrolyse, notamment la température à laquelle ce critère est atteint. La présentation de ces caractéristiques fait l'objet de la section III.4 de ce chapitre.

Comme exposé précédemment, la décomposition thermique du matériau ne se fait pas à travers un front de pyrolyse (front de réaction infiniment fin), mais plutôt à travers une zone de réaction plus ou moins large en fonction des conditions de décomposition. Toutefois, la largeur de la zone de réaction est difficile à quantifier expérimentalement. Une délimitation assez franche a néanmoins été observée lors des essais, et elle est appelée dans cette étude front de pyrolyse. Numériquement, il est possible de définir un critère pour décrire la zone de réaction et de suivre son évolution pendant la décomposition du matériau. D'après les Figure 3-13, Figure 3-14 et Figure 3-15, bien qu'il soit difficile de quantifier la zone de réaction expérimentalement, celle-ci semble s'élargir au fur et à mesure que la décomposition progresse en profondeur du matériau. Afin de valider cette approche, il est décidé de quantifier numériquement cette zone.

La zone de réaction  $\delta_z$  est considérée comme comprise entre 5% et 95 % (Richter et Rein 2020) de la fraction massique de l'espèce Dry Wood. L'analyse de la zone de réaction est présentée ensuite, mais son critère est dès à présent défini. La Figure 3-31 présente le critère pour le front de pyrolyse et pour la zone de réaction :

$$\delta_z = Z(Y_{dry} = 0.95) - Z(Y_{dry} = 0.05) \quad \text{Équation 3-6}$$

La Figure 3-29 représente les critères numériques définis pour le front de pyrolyse et la zone de réaction. Ces critères sont suivis au centre de l'échantillon et dans toute son épaisseur.

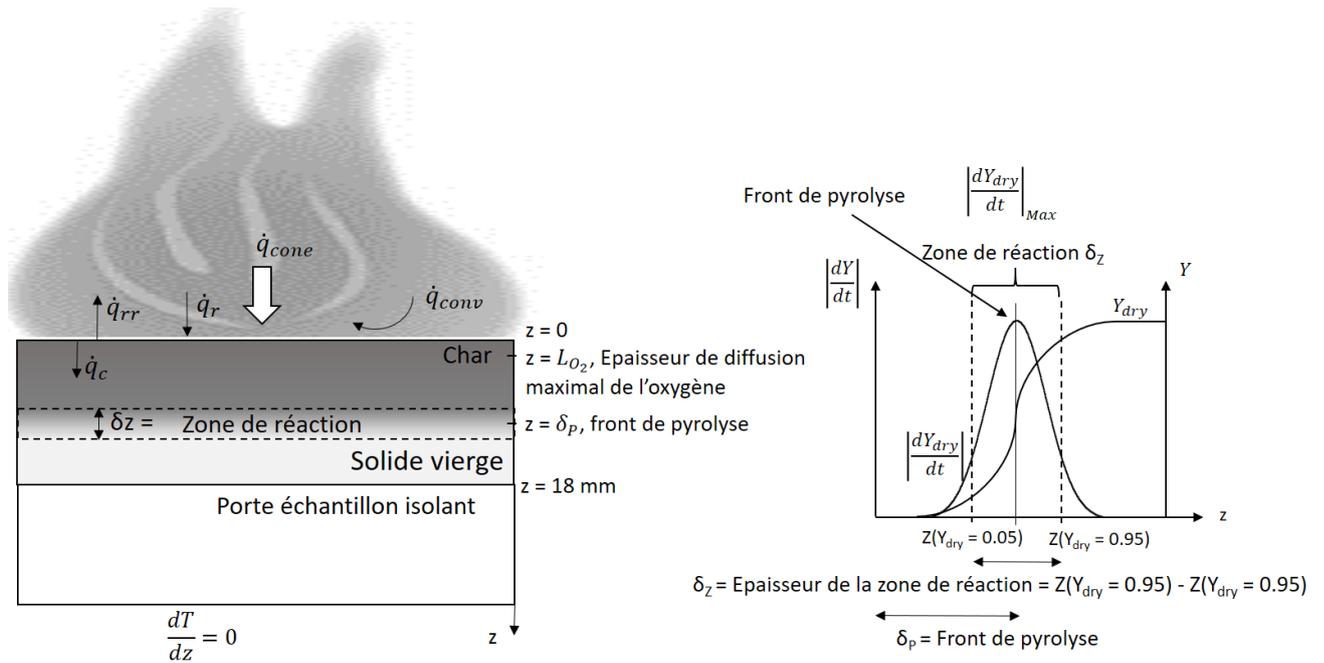


Figure 3-29 : Représentation des critères numériques pour le front de pyrolyse et la zone de réaction.

Les résultats numériques obtenus pour le front de pyrolyse sont comparés aux valeurs expérimentales sur la Figure 3-30. En observant le critère de Pozzobon (Pozzobon et al. 2014), la prédiction est en accord avec les résultats expérimentaux. Cependant, la prédiction de la propagation du front pour un flux de  $20 \text{ kW.m}^{-2}$  semble être plus rapide que celle observée expérimentalement. Une nouvelle fois, le retard de l'inflammation est à l'origine de ce décalage. Sur la Figure 3-30, un critère numérique supplémentaire correspondant à une température fixe de  $300^\circ\text{C}$  est présenté dans le but d'évaluer les écarts avec le critère de Pozzobon. Au fur et à mesure que le matériau se décompose, les écarts entre les deux critères augmentent, ce qui traduit la nécessité d'utiliser un critère plus robuste. Dans notre configuration, il semble que le critère de  $300^\circ\text{C}$  ne soit pas approprié.

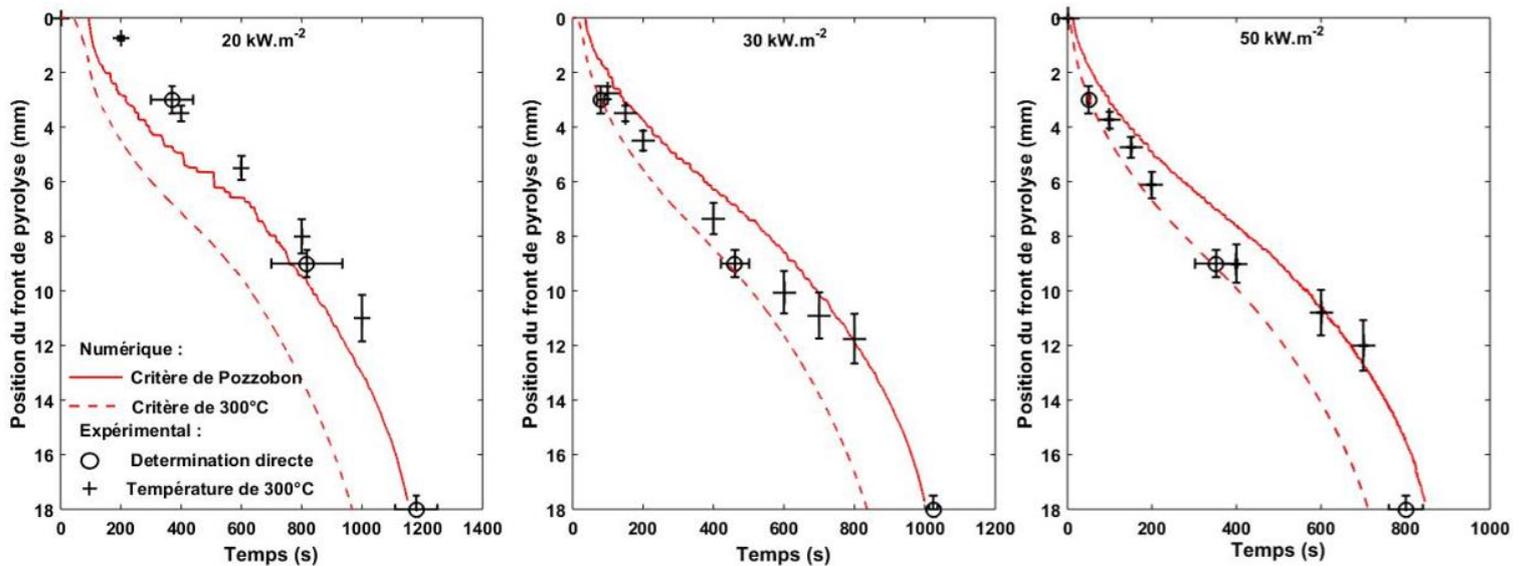


Figure 3-30 : Comparaison expérimentale et numérique de la propagation du front de pyrolyse obtenue pour des flux de 20, 30 et  $50 \text{ kW.m}^{-2}$

Les vitesses de propagation du front en fonction de sa position sont évaluées pour les trois flux étudiés sur la Figure 3-31. La dynamique de propagation du front obtenue expérimentalement et numériquement est comparable. Comme pour les valeurs expérimentales, un minimum local est obtenu numériquement et est quasiment identique pour les trois valeurs de flux.

A noter également que la vitesse de propagation du front de pyrolyse évaluée en proche surface (les 3 premiers millimètres sous la surface exposée) pour le flux de  $20 \text{ kW.m}^{-2}$  est plus importante numériquement du fait du retour thermique de la flamme qui arrive plus tôt et augmente considérablement la vitesse de chauffage du solide.

De plus, numériquement, deux points d'inflexion sont visibles à environ 5 mm et 11 mm de profondeur dans le matériau. Le premier est en lien avec l'évaporation totale de l'eau. L'espèce Wet wood est alors totalement convertie lorsque le front de pyrolyse se situe à environ 5 mm de la surface exposée. Les réactions endothermiques associées ne limitent plus l'échauffement du solide et un léger retour thermique apparaît. Le second point d'inflexion est quant à lui attribué au retour thermique, qui, à ce stade, est plus marqué.

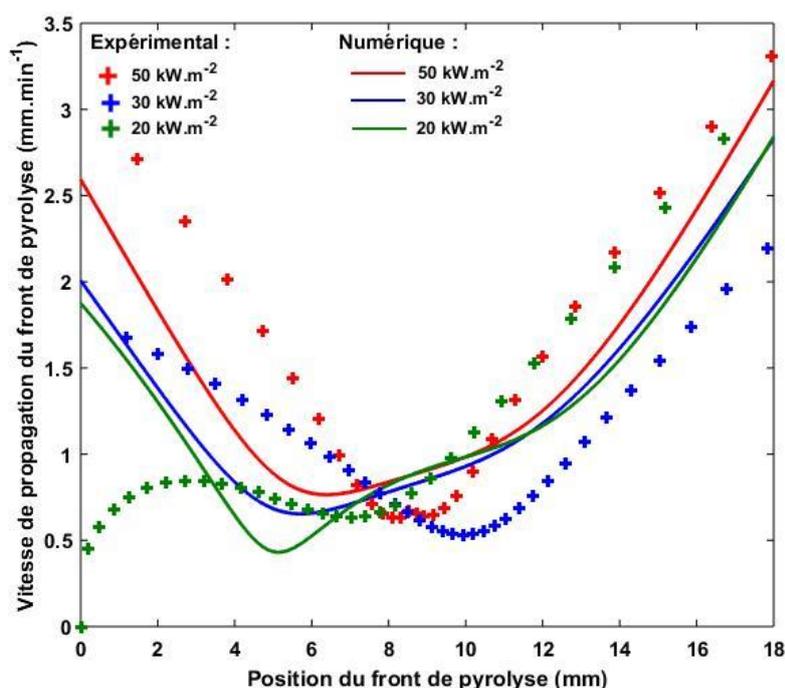


Figure 3-31 : Comparaison expérimentale et numérique de la vitesse de propagation du front en fonction de sa position pour des flux de 20, 30 et 50 kW.m<sup>-2</sup>

#### 4. Caractéristiques du front de pyrolyse

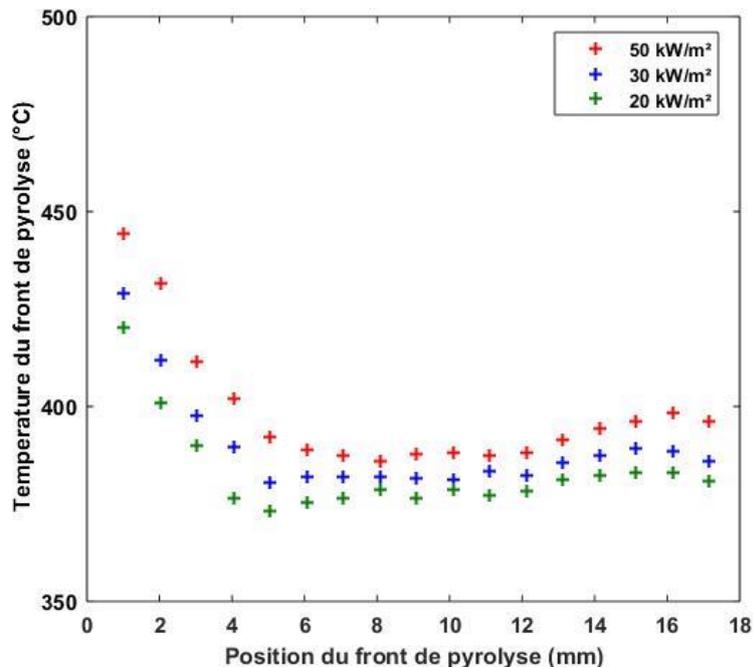
Dans cette section, les modèles numériques, les hypothèses et les données d'entrée sont validés pour l'échelle étudiée. De ce fait, les informations extraites ne sont supposées dépendre que du matériau et de la configuration modélisée.

Le critère numérique utilisé pour déterminer le front de pyrolyse (critère de Pozzobon) permet d'extraire des informations quant à sa propagation. La température à laquelle ce critère est atteint peut ainsi être extraite dans toute l'épaisseur du solide. Elle est représentée sur la Figure 3-33.

Pour les trois flux de chaleur considérés, la température correspondant au front de pyrolyse évolue fortement dans l'épaisseur du matériau. Une différence de plus de 50°C est observée pour chacun des flux. Cette température est plus importante en proche surface, et décroît au fur et à mesure que le front de pyrolyse se propage en profondeur du matériau, et donc, que l'épaisseur de char augmente. Une valeur quasiment identique (constante) de température est cependant atteinte après qu'une épaisseur d'environ 5 mm de char soit formée. Cette évolution de la température du front de pyrolyse traduit le fort gradient de vitesse de chauffage auquel le solide est soumis. Ce point a déjà été exposé expérimentalement dans le Tableau 3-5. L'action protectrice du char, qui limite le transfert de chaleur, est ainsi clairement visible et diminue considérablement l'énergie apportée au front de pyrolyse, réduisant ainsi la vitesse de chauffage. Ceci engendre un décalage de la température du front de pyrolyse vers les températures plus faibles.

De plus, la condition isolante en face arrière de l'échantillon n'impacte pas énormément la température de pyrolyse, et de fait, la vitesse de chauffage.

La moyenne des températures associées au front de pyrolyse dans l'épaisseur est respectivement pour les flux de 20, 30 et 50 kW.m<sup>-2</sup> de 385, 391 et 400°C. Elle est logiquement inférieure pour des flux moins importants, du fait des vitesses de chauffage réduites, ce qui engendre un décalage des températures vers des valeurs plus faibles.



*Figure 3-32 : Température associée au critère de front de pyrolyse numérique pour des flux de 20, 30 et 50 kW.m<sup>-2</sup>*

La large plage de températures associée au front de pyrolyse reflète les fortes variations de la vitesse de chauffage dans l'épaisseur du solide. Cela a été exposé expérimentalement pour trois positions dans le Tableau 3-5. Numériquement, cette vitesse de chauffage a été déterminée dans toute l'épaisseur du solide, en suivant le même critère qu'expérimentalement, et correspondant à la vitesse nécessaire pour passer de 200 à 400°C.

Ces vitesses de chauffage sont présentées sur la Figure 3-33. Comme attendu, les conditions de chauffage varient fortement dans l'épaisseur du solide. Elles sont plus importantes dans les zones proches de la surface du matériau (dans les 4-5 premiers millimètres sous la surface exposée) et décroissent rapidement avec l'augmentation de l'épaisseur de char, pour atteindre des vitesses faibles comprises entre 25 et 40 °C.min<sup>-1</sup>. Puis, elles sont constantes jusqu'à la face arrière. Les vitesses déterminées numériquement sont en bon accord avec les valeurs expérimentales, montrant une nouvelle fois la capacité du modèle numérique à prédire le comportement du matériau. Toutefois, il est intéressant de souligner les écarts de vitesse de chauffage en face arrière. Expérimentalement, ces vitesses sont environ deux fois plus importantes que les valeurs numériques (par exemple, pour un flux de 50 kW.m<sup>-2</sup>, la vitesse relevée expérimentalement est de 60°C.min<sup>-1</sup>, contre 35 °C.min<sup>-1</sup> pour le numérique). Cela peut être causé par l'échappement des gaz de pyrolyse en face arrière lorsque le front de décomposition se rapproche de celle-ci, contribuant à l'échauffement du thermocouple. Ce phénomène de diffusion n'est pas considéré dans FDS, puisqu'il est supposé que les gaz s'échappent instantanément à la surface du solide lorsqu'ils sont créés.

L'impact du flux incident est visible sur les premiers millimètres de l'épaisseur du solide. De fortes différences de chauffage sont ainsi observées en fonction du flux, tandis qu'après environ 6 mm de profondeur, les vitesses de chauffage sont quasiment identiques pour les trois flux étudiés. Cela explique les vitesses de propagation du front quasiment identiques pour les trois flux, observées sur la Figure 3-31, après environ 6 mm de char formé.

Numériquement, la vitesse de chauffage en face arrière n'augmente pas de façon notable du fait du retour thermique. Tandis que le front de pyrolyse se propage rapidement en face arrière (Figure 3-31), la vitesse de chauffage du solide dans cette zone ne semble pas être à l'origine de cette augmentation. En réalité, la condition en face arrière du matériau n'augmente pas considérablement la vitesse de chauffage, mais tend à homogénéiser les températures, favorisant alors la propagation du front de pyrolyse. Ainsi, l'homogénéisation des températures en face arrière peut avoir un impact non négligeable sur l'épaisseur de la zone de réaction.

Enfin, étant données les vitesses de chauffage mises en jeu, l'application d'un modèle de pyrolyse obtenu à faible vitesse de chauffage est questionnable. Les fortes vitesses de chauffage en proche surface s'apparentent à un processus de « pyrolyse flash » et ne sont pas forcément représentatives des conditions dans lesquelles le modèle de pyrolyse a été défini. Cependant, une majeure partie du solide est échauffée à de faibles vitesses, justifiant l'application du modèle de décomposition défini.

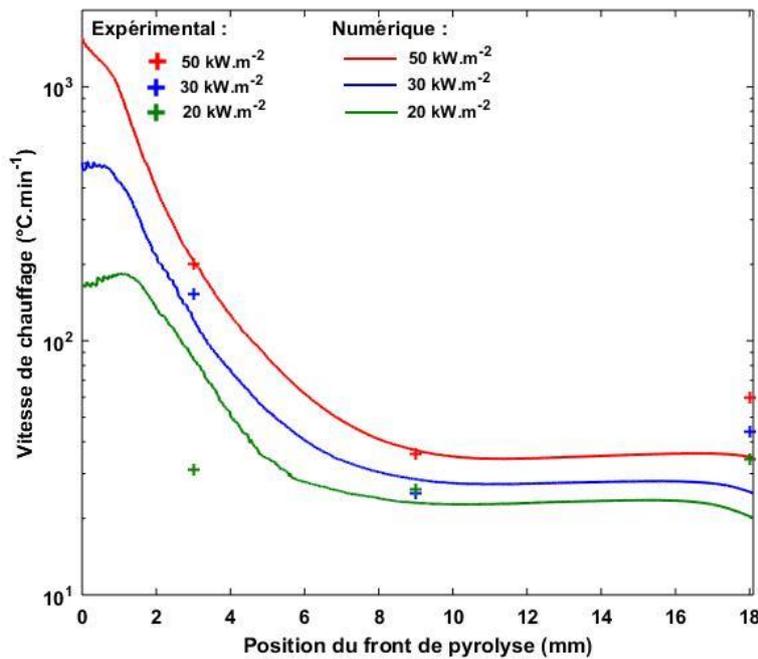


Figure 3-33 : Vitesse de chauffage expérimentale (+) et numérique (--) pour des flux de 20, 30 et 50  $\text{kW.m}^{-2}$

Pour vérifier l'homogénéisation des températures induites par la condition en face arrière, un gradient spatial de température est calculé d'après les informations données par la Figure 3-34. Lorsque le front de pyrolyse est atteint dans une cellule  $i$  (température  $T_p$ , position  $x_i$  et temps  $t_1$ ), la température de la cellule située 0,5 mm en dessous est utilisée afin de calculer le gradient de température. Cette distance de 0,5 mm a été choisie arbitrairement.

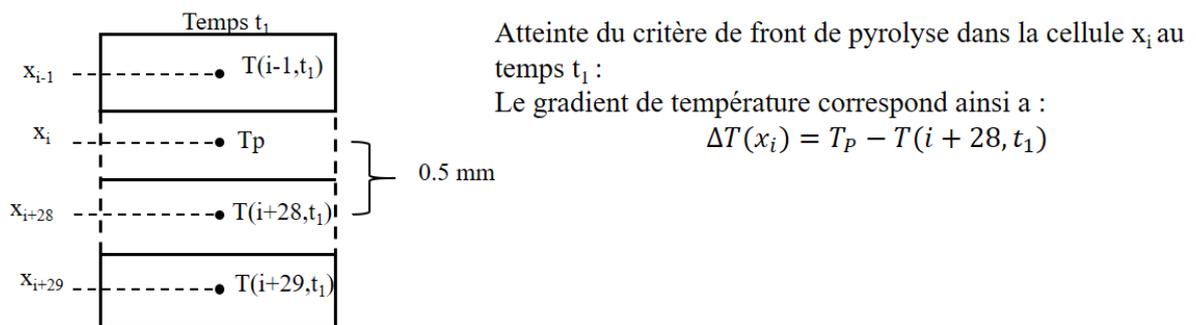


Figure 3-34 : Procédure de calcul du gradient de température dans le matériau

Ce gradient est représenté sur la Figure 3-35. L'homogénéisation de la température est clairement visible. De ce fait, l'accélération en face arrière du front de pyrolyse est assimilée à cette homogénéisation induite par l'isolation en face arrière de l'échantillon.

De plus, une différence importante dans le gradient de température entre les trois flux est observée dans les 4-5 premiers millimètres sous la surface exposée. Comme pour la vitesse de chauffage et la vitesse de propagation du front, l'influence du flux incident est visible sur les premiers millimètres de

l'épaisseur du matériau. Au-delà, le char affecte le transfert thermique et donc la décomposition du matériau, ainsi que la condition en face arrière.

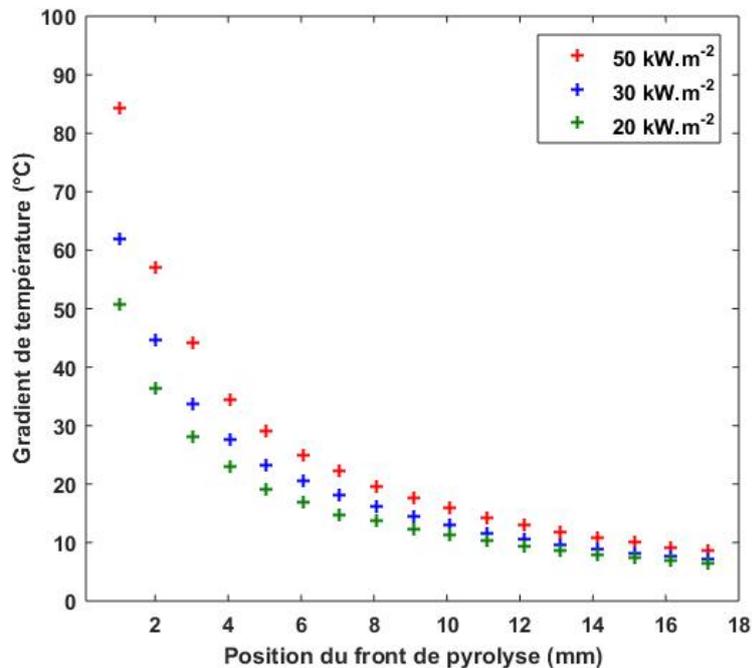


Figure 3-35 : Gradient de température évalué entre la position du front de pyrolyse et la position située 0,5 mm en dessous pour des flux de 20, 30 et 50 kW.m<sup>-2</sup>

Le dernier point investigué concerne la zone de réaction. Celle-ci semble s'élargir au fur et à mesure que le front se propage en profondeur du matériau. La Figure 3-36 compare l'évolution de l'épaisseur de la zone de réaction en fonction du temps pour les trois flux thermiques étudiés. Cette épaisseur augmente avec le temps pour atteindre un pic et diminue rapidement jusqu'à zéro, ce qui signifie que 95 % du matériau a réagi (cf. critère sur la Figure 3-29). Ces résultats sont en accord avec les observations issues des Figure 3-13, Figure 3-14 et Figure 3-15 et qui présentent une zone de réaction plus importante au fur et à mesure que le front se propage en profondeur.

L'augmentation de l'épaisseur de la zone de réaction est principalement causée par l'homogénéisation des températures résultant de la condition en face arrière de l'échantillon. Le pic observé sur la Figure 3-36 correspond à l'atteinte de la première extrémité de la zone de réaction au niveau de la face arrière. Cela correspond au temps t<sub>3</sub> sur la Figure 3-37. L'épaisseur de la zone diminue ensuite après ce pic, ce qui correspond à l'avancée de la deuxième extrémité de la zone jusqu'à la face arrière (cf. Figure 3-36, épaisseur de la zone de réaction alors égale à zéro).

L'épaisseur de la zone de réaction augmente lorsque le flux thermique diminue et lorsque le front progresse en profondeur, ce qui reflète la dominance des phénomènes chimiques, qui semblent ainsi être plus importants à faible flux de chaleur et en profondeur dans le matériau. Ceci est également en accord avec les observations expérimentales de Suuberg et al. (Suuberg et al. 1994). Ces auteurs ont remarqué par des mesures de température et une observation visuelle, que la progression de la zone de réaction était plus fine pour des flux suffisamment importants (supérieurs à 40 kW.m<sup>-2</sup>). Ceci signifie qu'en dessous de ce flux, la chimie est dominante.

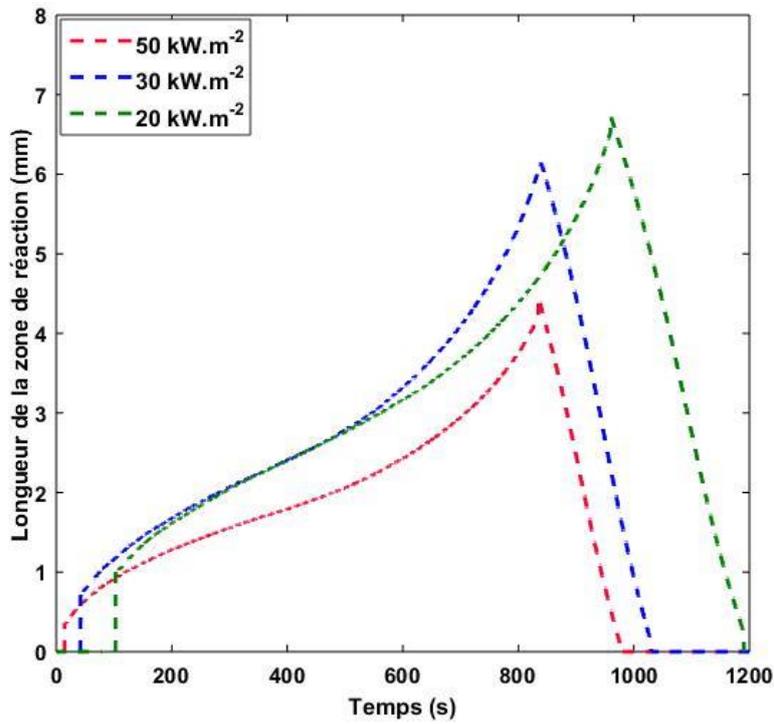


Figure 3-36 : Evolution de l'épaisseur de la zone de réaction prédite numériquement en fonction du temps pour des flux de 20, 30 et 50 kW.m<sup>-2</sup>

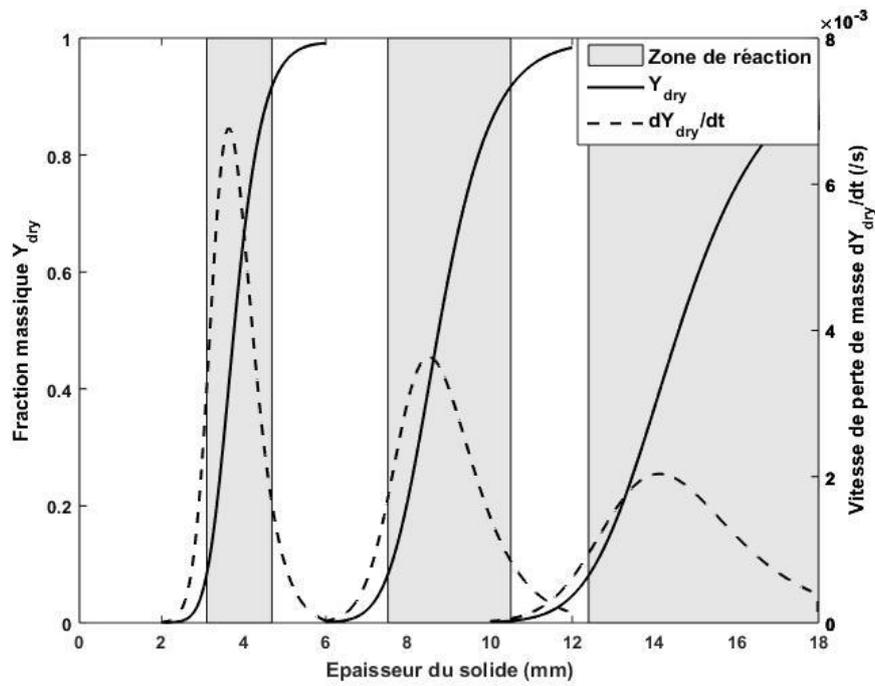


Figure 3-37 : Fraction massique (trait continu), vitesse de perte de masse (trait pointillé) et zone de réaction pour l'espèce Dry wood prédites numériquement pour un flux de 30 kW.m<sup>-2</sup> pour trois temps : t1 = 200 s, t2 = 600 s and t3 = 950 s.

#### IV. Conclusion intermédiaire

Le chapitre 3 s'est attaché à l'étude du comportement du bois à l'échelle matériau. Le dispositif du cône calorimètre a été utilisé afin d'extraire les paramètres représentatifs, tels que la chaleur de combustion, et d'obtenir plusieurs jeux de données de validation pour le modèle numérique, tant d'un point de vue global que local.

Expérimentalement, les points d'importance relevés sont :

- La chaleur de combustion est quasiment identique pour les trois flux de chaleur étudiés et est proche de  $14 \text{ MJ.kg}^{-1}$ .
- Un phénomène d'oxydation du char est présent en surface du matériau, principalement lors de la phase stationnaire (phase 2).
- L'étude du délai d'inflammation apparaît inutile du fait des écarts relevés sur ce délai à faible flux ( $20 \text{ kW.m}^{-2}$ ).
- Les processus liés à la décomposition thermique sont unidirectionnels. Toutefois, des effets de bords attribués à la contraction du matériau apparaissent après un temps d'exposition suffisamment long.

Les résultats obtenus lors des essais ont servi de données de validation pour les modèles numériques. Le modèle proposé est alors capable de représenter correctement le comportement du matériau, de son inflammation à son extinction au travers du taux de dégagement de chaleur, de la perte de masse, des températures, de la position du front de pyrolyse, etc. Ainsi, les données d'entrée sont supposées validées à la fois globalement et localement, et peuvent être extrapolées à l'échelle suivante, qui va tenir compte de la propagation de la flamme.

Toutefois, il apparaît que :

- Le modèle n'est pas capable de représenter toutes les réactions d'oxydation de la phase solide. Notamment, l'oxydation du char implémentée dans FDS (oxydation en surface) intervient lors de la phase 2 et se termine en phase 3, alors qu'expérimentalement celle-ci est observée en phase 3 uniquement. Expérimentalement, à l'extinction, le char s'oxyde pour ne laisser quasiment aucun résidu. Numériquement, du fait de la difficulté du code à prédire ces réactions, cela n'est pas pris en compte.
- L'évaporation de l'eau n'est pas correctement reproduite par le modèle, du fait notamment du comportement diffusif de celle-ci, et du fait qu'aucune équation de transport n'est prise en compte en phase solide et enfin, de l'utilisation d'une loi d'Arrhenius pour décrire l'évaporation qui n'est pas une réaction chimique (Cueff 2014).

Une analyse détaillée du front de pyrolyse a été menée. Un critère associé au taux de perte de masse de l'espèce Dry wood a été utilisé pour caractériser numériquement ce front de pyrolyse (Pozzobon et al. 2014). Ce critère correspond au taux maximal de perte de masse de cette espèce. Il tient ainsi compte des processus thermiques et chimiques dans le matériau, alors qu'habituellement, un critère thermique est utilisé au travers d'une température constante. De ce fait, le critère proposé tient compte des variations de la vitesse de chauffage dans l'épaisseur du solide, lequel peut avoir un impact majeur quant aux caractéristiques de propagation du front. L'analyse de la dynamique de propagation du front et de ces caractéristiques a permis d'identifier les points suivants :

- L'influence du flux extérieur sur la propagation du front est visible sur les 6 premiers millimètres du matériau. Au-delà, la couche de char formée est suffisamment importante et les caractéristiques du front sont similaires pour les trois flux étudiés.
- La condition isolante en face arrière de l'échantillon tend à homogénéiser la température dans le matériau. Ainsi, la vitesse de chauffage n'est quasiment pas impactée. Toutefois, cette homogénéisation entraîne une accélération du front de pyrolyse.
- Les vitesses d'échauffement observées en proche surface sont importantes et rendent le modèle de décomposition inapproprié. Il peut être alors nécessaire de définir un mécanisme de décomposition thermique additionnel qui tienne compte de réactions compétitives dans cette zone. Toutefois, le mécanisme reste inchangé puisqu'une majeure partie du solide est échauffée à des vitesses classiquement utilisées à petite échelle.

Une analyse de l'évolution de l'épaisseur de la zone de réaction a été réalisée. Elle augmente au fur et à mesure de sa progression en profondeur du matériau, ce qui est principalement attribué à la condition en face arrière qui homogénéise les températures. Cela a pour conséquence d'augmenter le taux de perte de masse du solide, et de ce fait, le taux de dégagement de chaleur.

L'objectif, à présent, est d'évaluer la capacité de ces données d'entrée et modèles à prédire la propagation de la flamme, ce qui fait l'objet du chapitre 4.

---

# Etude des modes de propagation latérale et verticale de flamme

---

I.	Etude expérimentale .....	112
1.	Etude de la propagation latérale de flamme.....	112
1.1.	Dispositif expérimental, procédure et mesures effectuées .....	113
a.	Dispositif expérimental et procédure.....	113
b.	Mesures effectuées .....	114
1.2.	Résultats expérimentaux.....	117
a.	Propagation du front de flamme.....	117
b.	Cinétique de décomposition thermique du solide .....	121
c.	Influence de la direction des fibres de l'échantillon .....	123
2.	Etude de la propagation verticale de flamme .....	125
2.1.	Dispositif expérimental, procédure et mesures effectuées .....	126
a.	Dispositif expérimental et procédure.....	126
b.	Mesures effectuées .....	127
2.2.	Résultats expérimentaux.....	129
a.	Observations expérimentales et hauteur de flamme .....	129
b.	Cinétique de décomposition thermique du solide .....	133
II.	Modélisation numérique .....	137
1.	Modélisation de la propagation latérale de flamme.....	137
1.1.	Domaine de calcul et conditions aux limites .....	137
1.2.	Sensibilité au maillage .....	138
1.3.	Modèle de référence .....	142
a.	Front de flamme .....	142
b.	Front de pyrolyse et températures .....	143
c.	Perte de masse .....	147
1.4.	Conclusion intermédiaire .....	148
2.	Modélisation de la propagation verticale de flamme .....	149
2.1.	Domaine de calcul et conditions aux limites .....	149
2.2.	Sensibilité au maillage .....	149

2.3.	Modèle de référence .....	151
a.	Front de pyrolyse et température .....	151
b.	Perte de masse .....	153
c.	Hauteur et contribution énergétique de la flamme .....	154
2.4.	Conclusion intermédiaire .....	158
III.	Conclusion .....	160

Le chapitre 3 a montré la capacité du code à prédire le comportement au feu du matériau à l'échelle du cône calorimètre. Néanmoins, il est apparu que la difficulté réside principalement dans la prise en compte des phénomènes diffusifs dans la phase solide. Ainsi, l'oxydation du char et l'évaporation de l'eau ne sont pas correctement représentées par le modèle.

Suite à cela, le présent chapitre a pour enjeu de considérer la propagation de flamme. De ce fait, le fort couplage entre la phase gazeuse et la phase solide est évalué d'un point de vue expérimental et numérique.

Le présent chapitre a ainsi pour enjeu :

- D'évaluer expérimentalement les processus pilotant la propagation de flamme.
- D'évaluer la capacité du code à prédire la propagation de flamme et la décomposition thermique en extrapolant les données validées à l'échelle du cône calorimètre.

Lors des essais réalisés à cette échelle, le matériau est placé en position verticale, correspondant à sa configuration finale d'utilisation. Deux types de propagation de la flamme peuvent alors être rencontrés. Dans le cas d'une propagation à co-courant, la flamme s'étend vers le solide imbrulé et participe à son échauffement et à sa décomposition thermique. Dans ce cas, la contribution énergétique de la flamme nécessite d'être correctement prédite par le modèle, puisque celle-ci intervient dans le processus de propagation. Dans le cas d'une propagation à contre-courant, la flamme ne s'étend pas vers une zone imbrulée et ne participe que peu à l'échauffement et à la décomposition thermique de cette dernière. Ainsi, les phénomènes mis en jeu et pilotant la propagation de flamme diffèrent selon la configuration de propagation considérée.

Afin de comprendre les phénomènes intervenant selon chaque mode de propagation de la flamme, il est décidé de les étudier séparément et d'évaluer la capacité du code à prédire chacun d'eux. La Figure 4-1 présente ainsi les deux configurations étudiées : propagation latérale, assimilée à une propagation contre-courante unidirectionnelle (Quintiere 1981) et propagation verticale ascendante (co-courant) unidirectionnelle. Cela va permettre de monter en complexité d'une configuration à une autre : dans le cas de la propagation latérale, la considération de la hauteur de flamme n'a pas ou peu d'importance puisque celle-ci ne couvre pas l'échantillon et participe peu à l'échauffement du solide. En revanche, c'est le cas pour la configuration représentée sur la Figure 4-1 b.



a. Propagation latérale (IMO-LIFT)



b. Propagation verticale (Panneau radiant)

*Figure 4-1 : Configuration expérimentale étudiée : a. Etude de la propagation latérale (mode contre-courant), b. Etude de la propagation verticale ascendante (mode co-courant).*

Deux parties majeures composent ce chapitre, l'étude expérimentale et l'étude numérique.

La partie expérimentale présente en premier lieu les investigations menées en mode contre-courant à l'aide du banc IMO-LIFT, décrit par la norme ISO 5658-1 (ISO 5658-1 2007) (Lateral Inflammation and Flame spread Test, Figure 4-1 a). Ensuite, l'étude menée dans le cas d'une propagation co-courant à l'aide d'un banc expérimental développé à cet effet est présentée (Figure 4-1 b.).

En plus de travailler par complexité croissante d'une configuration à une autre, étudier séparément chacun des modes de propagation permet de travailler sur des échantillons relativement petits permettant une instrumentation conséquente et une analyse dédiée.

Aussi, évaluer séparément chacun des modes permet de simplifier les processus en phase solide. En effet, la propagation pour chaque cas étant supposée unidirectionnelle, les processus mis en jeu en phase solide sont quant à eux supposés bidimensionnels, avec des transferts thermiques et massiques perpendiculaires à la surface et dans le sens de la propagation. L'impact de cette bi-dimensionnalité sur la propagation de flamme nécessite alors d'être évalué.

Après l'étude expérimentale, la seconde partie de ce chapitre est consacrée à l'étude numérique. Dans un premier temps, les résultats concernant la LIFT sont présentés, puis les analyses réalisées dans le cas de la propagation co-courante. Ceci permet d'évaluer la capacité du code à prédire la propagation selon chacun des modes, et, le cas échéant, d'identifier les sources des erreurs et les limitations du modèle.

## I. Etude expérimentale

Les essais présentés dans ce chapitre concernent la propagation latérale et la propagation verticale ascendante de la flamme. Pour chaque mode de propagation, le protocole d'essai, les mesures effectuées et les principaux résultats obtenus sont décrits.

### 1. Etude de la propagation latérale de flamme

L'étude de la propagation à contre-courant est réalisée à l'aide du banc expérimental IMO-LIFT représenté sur la Figure 4-2, selon la norme ISO 5658-1 (ISO 5658-1 2007). Le banc est constitué d'un panneau radiant vertical de dimensions 480 x 280 mm<sup>2</sup> (Longueur x hauteur), alimenté par un pré-mélange d'air et de propane. L'échantillon de bois, placé verticalement, présente une longueur de 800 mm et une hauteur de 150 mm. L'épaisseur est de 18 mm, identique à celle étudiée au cône calorimètre. L'angle qu'il forme avec le plan du panneau radiant est d'environ 15°, permettant l'étude de la propagation unidimensionnelle dans le sens latéral. En effet, cette configuration génère un gradient de flux dans le sens latéral de l'échantillon, et homogène dans le sens de la hauteur. Une flamme pilote est placée à l'extrémité du matériau recevant les flux de chaleur les plus importants afin de générer l'inflammation.

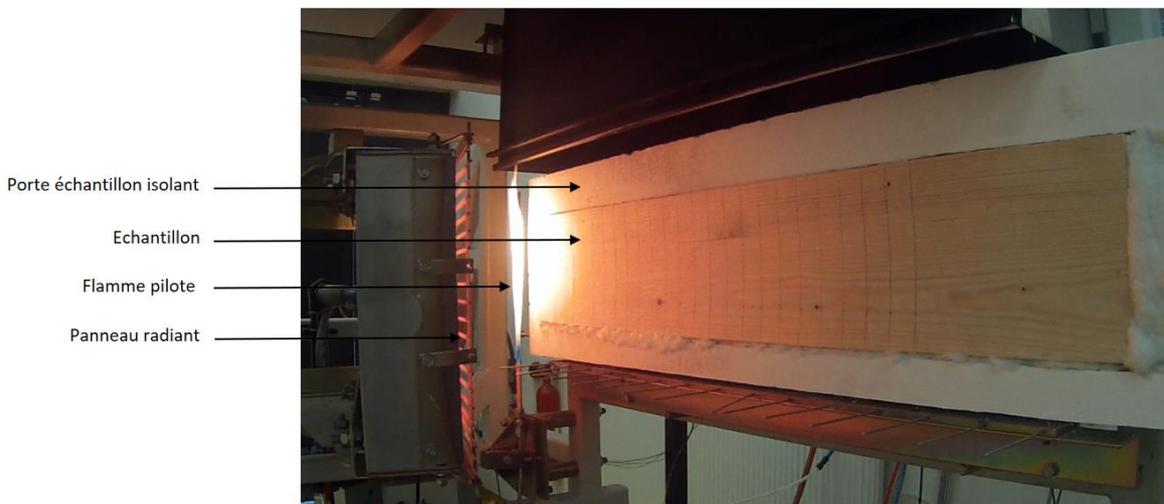


Figure 4-2 : Présentation du banc expérimental IMO-LIFT (ISO 5658-1 2007)

Les objectifs de cette étude expérimentale sont ainsi :

- D'étudier les phénomènes présents et pilotant la propagation de la flamme.
- D'obtenir un jeu de données expérimentales nécessaire pour la validation des modèles numériques.

Les sections suivantes abordent la procédure expérimentale mise en place, ainsi que les mesures effectuées à cette échelle.

## 1.1. Dispositif expérimental, procédure et mesures effectuées

### a. Dispositif expérimental et procédure

Le dispositif IMO-LIFT fait intervenir un échantillon de dimension  $0,80 \times 0,15 \text{ m}^2$ . L'épaisseur de l'échantillon est de 18 mm. Les échantillons sont conditionnés plusieurs jours dans une enceinte climatique à  $20^\circ\text{C}$  et 50% d'humidité afin d'améliorer la répétabilité des essais en limitant l'influence de la variation du taux d'humidité dans le solide. Ce taux est identique à celui des échelles précédentes, afin de limiter les déviations causées par la variation du taux d'humidité dans le solide.

La norme ISO 5658-1 (ISO 5658-1 2007) préconise d'utiliser un porte échantillon en acier. Toutefois, au cours de nos travaux, un porte échantillon en silicate de calcium a été utilisé. Ce matériau est identique à celui utilisé pour le porte échantillon lors des essais au cône calorimètre (cf. section I.1.3 du chapitre 3). Ainsi, la condition qu'il impose en face arrière est supposée être parfaitement caractérisée.

L'échantillon est placé de telle sorte que les fibres sont orientées dans la direction de la propagation de flamme. Cependant, afin d'évaluer l'impact de la direction des fibres, quelques tests ont également été réalisés en plaçant ces dernières perpendiculairement à la direction de propagation.

Le flux de chaleur imposé par le panneau radiant est calibré avant chaque test. Le panneau est préchauffé pendant environ 10 min, puis le flux imposé à la surface du matériau est déterminé à l'aide de trois fluxmètre totaux refroidis de chez Captec (Medtherm Corporation 2002). Pour ce faire, une plaque de silicate de 28 mm d'épaisseur, coupée aux dimensions de l'échantillon, a été percée tous les 10 cm afin d'y loger les fluxmètres (Figure 4-3). Cette plaque est positionnée à l'endroit de l'échantillon et permet ainsi de déterminer le flux incident qui sera imposé localement à la surface du matériau. Le flux incident imposé pour chacun des essais sur ce banc expérimental est présenté sur la Figure 4-4, en accord avec la norme ISO 5658-1 (ISO 5658-1 2007). L'erreur sur la mesure est inférieure à 5 % (Medtherm Corporation 2002).



Figure 4-3 : Calibration du flux incident

Les flux de chaleur imposés à la surface du matériau évoluent sur une gamme très large. Il est d'environ  $53 \text{ kW}\cdot\text{m}^{-2}$  au plus fort et décroît le long de l'échantillon pour atteindre environ  $3 \text{ kW}\cdot\text{m}^{-2}$  à l'autre

extrémité. Le fait d'avoir une évolution du flux incident à la paroi aussi importante va permettre d'identifier différentes zones (par exemple, le flux minimum pour la propagation) et d'évaluer le comportement du matériau en fonction du flux incident.

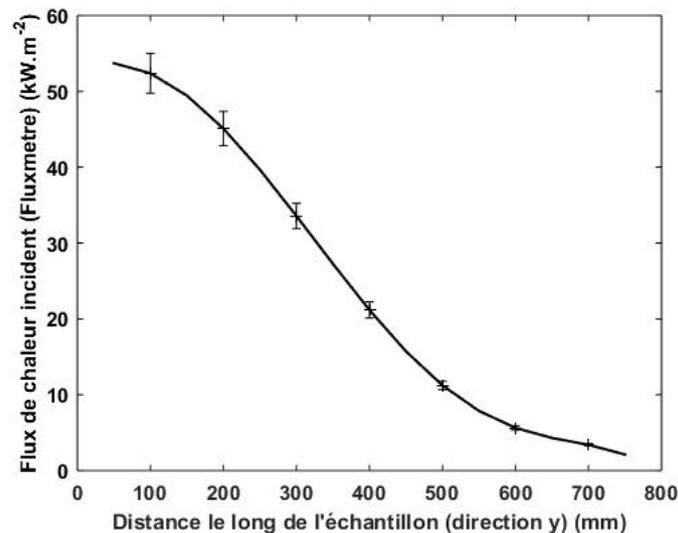


Figure 4-4 : Flux de chaleur imposé à la surface de l'échantillon lors des essais en IMO-LIFT, selon la norme ISO 5658-1 (ISO 5658-1 2007)

Une fois la calibration réalisée, l'ensemble porte échantillon – échantillon est introduit rapidement devant le panneau radiant. De ce fait, il peut être supposé que l'échantillon reçoit de façon immédiate le flux préalablement calibré.

#### b. Mesures effectuées

Les mesures effectuées ont pour objectif d'identifier les phénomènes pilotant la décomposition thermique du matériau, la propagation de flamme, et de servir de données de validation pour le modèle numérique.

Il est à noter que le taux de dégagement de chaleur n'a pas été mesuré à cette échelle. Bien que celui-ci soit une donnée importante, sa mesure utilise sur ce dispositif une thermopile dont l'approche thermique (par thermocouple) n'est pas aussi précise que celle par déplétion d'oxygène, générant des biais importants.

#### Front de flamme :

Cette donnée est de première importance. En effet, un des objectifs de ces travaux de thèse étant la prédiction de la propagation de flamme, il est nécessaire de correctement caractériser celle-ci. De plus, le front de flamme est dépendant du couplage entre la phase solide et la phase gazeuse. La prédiction correcte de cette grandeur est ainsi représentative de la bonne représentation du comportement de chacune des phases, et, donc, de la fiabilité du modèle numérique utilisé.

Au cours de ces essais, le front de flamme est directement obtenu par lecture visuelle. Des repères sont tracés tous les 2,5 cm à la surface de l'échantillon, et sont visibles sur la Figure 4-2. La position du

front est lue à mi-hauteur de l'échantillon, mais est finalement apparue être linéaire sur toute la hauteur de l'échantillon, en simplifiant la lecture. Notons toutefois, qu'à faible flux, le front de flamme n'est plus homogène et que des phénomènes d'extinction et de ré-inflammation locaux sont présents, rendant la lecture du front difficile. Ce point est traité dans la suite de ce chapitre.

#### Perte de masse :

La mesure de la perte de masse a pour but d'évaluer la fiabilité du modèle de décomposition thermique proposé sur cette configuration. A l'échelle du cône calorimètre, le modèle développé permet de représenter correctement la perte de masse mesurée. Cependant, la configuration verticale de l'échantillon en IMO-LIFT peut engendrer des taux de réaction différents, notamment de par l'influence de l'oxygène qui peut impacter plus largement la décomposition du matériau.

Le dispositif expérimental IMO-LIFT ne possède pas de système de mesure de perte de masse en continu. La procédure suivante a alors été définie :

- L'échantillon est pesé avant le test.
- Il est ensuite exposé au panneau radiant pendant un temps défini : 100, 200, 400, 600, 800 et 1 000 secondes.
- A la fin du temps d'exposition, l'échantillon est immédiatement retiré du dispositif puis pesé, permettant d'éviter toute perte de masse supplémentaire.

Chaque condition expérimentale a été reproduite deux fois, dans le but d'évaluer la répétabilité des essais.

#### Température :

Les mesures de températures permettent de renseigner localement sur l'échauffement et l'état d'avancement de la décomposition thermique du matériau. Elles permettent également d'évaluer l'impact du transfert d'échelle sur le modèle de décomposition.

Pour ce faire, l'instrumentation est basée sur l'étude réalisée au chapitre précédent (cf. section 1.2.2 du chapitre 3), qui a notamment permis d'identifier un diamètre de thermocouple maximal à utiliser pour instrumenter le matériau depuis la face arrière. Le diamètre de thermocouple choisi est de 0,2 mm. Les thermocouples sont de type K et sont à souder soi-même. Afin d'instrumenter l'échantillon à une épaisseur souhaitée, la procédure illustrée sur la Figure 4-5 est respectée :

- Deux perforations de 0,25 mm de diamètre sont réalisées dans toute l'épaisseur du matériau, à 10 mm d'intervalle (Figure 4-5 a.).
- Chaque fil de thermocouple (alumel et chromel) est inséré dans un trou, depuis la face arrière (Figure 4-5 b.).
- Les fils sont soudés depuis la face avant de l'échantillon (Figure 4-5 c.).
- La soudure est ensuite insérée dans le matériau, à la distance souhaitée (Figure 4-5 d.).

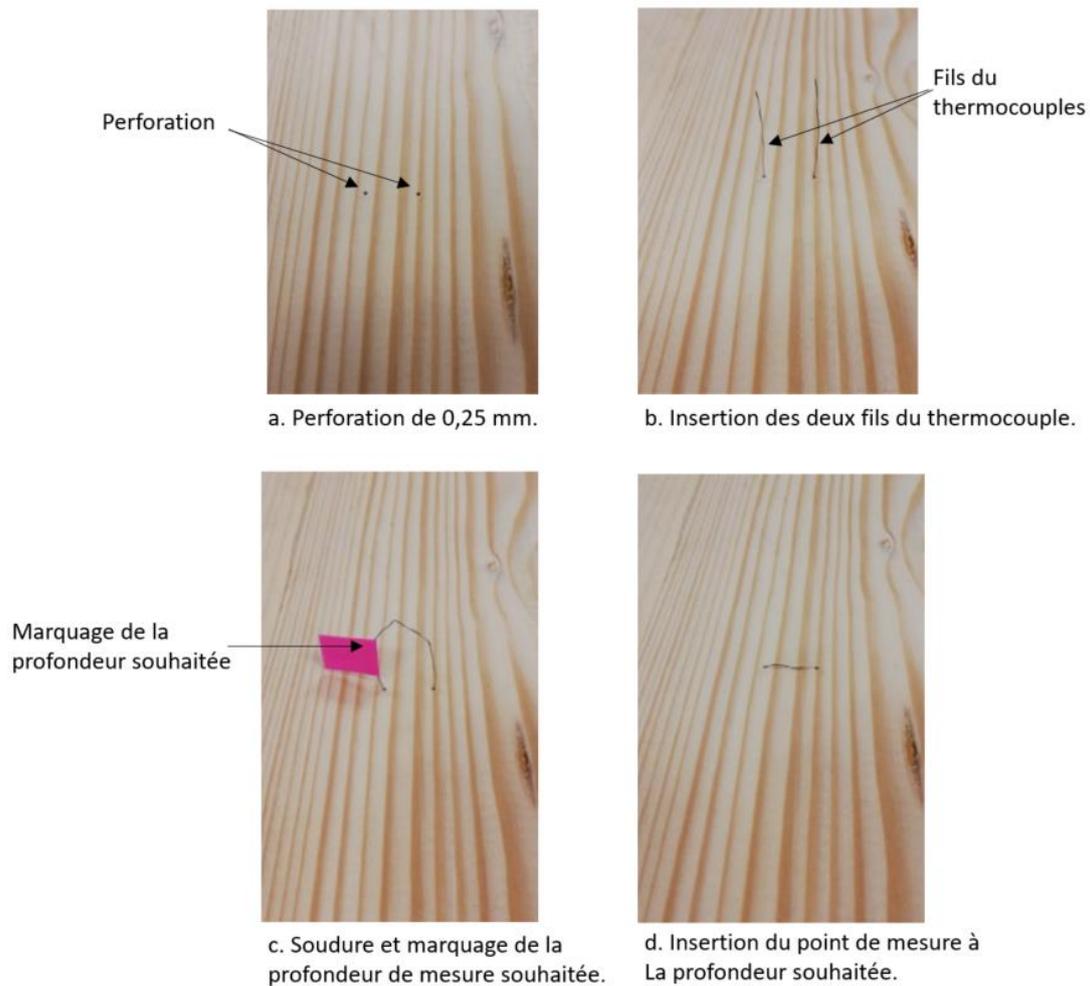


Figure 4-5 : Méthodologie d'instrumentation des thermocouples dans l'épaisseur du solide

Les thermocouples sont insérés tous les 5cm le long de l'échantillon. Les profondeurs investiguées sont identiques à celles des essais au cône calorimètre : 3 mm de la surface exposée, 9 mm de la surface exposée et en face arrière de l'échantillon (18 mm).

La mesure est effectuée à mi-hauteur de l'échantillon afin de s'affranchir des effets de bord.

L'instrumentation ne permet pas de mesurer la température à différentes épaisseurs sur un seul essai, du fait notamment des trous réalisés pour placer les thermocouples. Ainsi, chaque épaisseur est investiguée séparément, trois essais de répétabilité sont menés par épaisseur, soit au total 9 essais.

#### Front de pyrolyse :

La position du front de pyrolyse a été estimée suivant la même procédure que celle définie à l'échelle précédente pour le cône calorimètre. Après la pesée réalisée immédiatement après le test, les échantillons sont aussitôt refroidis à l'aide d'un extincteur à CO<sub>2</sub>. Ils sont ensuite découpés à mi-hauteur, afin de déterminer la position du front de pyrolyse. Celle-ci est mesurée à l'aide du logiciel ImageJ (Ferreira et Rasband 2012).

La Figure 4-6 illustre un exemple de front de pyrolyse obtenu après un temps d'exposition de 400 secondes. Le critère visuel correspondant au front est clairement lisible. Comme deux essais de perte de masse ont été réalisés par temps d'exposition, deux mesures de front de pyrolyse sont obtenues. La position du front est lue tous les 2,5 cm le long de l'échantillon.



*Figure 4-6 : Coupe dans le sens de la longueur et à mi-hauteur de l'échantillon, représentant l'évolution de l'épaisseur de char après une exposition de 400 secondes.*

## 1.2. Résultats expérimentaux

### a. Propagation du front de flamme

La Figure 4-7 présente le délai d'inflammation de l'échantillon en fonction de sa longueur, ainsi que la vitesse de propagation. Cette dernière grandeur est définie comme le temps de parcours nécessaire pour enflammer le matériau entre deux points de mesure, autrement dit le temps d'inflammation entre ces points.

Au moment de l'inflammation, le front de flamme se déplace instantanément sur les 150 premiers millimètres de l'échantillon. En réalité, dans cette zone et à ces niveaux d'irradiance, le matériau pyrolyse rapidement, et dès que la limite inférieure d'inflammabilité (correspondant ici au point éclair) est atteinte proche de la flamme pilote, le front de flamme se comporte comme un front de flamme de pré-mélange.

Les observations concernant la propagation du front de flamme sont à corrélérer avec les photos prises à des temps caractéristiques et présentées sur la Figure 4-8.

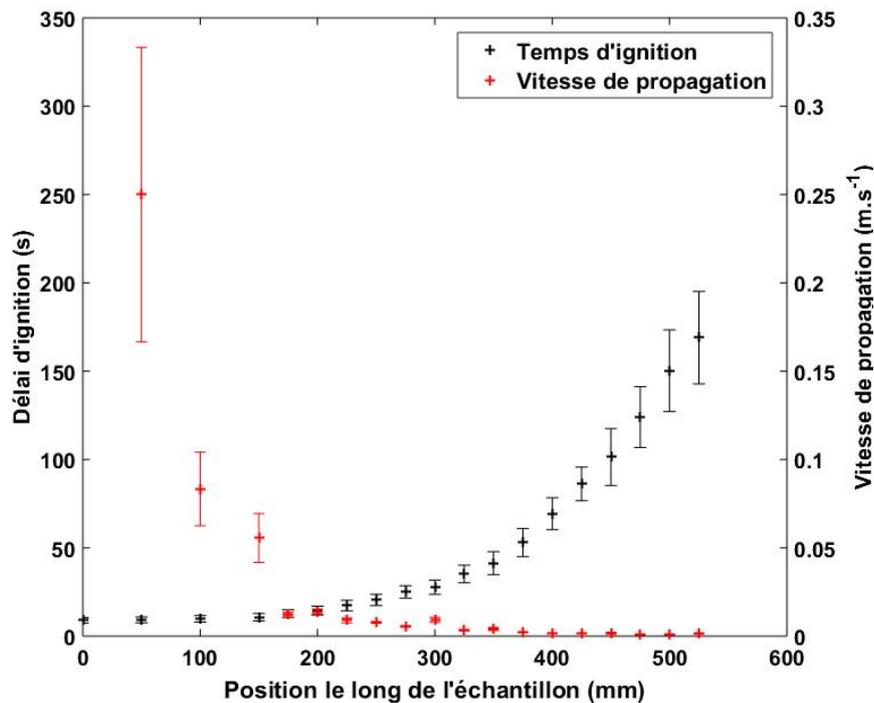


Figure 4-7 : Evolution expérimentale du délai d'inflammation et de la vitesse de propagation

La Figure 4-8a. et la Figure 4-8b. correspondent respectivement au moment juste avant l'inflammation et juste après l'inflammation. Elles illustrent parfaitement ce phénomène. La rapidité de la propagation de flamme dans la zone précitée est clairement visible. Aussi, sur la première image (Figure 4-8a.), la formation de char à la surface juste avant l'inflammation est visible, traduisant le fait que le matériau se décompose déjà thermiquement. Ceci explique la rapidité de la propagation et le comportement de flamme de pré-mélange. Il est important de noter que durant toute la propagation du front de flamme, sa localisation est quasiment similaire à celle du front de pyrolyse (délimitation franche entre le char et le bois vierge). Ce point aura une importance dans la suite de ce chapitre, notamment dans la définition d'un critère numérique de suivi du front de flamme.

Après cette zone où la flamme se comporte comme une flamme de pré-mélange, la vitesse de propagation ralentit (Figure 4-7). Le front de flamme est alors parfaitement rectiligne et progresse au fur et à mesure que le matériau se décompose thermiquement (Figure 4-8c.), la flamme jouant elle-même le rôle de pilote sur le mélange combustible produit au-devant.

Une première zone critique est observée à partir de la distance  $y = 400$  mm le long de l'échantillon. Dans cette zone, le front de flamme n'est plus parfaitement linéaire, et des phénomènes d'extinction puis de ré-inflammation sont présents comme illustré sur la Figure 4-8d. La non linéarité du front de flamme peut s'expliquer par la convection qui refroidit la partie inférieure de l'échantillon. La flamme développée à la surface du matériau est relativement faible (faible épaisseur, luminosité, hauteur) ce qui complique la lecture de la position du front de propagation de la flamme, pouvant générer des incertitudes de mesure. De plus, le délai d'inflammation dans cette zone évolue fortement d'un essai à un autre. En effet, des phénomènes qui étaient secondaires à plus fort flux, deviennent à présent importants. Parmi ceux-ci, rentrent en compte l'hétérogénéité du bois, son humidité relative et celle ambiante, les processus de cracking, etc. Dans cette zone, l'extinction définitive a lieu environ 200 secondes après la première inflammation (Figure 4-8e).

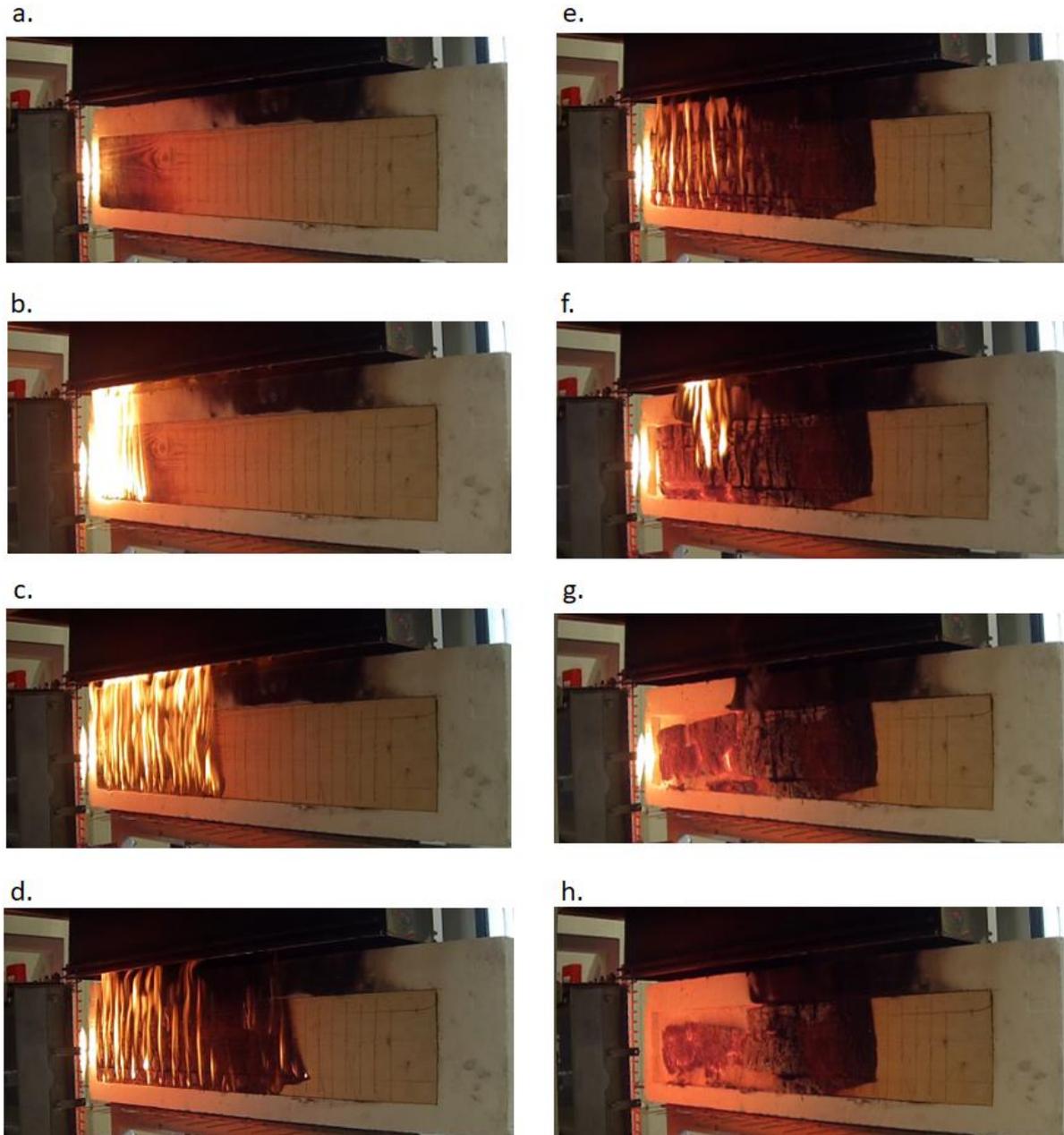
La dernière zone critique correspond à la distance  $y = 525$  mm le long de l'échantillon, au-delà de laquelle le front de pyrolyse ne peut plus s'étendre. A cette position, l'énergie apportée par le panneau et par la flamme est trop faible pour initier la décomposition du matériau. En considérant que la flamme n'affecte pas la propagation du front de flamme, le flux critique au-delà duquel il n'y a pas de propagation est d'environ  $10 \text{ kW.m}^{-2}$ . L'influence de l'énergie apportée par la flamme sera étudiée numériquement dans la suite de ce chapitre. Cette valeur de flux critique est comparable au flux critique d'ignition du bois agressé verticalement au cône calorimètre (Janssens 1991a; 1991b; Spearpoint et Quintiere 2001)

Durant toute la durée de l'inflammation, un phénomène d'oxydation du char est visible et semble plus prononcé qu'au cône calorimètre. En effet, la configuration verticale de la LIFT génère une épaisseur de flamme bien plus faible à la surface du matériau, et correspond au développement de la couche limite. Ainsi, la consommation de l'oxygène est plus faible et celui-ci arrive plus facilement à diffuser à la surface du matériau. De plus, les écoulements d'air induits favorisent la diffusion de l'oxygène jusqu'au matériau.

La Figure 4-8f. représente l'extinction des premiers 15 millimètres du solide, qui survient environ 900 secondes après le début de l'essai. L'oxydation du char, bien que très présente avant l'extinction, est clairement visible sur cette zone. L'extinction favorise la diffusion de l'oxygène dans la matrice de char et génère l'oxydation de ce dernier.

La Figure 4-8g. représente l'extinction complète de l'échantillon, après environ 1 200 secondes d'exposition. Le char correspondant aux 15 premiers millimètres de l'échantillon a déjà subi de nombreuses réactions d'oxydation.

Enfin, la Figure 4-8h. illustre le résidu final plusieurs minutes après l'extinction. Les 350 premiers millimètres du solide sont oxydés dans toute l'épaisseur. Au-delà, l'oxydation ne se fait pas en profondeur.



*Figure 4-8 : Photos correspondant à des temps caractéristiques de la cinétique de propagation de flamme et de décomposition du solide. a.  $t = 0$  s, début de l'essai, b. Inflammation du solide à  $t = 9$  s, c. propagation du front de flamme linéaire jusqu'à environ 400 mm correspondant à  $t = 75$  s, d. Propagation du front non linéaire à  $t = 175$  s, difficulté dans l'estimation du front de flamme, phénomènes d'inflammation-extinction, e. Extinction de la zone au-delà de 400 mm à  $t = 350$  s, f. Extinction des 150 premiers millimètres et forte oxydation du char à  $t = 900$  s, g. Extinction complète de l'échantillon et oxydation de char à  $t = 1200$  s, h. Résidu plusieurs minutes après l'extinction.*

## b. Cinétique de décomposition thermique du solide

La cinétique de décomposition thermique du solide est évaluée à travers les mesures de températures et les mesures visuelles du front de pyrolyse.

La Figure 4-9 présente l'évolution du front de pyrolyse dans l'épaisseur du matériau à différents temps d'exposition.

Comme attendu, la propagation est logiquement plus rapide à forts flux. Après 200 secondes, le front de pyrolyse ne semble plus se propager à une distance supérieure à  $y = 450$  mm le long de l'échantillon. Dans la zone comprise entre  $y = 400$  et  $450$  mm, le front semble se propager très lentement après 400 secondes. Ces observations sont à mettre en lien avec celles concernant la propagation de flamme. Il a été observé que dans la zone comprise entre  $y = 400$  et  $525$  mm, la flamme s'éteignait après environ 200 secondes d'inflammation, correspondant à un temps d'exposition d'environ 350 secondes. La faible épaisseur de char formée semble ainsi être suffisante pour prévenir l'échauffement et la décomposition thermique du matériau.

Après 1 000 secondes d'exposition, les 200 premiers millimètres du solide se sont déjà complètement décomposés thermiquement. Cette observation est une nouvelle fois à mettre en lien avec l'extinction de la flamme prenant place dans cette zone après environ 900 secondes d'exposition (Figure 4-8f.). A noter également que la zone jusqu'à environ 350 millimètres se décompose entièrement après un temps de l'ordre de 1 200 secondes d'exposition, correspondant à l'extinction de la flamme dans cette zone (Figure 4-8g.).

La Figure 4-9 traduit la variation de la vitesse de propagation du front de pyrolyse. A l'image du comportement observé à l'échelle du cône calorimètre, le front se propage rapidement proche de la surface exposée, puis ralentit, avant d'accélérer de nouveau proche de la face arrière.

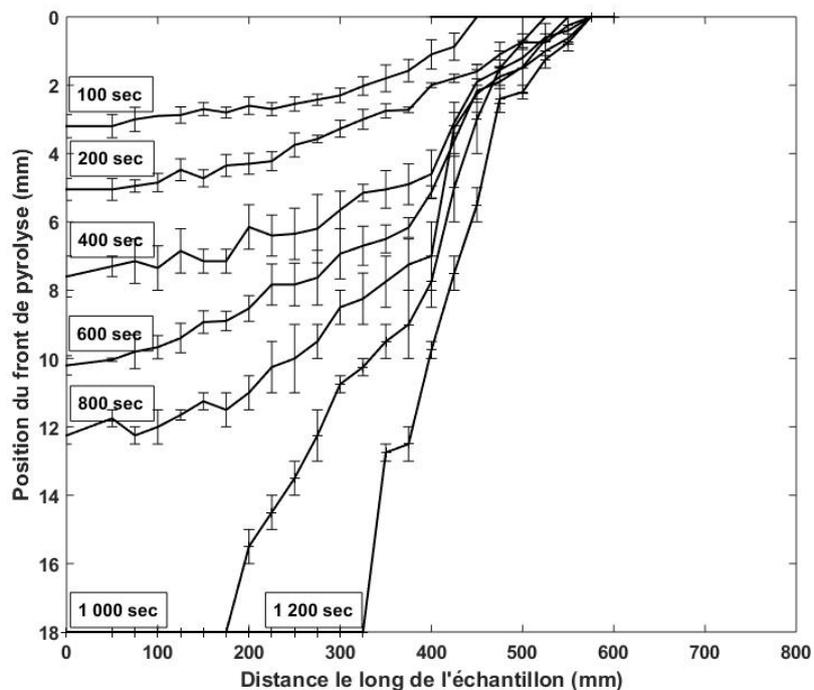


Figure 4-9 : Position du front de pyrolyse à différents instants dans l'épaisseur du matériau.

La Figure 4-10 présente le champ de température évalué à différents instants (200, 400 et 600 secondes) à une profondeur de 3 mm de la surface exposée. Les températures ont été mesurées tous les 5 cm le long de l'échantillon et le champ de température a été obtenu par interpolation linéaire entre les thermocouples.

La Figure 4-10 illustre les observations faites précédemment : dans la zone au-delà de 400 millimètres, le front de pyrolyse progresse très lentement en profondeur du matériau après 400 secondes d'exposition, signifiant que le solide ne s'échauffe presque pas et qu'un état quasi-stationnaire est atteint. Les températures n'évoluent plus de manière significative après 200 secondes d'exposition.

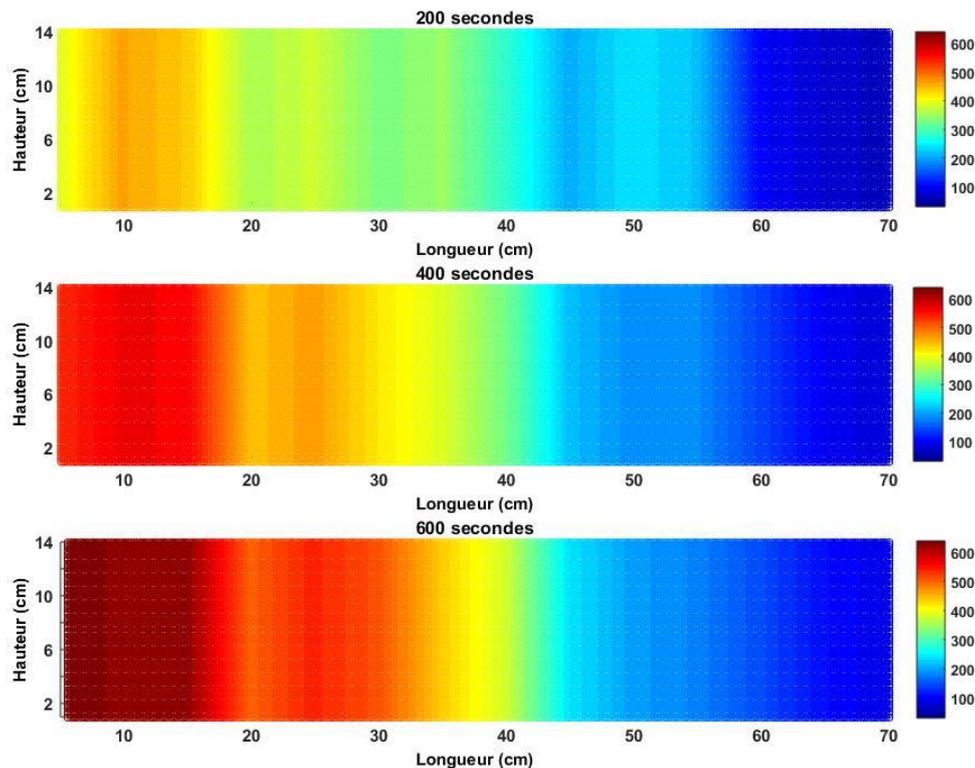


Figure 4-10 : Cartographie des températures à 3 mm de la surface exposée à trois instants différents : 200, 400 et 600 secondes.

Le champ de température à 1 200 secondes est exposé sur la Figure 4-11. Les températures pour trois épaisseurs sont présentées : 3 mm, 9 mm et 18 mm de la surface exposée. La zone noircie correspond à la zone décomposée. Le critère de température permettant d'identifier cette zone est extrait du chapitre 3 sur les caractéristiques du front de pyrolyse. Bien que la configuration soit différente, ce qui peut modifier les caractéristiques du front de pyrolyse par rapport à l'échelle du cône calorimètre, la température moyenne numérique, identifiée par le critère de Pozzobon (Pozzobon et al. 2014), pour les trois flux présentés, soit 392°C, est utilisé pour caractériser expérimentalement la zone décomposée. Les résultats sont en accord avec la mesure directe du front de pyrolyse présentée sur la Figure 4-9.

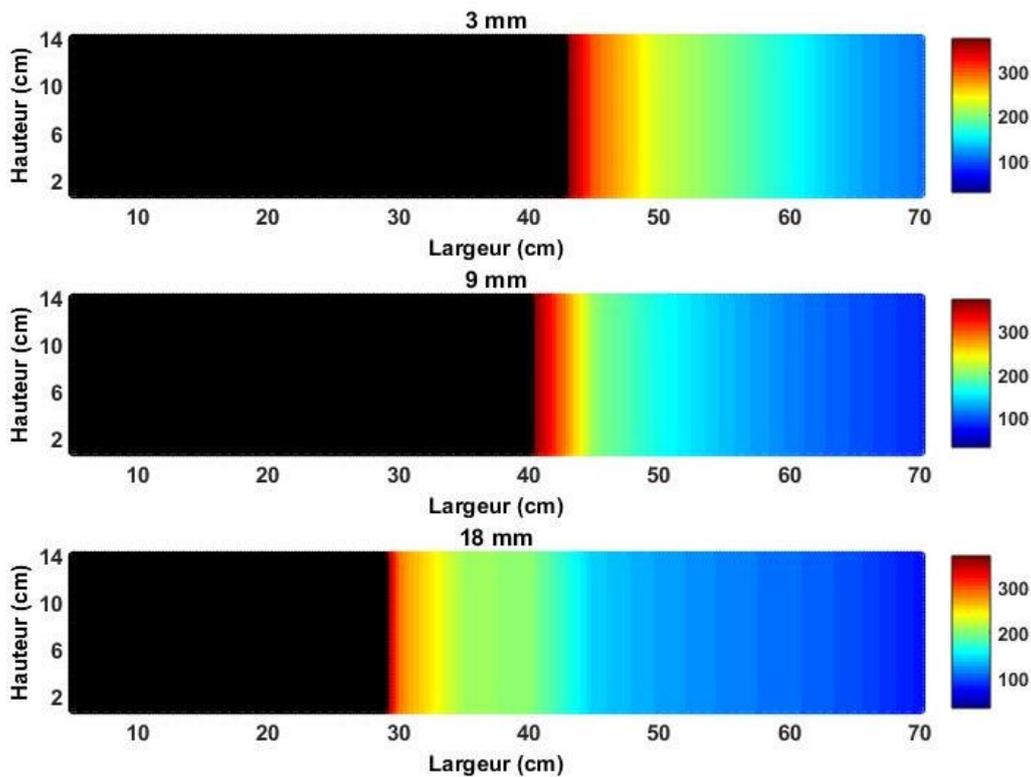


Figure 4-11 : Champ de température après 1 200 secondes d'exposition pour trois épaisseurs différentes : 3 mm, 9 mm et 18 mm de la surface exposée.

### c. Influence de la direction des fibres de l'échantillon

L'objectif de cette section est d'évaluer l'influence de la direction des fibres sur la cinétique de décomposition thermique du solide et sur la propagation de flamme, le bois étant un matériau très anisotrope.

L'échelle précédente réalisée au cône mettait en jeu des processus 1D en phase solide, dans la direction perpendiculaire à la surface exposée. Les essais en LIFT font intervenir quant à eux des processus en 2D, dans la direction perpendiculaire à la surface exposée (donc en profondeur de l'échantillon) et dans le sens de la propagation de la flamme (sens longitudinal).

Les échantillons sont dans un premier temps placés avec les fibres dans le sens longitudinal. Il faut noter que la conductivité thermique du matériau dans ce sens est environ 1,8 fois supérieure à celles du sens radial et tangentiel (Forest Products Laboratory 2010), et que la diffusion massique est également favorisée dans le sens longitudinal (Comstock 1970). Ainsi, les processus en phase solide prenant place dans la direction de la propagation peuvent avoir un impact non négligeable sur la cinétique de propagation et de décomposition du solide.

Afin d'évaluer l'influence de cette bi-dimensionnalité dans les processus en phase solide, des essais avec les fibres perpendiculaires à la direction de la propagation ont également été réalisés, dans un second temps. Cela va permettre de réduire la conduction et la diffusion d'espèces dans le sens de la propagation.

Quatre échantillons sont conditionnés en suivant la procédure définie dans la section I.1.1.a. Les mesures effectuées sont les suivantes :

- Délai d'inflammation.
- Front de pyrolyse à 400 secondes et 600 secondes (2 essais pour chaque temps).

Les Figure 4-12 et Figure 4-13 comparent le délai d'inflammation et la position du front de flamme pour les deux orientations des fibres (parallèle et perpendiculaire à la propagation). Les résultats semblent parfaitement comparables, traduisant le fait que les deux orientations de fibres n'influencent pas la cinétique de décomposition thermique et de propagation de flamme à cette échelle. En d'autres termes, les processus en phase solide peuvent être supposés unidimensionnels.

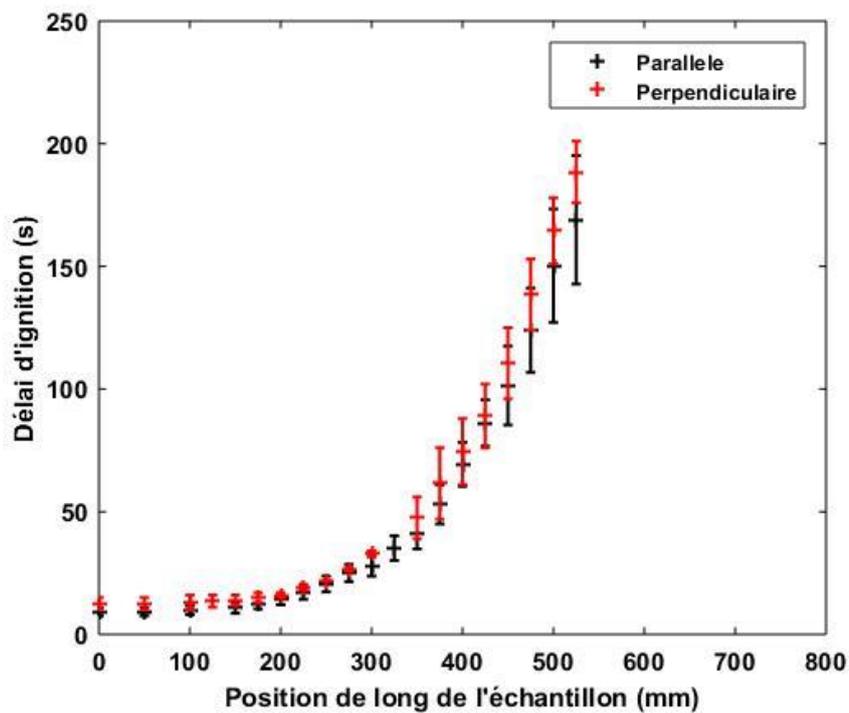


Figure 4-12 : Comparaison du délai d'inflammation pour des échantillons avec les fibres dans la direction de la propagation (parallèle) et des échantillons avec les fibres perpendiculaires à la direction de la propagation (perpendiculaire)

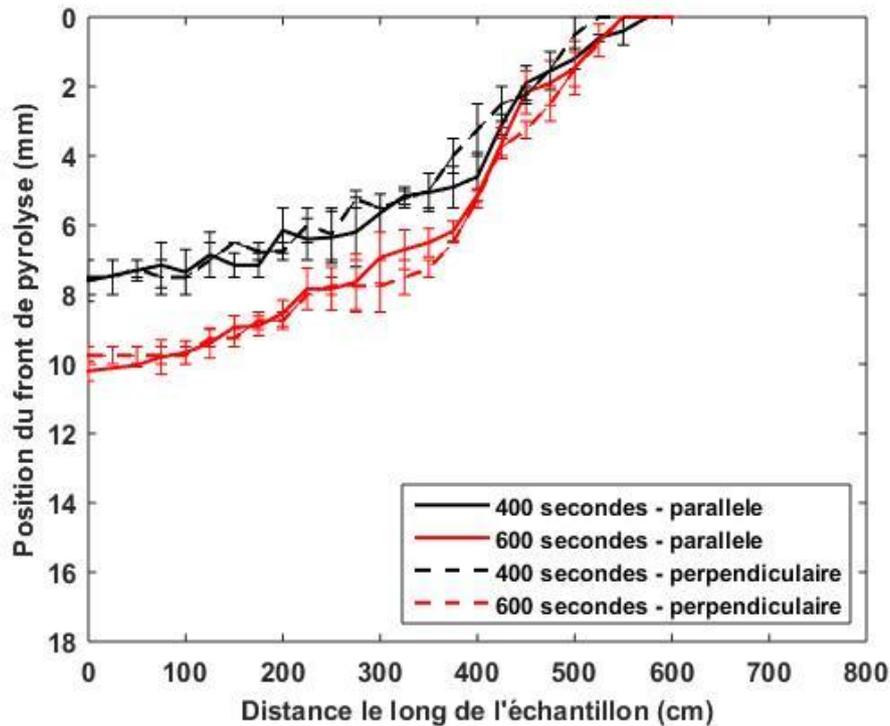


Figure 4-13 : Comparaison de la position du front de pyrolyse pour des échantillons avec les fibres dans la direction de la propagation (parallèle) et des échantillons avec les fibres perpendiculaires à la direction de la propagation (perpendiculaire)

## 2. Etude de la propagation verticale de flamme

La propagation co-courante est étudiée à l'aide d'un banc spécifiquement développé à cet effet. La Figure 4-14 présente le montage expérimental réalisé. L'échantillon, de dimensions 150 x 600 mm<sup>2</sup> (largeur x hauteur) et d'épaisseur 18 mm est positionné verticalement. Un panneau radiant, de surface 500 x 500 mm<sup>2</sup>, et alimenté par un mélange air-propane, sert de source de chaleur. Il forme un angle d'environ 50° avec l'échantillon afin d'avoir un gradient de flux suffisamment important sur la surface du matériau, dans le sens de sa hauteur. Les débits d'air et de propane sont réglés de telle sorte que les flux incidents soient comparables aux flux incidents imposés dans le cas de la propagation à contre-courant. Les dimensions du panneau par rapport à l'échantillon vont permettre de considérer un échauffement homogène sur toute la largeur de l'échantillon et ainsi une propagation verticale selon une dimension.

Un igniteur est placé en position basse de l'échantillon et permet de se placer dans les conditions d'inflammation pilotée.

Le porte échantillon en silicate de calcium est monté sur un socle en acier, qui repose sur des paliers à roulement, permettant de monter l'ensemble sur un rail de guidage linéaire. Le rail de guidage est fixé sur la table de manipulation et permet de déplacer l'ensemble porte échantillon-échantillon et de régler la butée (distance échantillon-panneau) de façon précise.

Les objectifs de cette étude sont ainsi :

- D'étudier les phénomènes présents et pilotant la propagation de flamme selon cette configuration.
- D'obtenir un jeu de validation afin d'évaluer la capacité du code à prédire le comportement observé expérimentalement à cette échelle.

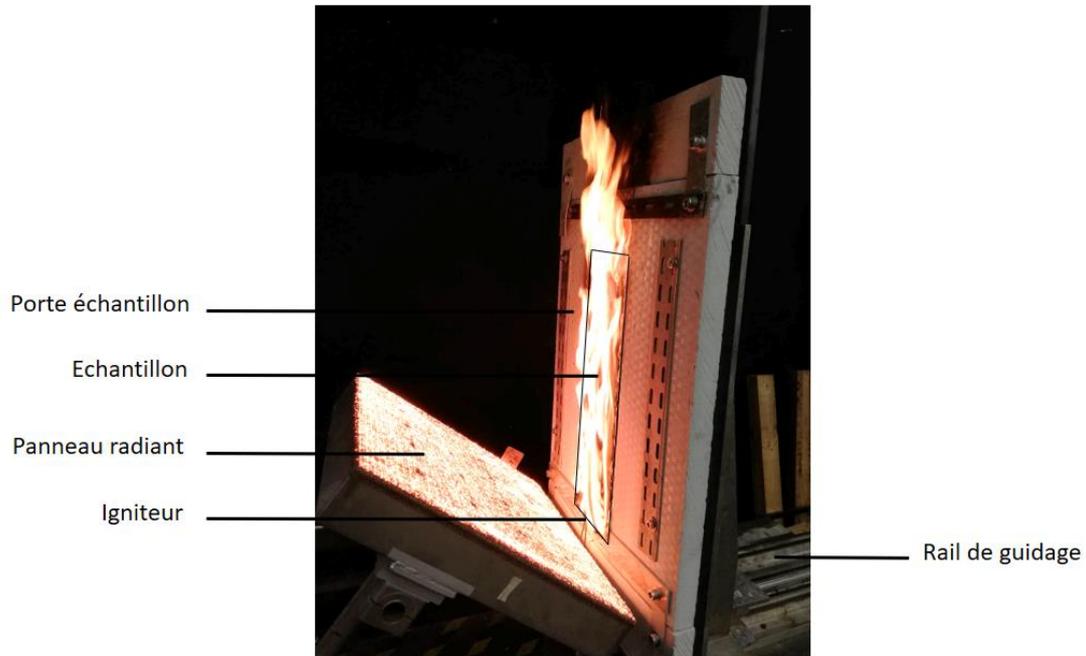


Figure 4-14 : Banc expérimental développé pour l'étude de la propagation co-courante de flamme

## 2.1. Dispositif expérimental, procédure et mesures effectuées

### a. Dispositif expérimental et procédure

Le dispositif décrit ci-dessus utilise des échantillons préalablement conditionnés dans une enceinte climatique, avec des conditions identiques à celles imposées pour les essais en cône et en LIFT, à savoir une température de 20°C et un taux de 50% d'humidité. L'échantillon est placé dans un porte échantillon en silicate de calcium, et l'ensemble est monté sur des rails permettant le déplacement et le contrôle de la distance panneau-échantillon. Des éléments métalliques, fixés en partie basse et haute du porte échantillon, permettent d'exercer une pression sur l'échantillon et d'assurer le bon maintien de celui-ci.

Le panneau radiant est calibré à l'aide d'un fluxmètre total (étalonné au LNE). La calibration est vérifiée quotidiennement. Le flux incident imposé à la surface du panneau est présenté sur la Figure 4-15. La gamme de flux imposée sur toute la surface est alors suffisamment large, ce qui va permettre d'étudier le comportement du matériau en fonction de l'agression reçue et d'évaluer des zones critiques (décomposition totale, sans décomposition, extinction, etc.).

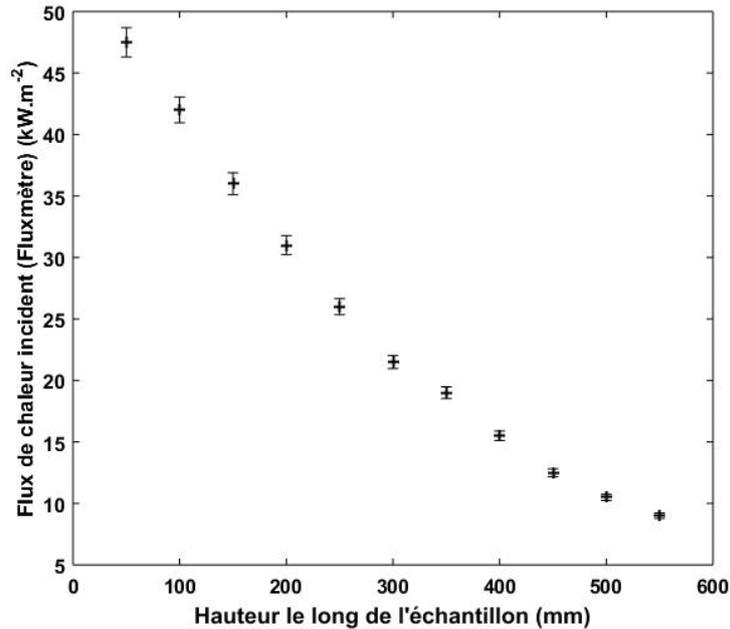


Figure 4-15 : Flux de chaleur incident imposé à la surface du matériau lors des essais de propagation co-courante

Pour chaque essai, le panneau est échauffé au préalable suffisamment longtemps, pendant environ 10 minutes, afin d'atteindre l'équilibre thermique. Le panneau va ainsi délivrer une puissance constante. L'ensemble porte échantillon-échantillon est alors monté sur les rails, puis déplacé rapidement en butée. Il est ainsi supposé que l'échantillon reçoit de façon instantanée l'énergie du panneau radiant. La distance entre la base de l'échantillon et le panneau est alors de 6 cm. Lorsque l'échantillon est en place, l'igniteur est mis en route. Il est arrêté lorsque l'inflammation est observée.

#### b. Mesures effectuées

Certaines mesures et procédures sont identiques à celles mises en place pour l'étude de la propagation latérale de flamme. C'est notamment le cas pour les températures et la position du front de pyrolyse. La procédure et l'intérêt des autres mesures sont présentés ci-dessous.

#### Perte de masse :

Cette donnée a été déterminée dans le cas de la propagation latérale. Toutefois, la procédure suivie dans le présent cas est différente. Une balance de capacité maximale de 150 kg (avec une précision de l'ordre de 1 g) est placée sous le dispositif rail-porte échantillon-échantillon. La surface de la balance est suffisamment large (600 x 800 mm<sup>2</sup>) pour intégrer l'ensemble du montage. La tare est réalisée avant de placer l'échantillon. Au total, 3 essais de répétabilité sont réalisés pour la perte de masse.

### Flux de chaleur à la surface :

Cette donnée est indispensable pour évaluer la capacité du modèle à prédire le retour thermique de la flamme, puisque la contribution énergétique de celle-ci participe à la propagation du sinistre. De ce fait, le flux de chaleur issu de la flamme est évalué à trois hauteurs différentes : 200, 350 et 550 mm au-dessus de la base de l'échantillon, permettant d'évaluer la contribution de chaque zone de la flamme : zone persistante, intermittente et panache thermique. Pour cela, un fluxmètre total est inséré depuis la face arrière de l'échantillon afin d'affleurer au niveau de la surface exposée. Une seule mesure de flux est réalisée par hauteur et un essai est réalisé pour chaque hauteur, soit un total de trois essais pour obtenir la contribution énergétique sur ces trois hauteurs.

### Hauteur moyenne de flamme :

En propagation verticale ascendante, la flamme couvre l'échantillon et participe à la cinétique de propagation de flamme. Le mécanisme d'entraînement pour la propagation de flamme vers le haut a été identifié depuis longtemps comme un transfert de chaleur dans la région qui est préchauffée.

L'estimation de la hauteur de flamme renseigne alors sur la longueur du solide impactée par cette dernière ainsi que sur la région présentant des réactions de combustion, puisqu'il est supposé que la hauteur visible de la flamme contient l'ensemble des réactions de combustion (Tamanini 1983). Il apparaît alors nécessaire de caractériser cette longueur pour évaluer son impact sur la décomposition thermique du matériau. Cette donnée va également permettre d'évaluer la capacité de FDS à prédire la cinétique de flamme et de combustion.

Pour cette étude, la hauteur moyenne de flamme est définie comme la distance entre la base de l'échantillon et la zone où l'intermittence de la flamme est de 50 % (Khan et al. 2016). Les hauteurs moyennes sont estimées à partir d'images extraites de vidéos et analysées via le logiciel Matlab version 2015a (Matlab 2015), en faisant la moyenne des hauteurs instantanées sur une fenêtre de 2 secondes (correspondant à 60 images), toutes les 10 secondes. Le traitement d'image consiste alors à convertir l'image d'origine en image binaire, remplaçant tous les pixels dont la luminance est supérieure à une valeur seuil par la couleur blanche, et tous les autres par la couleur noire. La valeur du seuil dépend de la luminosité de la vidéo, c'est pourquoi elle est définie par sensibilité, le but étant d'obtenir une hauteur de niveau de blanc sur l'image post traitée identique à l'observation de la hauteur de flamme dans le cas de l'image non traitée. La Figure 4-16 illustre ces propos. La hauteur du niveau de blanc est identique à la hauteur de flamme observée sur l'image d'origine.

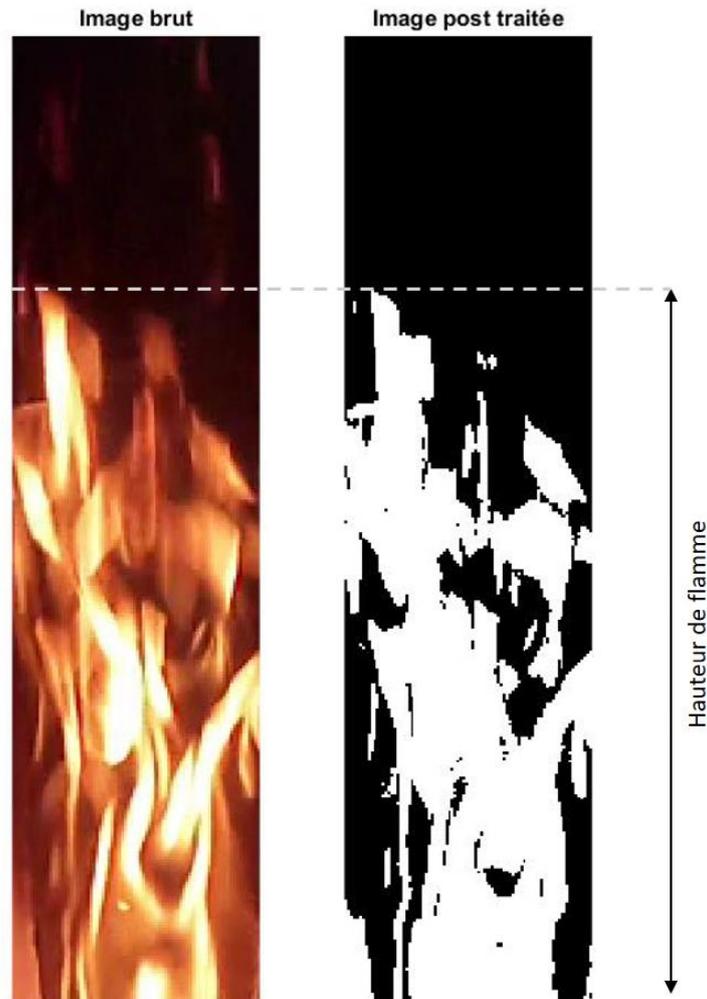


Figure 4-16 : Illustration du post traitement permettant d'estimer la hauteur de flamme

## 2.2. Résultats expérimentaux

### a. Observations expérimentales et hauteur de flamme

La Figure 4-17 présente les phases caractéristiques des observations faites lors des essais. La Figure 4-17 a. correspond au moment juste avant l'inflammation. La partie basse de l'échantillon est noircie, illustrant alors le début de la décomposition dans cette zone. L'inflammation survient environ 15 secondes ( $\pm 5$  secondes) après le début de l'exposition du matériau, conduisant à une flamme se propageant rapidement sur toute la surface de l'échantillon, pour atteindre une hauteur maximale après environ 1 minute d'exposition.

La Figure 4-17 b. a été obtenue environ 1 minute après le début de l'exposition. La hauteur de flamme est maximale et couvre la totalité de l'échantillon. La flamme semble accrocher toute la surface du matériau et oscille au-delà de l'échantillon. L'accroche de la flamme sur le matériau permet de supposer que l'ensemble du matériau pyrolyse. Ce comportement est observé jusqu'à environ 2 minutes après le début de l'exposition, comme le montre la Figure 4-18 qui présente deux images

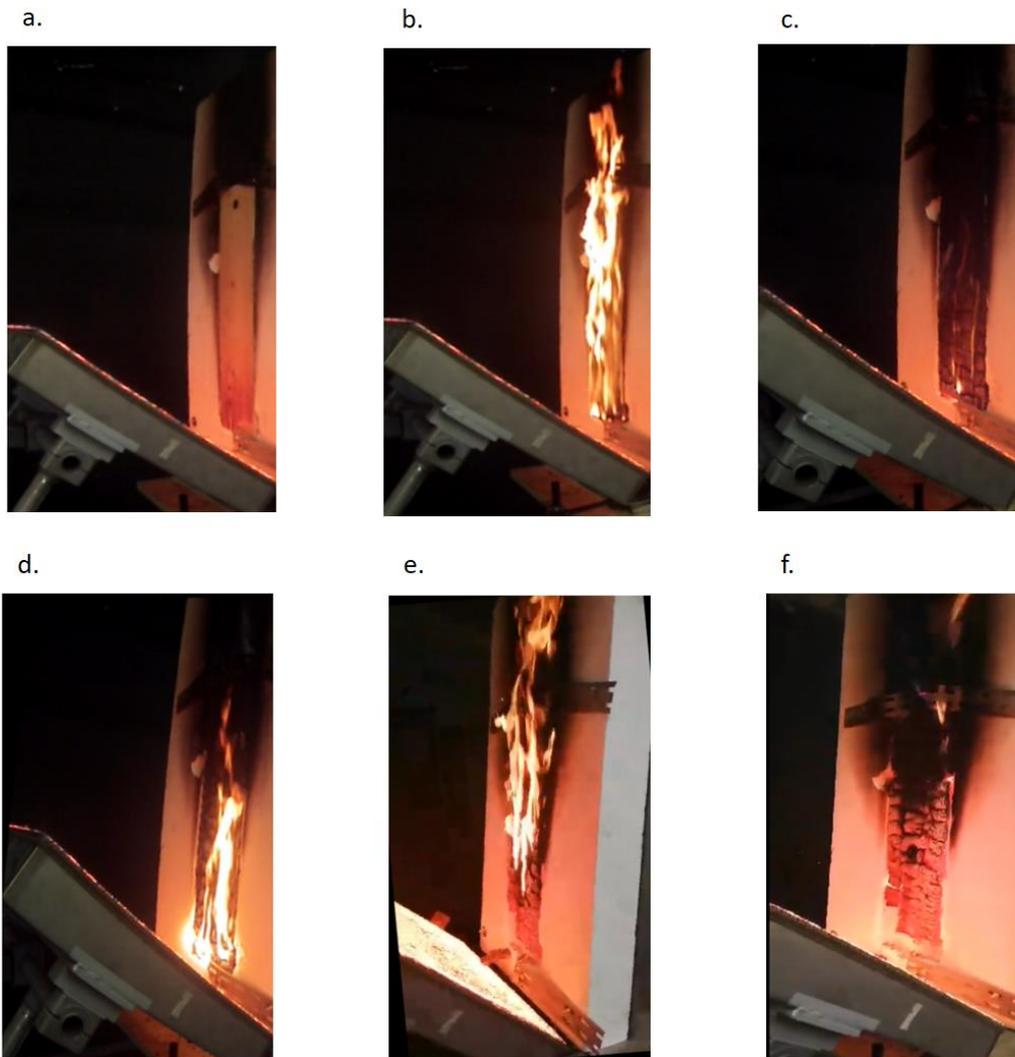
correspondant à l'échantillon vu de face 10 secondes puis 40 secondes après l'inflammation. L'avancée du front de pyrolyse à la surface du matériau est clairement visible. Le front atteint toute la hauteur de l'échantillon moins d'une minute après l'inflammation, générant une flamme de plus forte intensité. A titre de comparaison avec les résultats issus de la LIFT, pour un même flux incident (prenons l'exemple à 55 cm de l'échantillon dans le cas de la propagation verticale, correspondant à un flux incident provenant du panneau d'environ  $10 \text{ kW.m}^{-2}$ ), la carbonisation en surface survient bien plus tôt dans le cas de la propagation verticale (co-courante) que dans la propagation latérale (contre-courante) : environ 50 secondes dans le cas de la propagation verticale contre environ 150 secondes dans le cas latéral. Cela résulte de la contribution énergétique supplémentaire de la flamme sur le matériau et traduit l'influence de celle-ci sur la propagation de flamme selon ce mode. Après environ 2 minutes d'exposition, l'intensité et la hauteur de flamme décroissent du fait de la formation de char en surface, qui réduit la formation de gaz de pyrolyse.

La Figure 4-17 c. est caractéristique de la phase comprise entre 2 et 12 minutes après l'inflammation. Durant cette période, l'intensité de la flamme est relativement faible, montrant que l'échauffement et la décomposition du matériau sont lents. Cela résulte de la formation de char à la surface du matériau, lequel diminue fortement l'énergie disponible au niveau de la zone de pyrolyse. L'oxygène peut diffuser dans l'échantillon et engendrer des réactions d'oxydation du char. La flamme ne couvre pas la totalité de l'échantillon dont la partie supérieure ne semble ainsi plus se décomposer.

La Figure 4-17 d. illustre le retour thermique en partie basse de l'échantillon, induit par la condition isolante en face arrière du matériau. Comme vu dans le chapitre 3, cette condition permet d'accélérer le processus de décomposition thermique. Davantage de gaz de pyrolyse sont générés et les réactions de combustion en phase gazeuse sont plus nombreuses. Il en résulte une flamme d'intensité et de hauteur plus importante. Le retour thermique dans cette région prend place environ 12 minutes après l'inflammation.

La Figure 4-17 e. correspond à l'extinction de la partie basse de l'échantillon. Ce phénomène survient après environ 16 minutes d'exposition. L'oxydation du résidu carbonneux est importante. A noter également que l'intensité de la flamme est toujours importante et couvre la totalité du matériau, du fait du retour thermique dans la zone médiane.

Enfin, la Figure 4-17 f. représente l'extinction du matériau en face avant. A ces instants, les conditions aux limites ne sont plus correctement contrôlées, puisque le maintien métallique en partie basse ne repose plus sur l'échantillon qui a été oxydé. De ce fait, l'échantillon n'est plus correctement plaqué contre le porte échantillon et une lame d'air se développe, générant dans certains cas, le développement d'une flamme en face arrière, visible sur la Figure 4-17 f. La partie basse de l'échantillon est alors totalement oxydée et la partie médiane s'oxyde fortement. La partie supérieure de l'échantillon ne semble pas s'oxyder, la température n'est pas suffisamment importante pour engendrer ce genre de réaction.



*Figure 4-17 : Photos correspondant à des temps caractéristiques de la cinétique de propagation de flamme et de décomposition du solide. a. Début de l'essai, b. Quelques secondes après l'inflammation, c. 2 minutes après l'inflammation, d. Retour thermique en partie basse, e. Extinction et oxydation du char en partie basse, et retour thermique en partie médiane, f.*



*Figure 4-18 : Carbonisation de la surface de l'échantillon, a. 10 s après l'inflammation, b. 40 s après l'inflammation*

La hauteur de flamme estimée suivant la méthode définie dans la section 1.2.1 est représentée sur la Figure 4-20. Elle croit juste après l'inflammation pour atteindre un pic après environ 100 secondes d'exposition. Cette croissance est liée à la propagation de la zone de pyrolyse à la surface du matériau, illustrée en Figure 4-18. L'apport énergétique de la flamme contribue alors largement à la propagation du front de pyrolyse à la surface de l'échantillon.

En effet, d'après les résultats du front de flamme en LIFT (il est rappelé que le front de flamme était corrélé au front de pyrolyse à la surface de l'échantillon), le front apparaît plus rapide en propagation verticale que latérale (cf. front de pyrolyse sur la Figure 4-18). Ce phénomène est attribué au développement de la flamme à la surface de l'échantillon imbrulé, qui ajoute une contribution énergétique supplémentaire, favorisant la décomposition thermique du matériau.

La décroissance ensuite observée est attribuée à la formation d'une couche de char permettant de diminuer la quantité de gaz de pyrolyse générée. Une phase stationnaire prend place entre 3 et 12 minutes d'exposition. La hauteur moyenne de flamme est d'environ 450 mm, l'ensemble du solide n'est ainsi pas couvert, signifiant que la partie supérieure du solide ne se décompose plus. Cette phase correspond à la Figure 4-17 c. Après environ 12 minutes d'exposition, l'intensité et la hauteur de flamme augmentent à nouveau. Ce phénomène est attribué au retour thermique qui prend place en partie basse de l'échantillon comme présenté sur la Figure 4-17 d. L'acquisition au-delà de 15 minutes n'est pas représentée, du fait du manque de contrôle des conditions aux limites (développement d'une flamme en face arrière de l'échantillon).

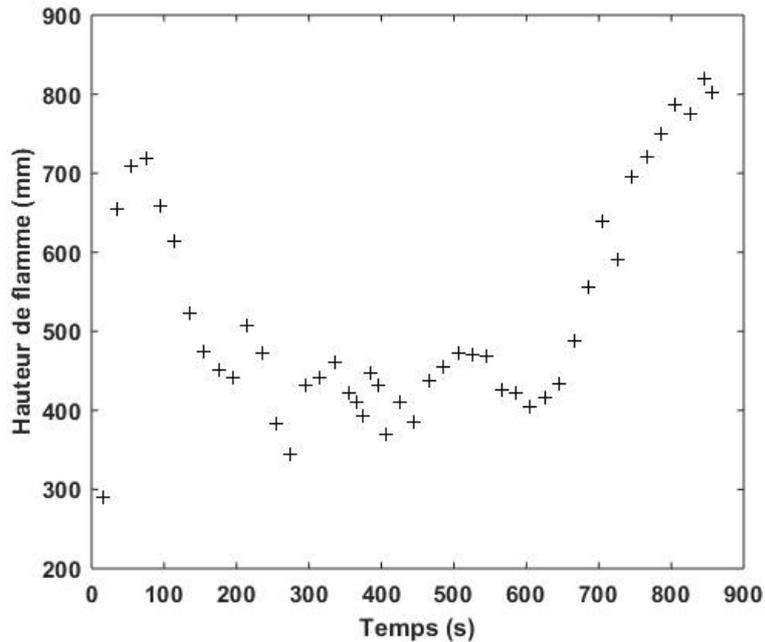


Figure 4-19 : Evolution de la hauteur de flamme en fonction du temps lors des essais en propagation co-courante

#### b. Cinétique de décomposition thermique du solide

La Figure 4-20 représente la position du front de pyrolyse à différents instants. Il apparait clairement que la partie supérieure de l'échantillon (au-delà de 475 mm) ne se décompose plus après environ 200 secondes d'exposition. Cette hauteur limite de la zone de pyrolyse correspond à la hauteur de flamme identifiée à ces instants (cf. Figure 4-17 c. et Figure 4-20). La faible production de gaz de pyrolyse durant ces instants ne permet pas de générer une importante intensité et hauteur de flamme.

Le front de pyrolyse semble accélérer après 800 secondes d'exposition, montrant l'influence du retour thermique. De ce fait, davantage de gaz de pyrolyse sont émis et une flamme de plus forte intensité est obtenue. Cela est en lien avec les observations présentées sur la Figure 4-17 d. ainsi que la hauteur de flamme sur la Figure 4-20.

La partie basse de l'échantillon est totalement décomposée après 1 000 secondes d'exposition. Dans cette région, la flamme est éteinte (cf. Figure 4-17 e.). L'oxygène n'étant plus consommé par la flamme, il peut alors diffuser dans la matrice de char et oxyder cette dernière.

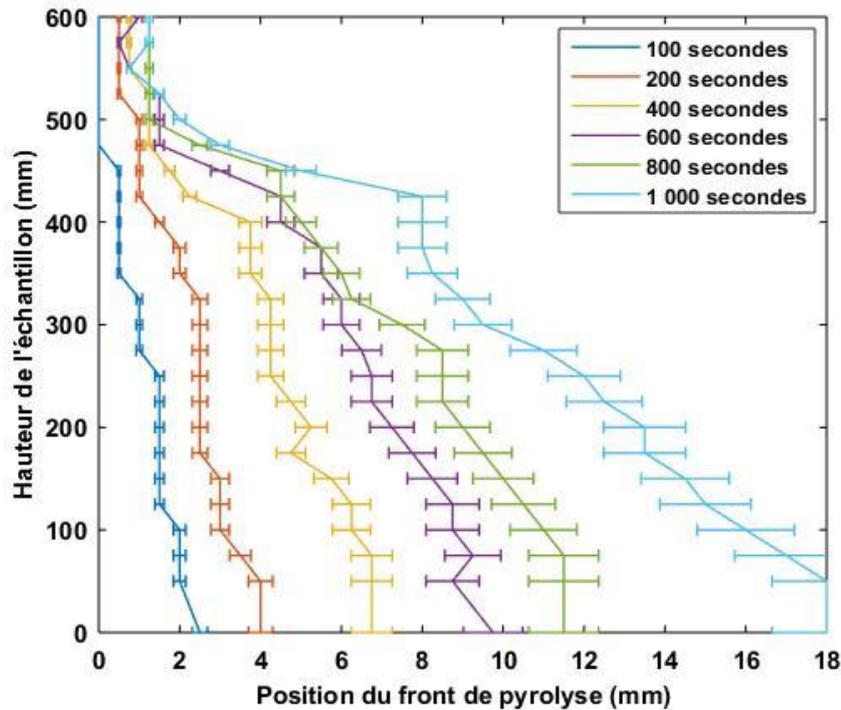


Figure 4-20 : Position du front de pyrolyse à différents instants dans l'épaisseur du matériau.

A titre indicatif, la Figure 4-21 présente une cartographie des températures à 3 mm de la surface de l'échantillon, pour des temps d'exposition de 200, 400 et 800 secondes. Les zones en blanc correspondent à des données perdues (thermocouples endommagés, dans la flamme, etc.). La partie supérieure de l'échantillon ne semble plus s'échauffer et atteint un état d'équilibre. A noter qu'à 800 secondes, le retour thermique en partie basse est présent et la flamme couvre la totalité de l'échantillon (cf. Figure 4-19). Cependant, cela ne suffit pas pour échauffer le matériau en partie haute. La température relevée à 500 mm est de 242, 308 et 340°C après un temps d'exposition respectivement de 200, 400 et 800 secondes.

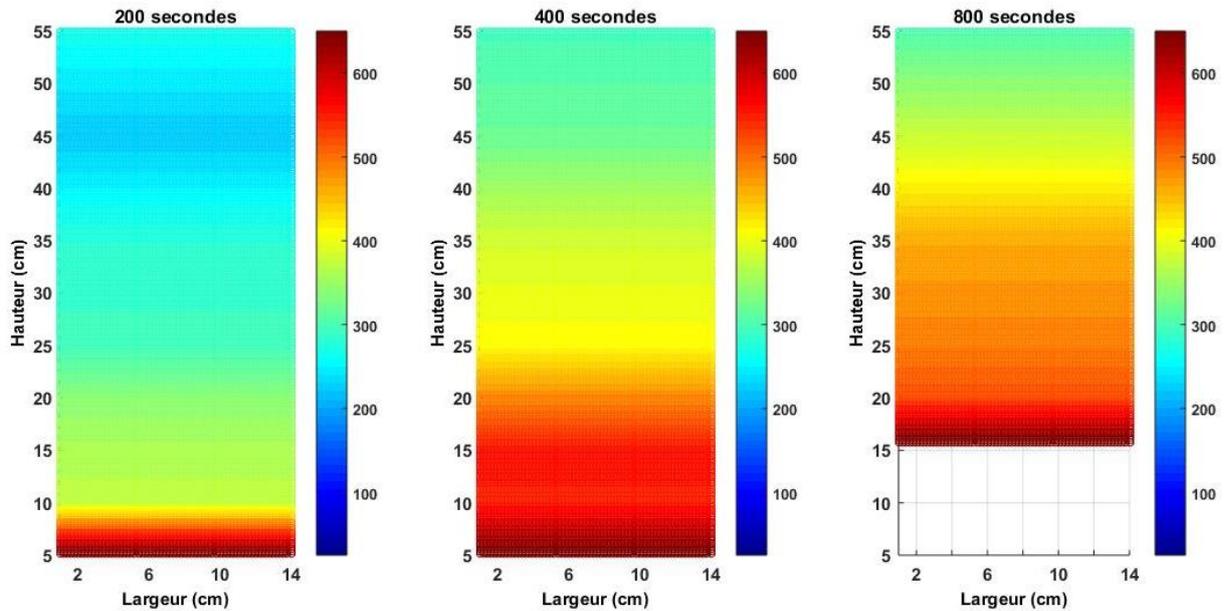


Figure 4-21 : Cartographie des températures à 3 mm de la surface exposée à trois instants différents : 200, 400 et 800 secondes.

Afin de comparer la dynamique de décomposition thermique du solide selon les deux modes de propagation, la Figure 4-22 présente la position du front de pyrolyse en fonction du flux incident provenant du panneau radiant. La position du front de pyrolyse semble être identique pour les deux modes, traduisant le fait que la position du front de pyrolyse en fonction du flux incident est similaire selon les deux modes de propagation, et donc que le bilan à la paroi est comparable.

Toutefois, quelques écarts subsistent, notamment :

- A 100 secondes d'exposition, la décomposition thermique semble être plus rapide à faible flux en propagation verticale. Cela aurait été encore plus visible si des données du front de pyrolyse avaient été obtenues pour un temps d'exposition plus court. Cette différence reflète ainsi l'importance de la contribution de la flamme pour la propagation verticale.
- A partir de 600 secondes, pour des flux inférieurs à  $20 \text{ kW.m}^{-2}$ , le front de pyrolyse en LIFT ne se propage plus tandis qu'il se propage selon le mode vertical jusqu'à une valeur de flux critique d'environ  $12 \text{ kW.m}^{-2}$  (en dessous de ce flux, le front ne se propage plus). La valeur de flux incident de  $12 \text{ kW.m}^{-2}$  correspond à une hauteur d'échantillon d'environ 450 mm. Cette hauteur est à mettre en lien avec la hauteur de flamme repérée à ces instants. La contribution de la flamme permet alors de décomposer davantage le matériau suivant le mode vertical.

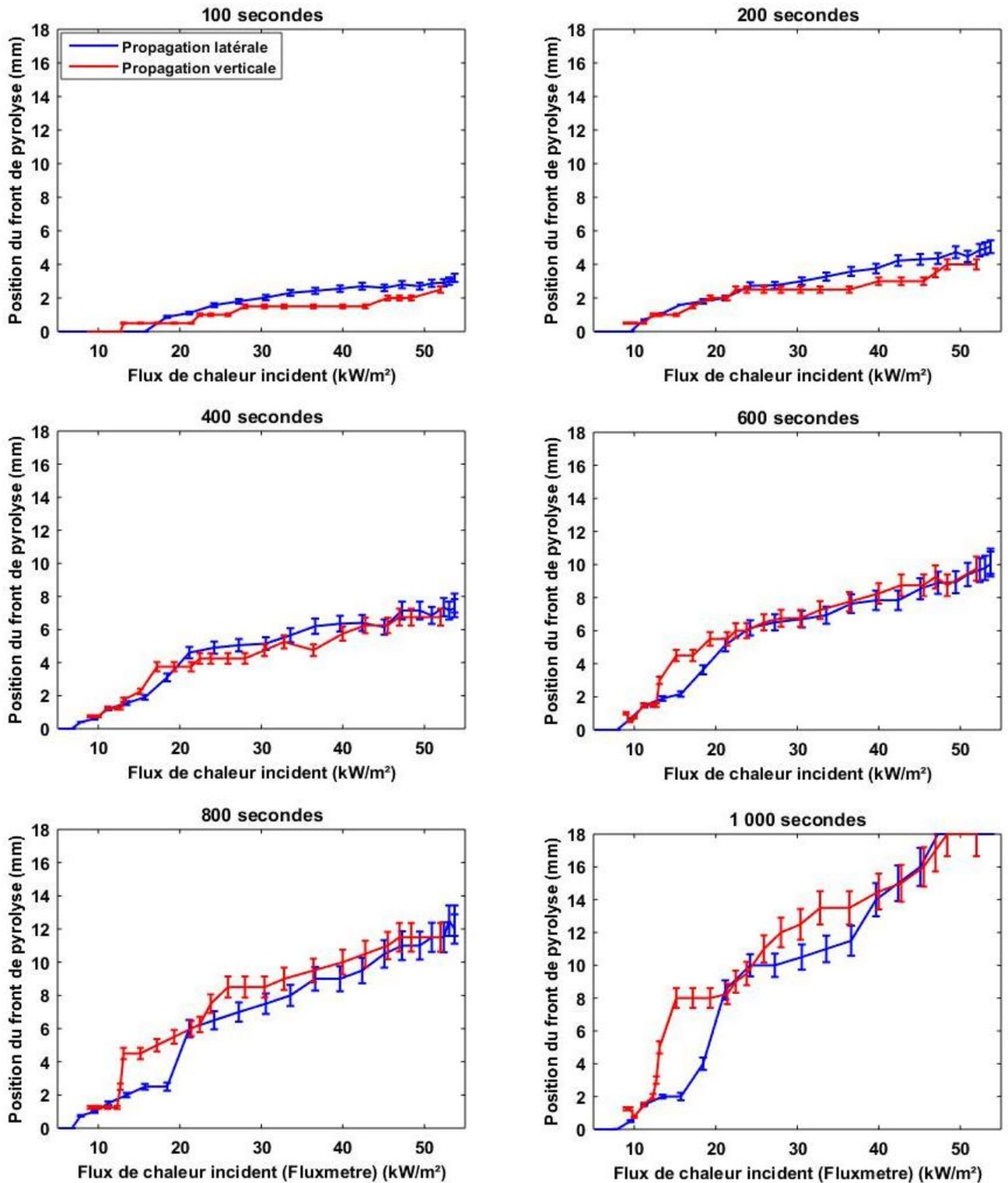


Figure 4-22 : Comparaison de la position du front de pyrolyse en fonction du flux incident dans le cas d'une propagation latérale (courbe bleu) et verticale (courbe rouge).

## II. Modélisation numérique

Cette partie a pour objectif d'évaluer la capacité du code à prédire la propagation de flamme sur les deux configurations étudiées. Une sensibilité au maillage est également réalisée afin d'évaluer la taille de maille nécessaire pour la prédiction de la propagation de flamme selon chacun des modes.

### 1. Modélisation de la propagation latérale de flamme

#### 1.1. Domaine de calcul et conditions aux limites

Le domaine de simulation est un parallélépipède de dimension 1 000 x 500 x 1 200 mm<sup>3</sup> (Longueur x Largeur x Hauteur) dont les conditions aux limites sont de type ouvertes pour la pression. Ce domaine est suffisamment large pour prendre en compte le panache de la flamme et capturer l'entraînement d'air.

La taille de maille considérée est de 10 x 10 x 10 mm<sup>3</sup>. Cette taille de maille constitue le modèle de référence puisqu'elle permet de capturer correctement les gradients de température à la paroi du matériau. Des sensibilités vont ensuite être réalisées dans le but d'évaluer l'impact sur la cinétique de propagation de flamme et sur la décomposition.

La condition aux limites à la surface du matériau est imposée par un panneau radiant modélisé, et représenté sur la Figure 4-23. Le maillage cartésien dans FDS ne permet pas de représenter correctement la géométrie de ce dernier. Ainsi, celui-ci est modélisé à l'aide d'obstructions rectangulaires, sous forme de série de blocs en « marche d'escalier ». Les dimensions respectent au maximum les valeurs réelles.

A la surface de ce panneau, une température fixe est imposée. Elle est définie telle que la surface du matériau reçoive le flux de chaleur mesuré expérimentalement (Figure 4-4). La lecture du flux à la surface du matériau est réalisée à l'aide de la quantité "Gauge Heat Flux", qui correspond au flux net sur une surface froide. Ce paramètre est parfaitement approprié puisqu'expérimentalement, le flux obtenu est assimilé au flux net sur une surface refroidie (le fluxmètre utilisé étant refroidi).

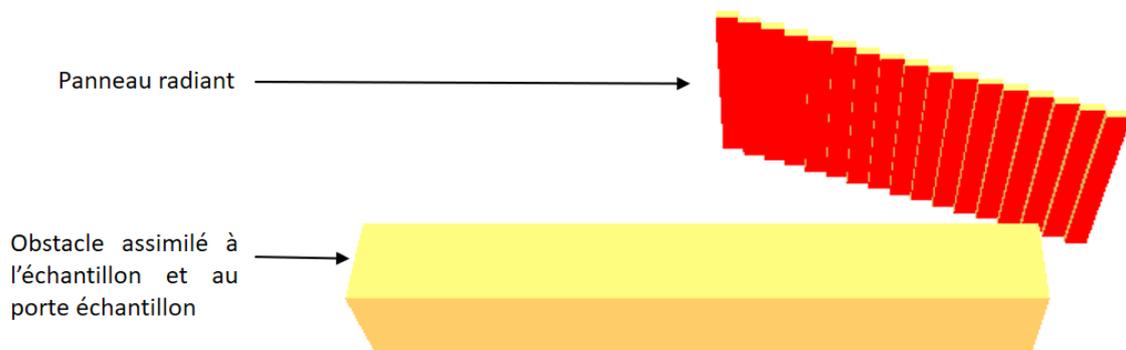


Figure 4-23 : Représentation du panneau radiant et de l'échantillon lors des simulations numériques

Le flux numérique reçu à la surface de l'échantillon est représenté sur la Figure 4-24. La température de panneau permettant d'obtenir ces valeurs est alors de 918°C. La comparaison avec les données expérimentales permet de valider les conditions aux limites choisies.

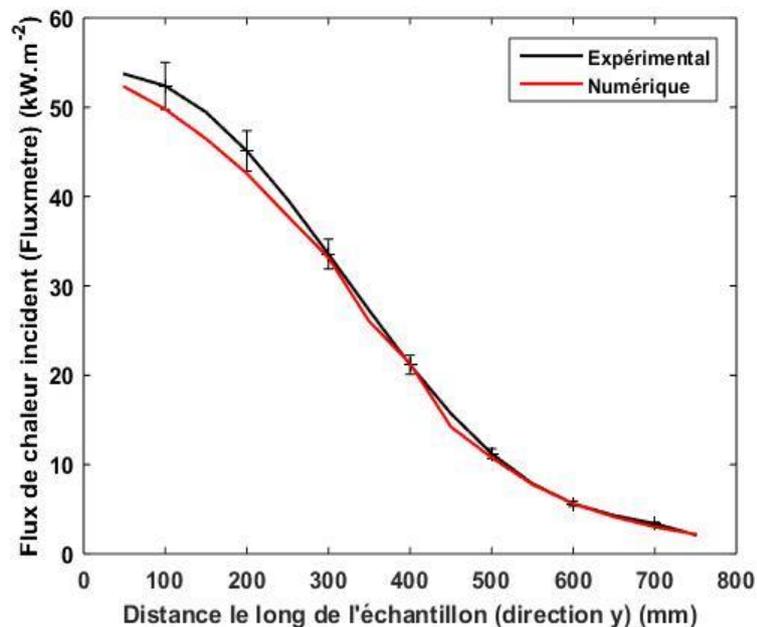


Figure 4-24 : Comparaison expérimentale et numérique du flux incident reçu par l'échantillon

Les modèles utilisent les mêmes données d'entrée pour l'échantillon que celles validées à l'échelle du cône calorimètre (cf. Tableau 3-6 et Tableau 3-7).

## 1.2. Sensibilité au maillage

La sensibilité au maillage du modèle est évaluée à travers l'analyse de trois paramètres : le front de flamme, le taux de dégagement de chaleur et le flux reçu à la paroi. En effet, le taux de dégagement de chaleur ainsi que la position du front de flamme constituent des données nécessaires à l'estimation de la sévérité d'un incendie. Le flux reçu à la paroi renseigne également sur la qualité du bilan réalisé à la surface, lequel va conditionner l'échauffement et la décomposition du solide, qui peut impacter en retour la cinétique de propagation de flamme et le taux de dégagement de chaleur.

N'ayant pas d'information concernant le taux de dégagement de chaleur total pour estimer l'intervalle de taille de maille à l'aide du critère  $D^*$  (Hill et al. 2007), trois tailles de maille arbitraires sont évaluées : 10, 25 et 50 mm. L'utilisation d'un maillage plus fin peut conduire à des erreurs de prédiction et génère des temps de calcul conséquents. En effet, FDS utilise des lois de paroi afin d'éviter de résoudre les gradients proches de la surface de l'échantillon. Ces lois sont valides pour un certain intervalle de tailles de maille. Un maillage trop fin peut conduire à des erreurs de prédiction par ces lois. Il faut à ce moment-là changer d'approche numérique et résoudre directement les gradients de vitesse et de température à la paroi (Ren et al. 2016).

L'objectif de cette sensibilité est d'évaluer si les résultats obtenus pour un maillage plus grossier (50 mm) sont comparables aux résultats obtenus pour un maillage plus fin.

La comparaison du front de flamme nécessite de définir un critère numérique permettant d'estimer sa position. Durant les essais, le front de flamme et le front de pyrolyse à la surface du matériau étaient confondus. Cette similarité est représentée sur la Figure 4-25, la flamme s'étend à la surface de la zone de pyrolyse.



*Figure 4-25 : Similarité entre les positions du front de pyrolyse et du front de flamme*

De ce fait, afin de suivre le front de flamme d'un point de vue numérique, celui-ci est assimilé au front de pyrolyse. Le critère de taux de conversion maximal défini dans le chapitre précédent pour suivre le front de pyrolyse dans la profondeur du matériau, est ainsi utilisé ici pour suivre le front de flamme. Il est évalué dans la première maille du solide sous la surface exposée, à mi-hauteur de l'échantillon.

La sensibilité du maillage sur le front de flamme et sur le taux de dégagement de chaleur par unité de surface est représentée sur les Figure 4-26 et Figure 4-27. Il apparaît que le maillage n'influence que peu la cinétique de propagation de flamme, ainsi que le taux de dégagement de chaleur pour cette configuration.

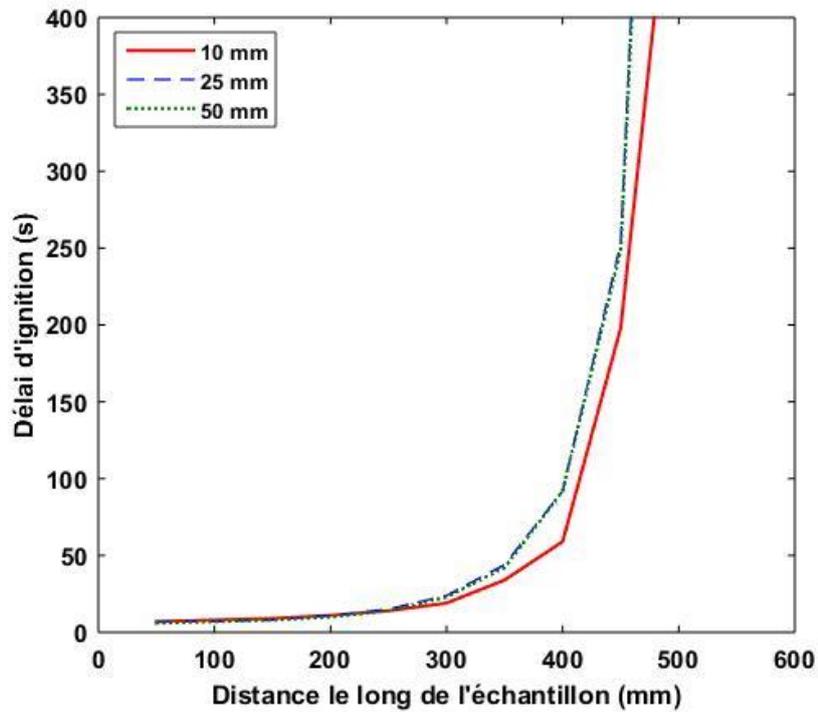


Figure 4-26 : Influence du maillage sur la propagation du front de flamme

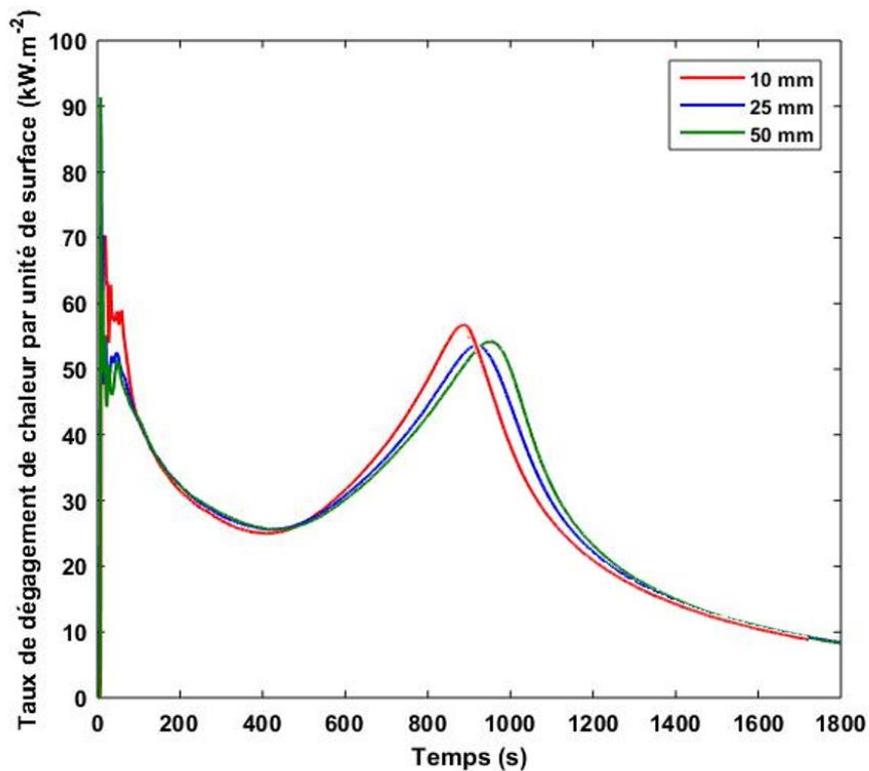


Figure 4-27 : Influence du maillage sur le taux de dégagement de chaleur par unité de surface

La dernière donnée évaluée est le flux incident à la paroi (panneau et flamme) à une distance de 250 mm de l'échantillon, à l'aide de la quantité "Gauge heat flux". Les résultats sont présentés sur la Figure

4-28. Le flux incident lié au panneau est également représenté. La valeur moyenne du flux incident total ne semble pas être fortement impactée par le maillage. Cependant, les écarts observés correspondent à la contribution du flux de la flamme uniquement, car le flux incident issu du panneau est identique pour les trois cas étudiés. De ce fait, la taille de maille influence considérablement la modélisation de la contribution énergétique de la flamme. Celle-ci est d'environ  $10 \text{ kW.m}^{-2}$  pour un maillage de 10 mm, contre  $5 \text{ kW.m}^{-2}$  pour un maillage de 50 mm. L'utilisation d'un maillage plus grossier conduit ainsi à une sous-estimation du flux incident à la paroi. Toutefois, cette sous-estimation est suffisamment faible permettant de ne pas impacter de manière importante la propagation de la flamme et le taux de dégagement de chaleur au niveau du solide.

Deux principales raisons peuvent expliquer ces écarts :

- L'utilisation d'un maillage grossier induit une description moins précise du rayonnement à travers le nombre d'angles solides. La distribution radiative est ainsi moins bien capturée, conduisant à une sous-estimation du flux rayonné.
- Le flux incident est moyenné sur une surface plus grande lorsque le maillage est grossier. Les gradients de flux sont ainsi moins bien captés et sont sous-estimés.

Ces résultats permettent toutefois d'observer qu'une taille de maille de 50 mm peut suffire à l'étude de la propagation latérale de flamme pour notre configuration, si l'objectif est d'obtenir la vitesse de propagation ainsi que le taux de dégagement de chaleur.

L'analyse numérique, qui est l'objet de la prochaine section, se concentre sur une taille de maille de 10 mm.

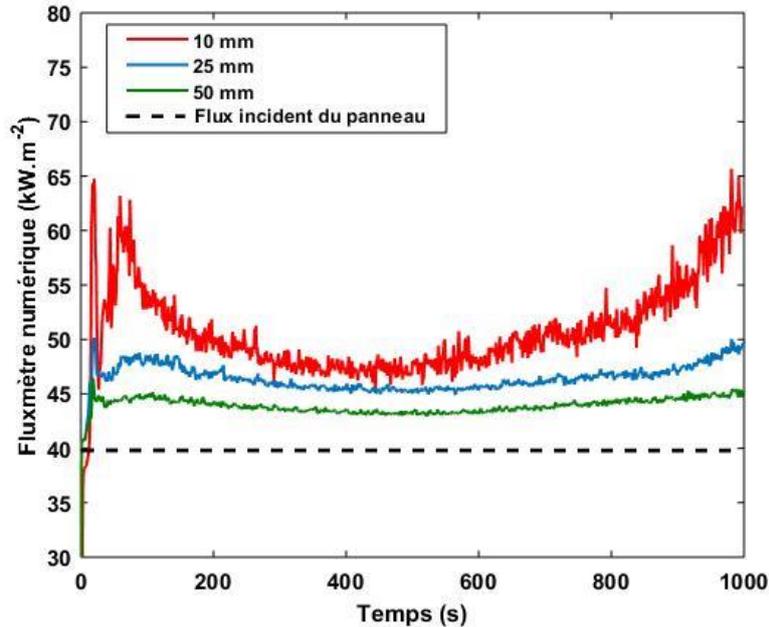


Figure 4-28 : Influence du maillage sur le flux de chaleur incident (fluxmètre numérique) à  $y = 250 \text{ mm}$

### 1.3. Modèle de référence

Cette section présente la comparaison des données expérimentales et numériques et a pour objectif d'évaluer la capacité du code à reproduire la propagation latérale de flamme.

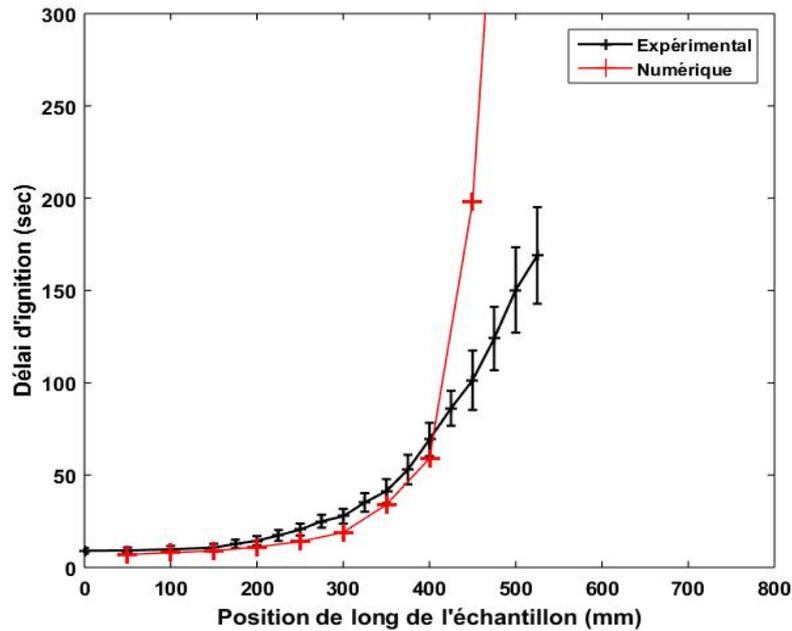
#### a. Front de flamme

La Figure 4-29 compare la propagation du front de flamme numérique et expérimentale. La prédiction semble être en bon accord avec les valeurs expérimentales sur les 400 premiers millimètres de l'échantillon pour un flux incident de  $20 \text{ kW.m}^{-2}$ . Au-delà, des écarts apparaissent et la propagation numérique est sous-estimée.

Kwon et Ho (Kwon 2006; Ho 2007) ont comparé des données expérimentales sur le front de flamme en LIFT avec les résultats issus du code FDS pour différents matériaux. Dans l'ensemble, un bon accord a été trouvé. Toutefois, le code a présenté des difficultés dans le cas des matériaux carbonneux. La propagation à faibles flux était notamment sous-évaluée par le code. Ces écarts ont alors été attribués à l'utilisation d'une équation de transfert de chaleur 1D dans le solide. Les travaux de Marquis (Marquis 2010) expose les mêmes conclusions.

Dans notre cas, plusieurs phénomènes peuvent être à l'origine des écarts observés :

- Au-delà de 400 mm, le front de flamme était difficile à estimer expérimentalement, générant un biais sur la mesure.
- A ces niveaux de flux, des phénomènes non pris en compte dans les modèles peuvent être à l'origine d'écarts :
  - L'hétérogénéité du bois.
  - La variation du taux d'humidité ambiant et dans le solide.
  - L'influence de la diffusion de l'oxygène dans le matériau. Numériquement, la diffusion de l'oxygène est représentée de façon "arbitraire". Or, celle-ci engendre des réactions exothermiques, contribuant ainsi à l'échauffement du solide. La mauvaise représentation de ces réactions d'oxydation contribue ainsi à sous-estimer l'échauffement et de ce fait, la propagation de flamme.
  - Le phénomène de convection, qui est représentée de façon empirique dans le modèle, pouvant surestimer le refroidissement.
  - Les phénomènes diffusifs dans le sens latéral. Bien que les deux configurations d'échantillon testées expérimentalement (fibres parallèles et perpendiculaires à la propagation) ne semblaient pas présenter d'influence notable, les processus en phase solide dans le sens de la propagation peuvent avoir un impact sur la propagation de flamme.
  - Le manque d'information quant aux propriétés radiatives du solide. Par exemple, la longueur de pénétration du rayonnement permettant au solide de s'échauffer plus en profondeur, notamment pour une matrice poreuse.



- Figure 4-29 : Comparaison expérimentale et numérique du délai d'inflammation le long de l'échantillon

Des analyses de sensibilité ont été menées afin d'évaluer la contribution de certains paramètres numériques sur la propagation. Ces sensibilités ont concerné :

- Le nombre d'angles solides pour le rayonnement. Par défaut, le nombre d'angles solides est de l'ordre de 100. Un nombre d'angle égal à 500 et 800 a été utilisé pour la sensibilité.
- La convection. Le coefficient de transfert convectif  $h$  est alors directement imposé à la paroi du matériau. Les valeurs imposées sont de  $0 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ , puis  $20 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ . Par défaut, le coefficient de transfert convectif est calculé à l'aide de lois de paroi inerte (cf. Équation 1-17). Les valeurs de  $h$  ainsi obtenues par défaut sont comprises entre 5 et  $10 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ ;
- La chaleur de combustion. La valeur obtenue à l'échelle du cône est de  $14 \text{ MJ.kg}^{-1}$ . Une sensibilité avec des valeurs de 0 et  $20 \text{ MJ.kg}^{-1}$  est réalisée. En imposant une chaleur de combustion nulle, il est supposé que la contribution énergétique de la flamme est nulle. Cela va ainsi permettre d'évaluer l'impact du flux incident provenant de la flamme sur la propagation.

L'ensemble de ces études de sensibilité n'a pas présenté d'impact notable sur la propagation du front de flamme. De ce fait :

- Il est supposé que la propagation du front de flamme est induite par le panneau radiant.
- La convection ne semble pas surestimée par le modèle numérique. De ce fait, les écarts exposés après 400 mm ne sont pas attribués à un refroidissement trop important dû à la convection.

#### b. Front de pyrolyse et températures

La comparaison entre la prédiction et les valeurs expérimentales de la position du front de pyrolyse et des températures va renseigner sur la qualité des modèles en phase solide.

La Figure 4-30 présente ainsi la position expérimentale et numérique du front de pyrolyse. Le critère de Pozzobon (Pozzobon et al. 2014) est utilisé numériquement.

Il apparaît que le modèle est capable de représenter à chaque instant et en chaque position le front de pyrolyse. D'un point de vue numérique, un léger retard est néanmoins observé sur les 400 premières secondes d'exposition pour la zone au-delà de 450 mm. Cela est à mettre en lien avec le retard obtenu pour le front de flamme dans cette même zone.

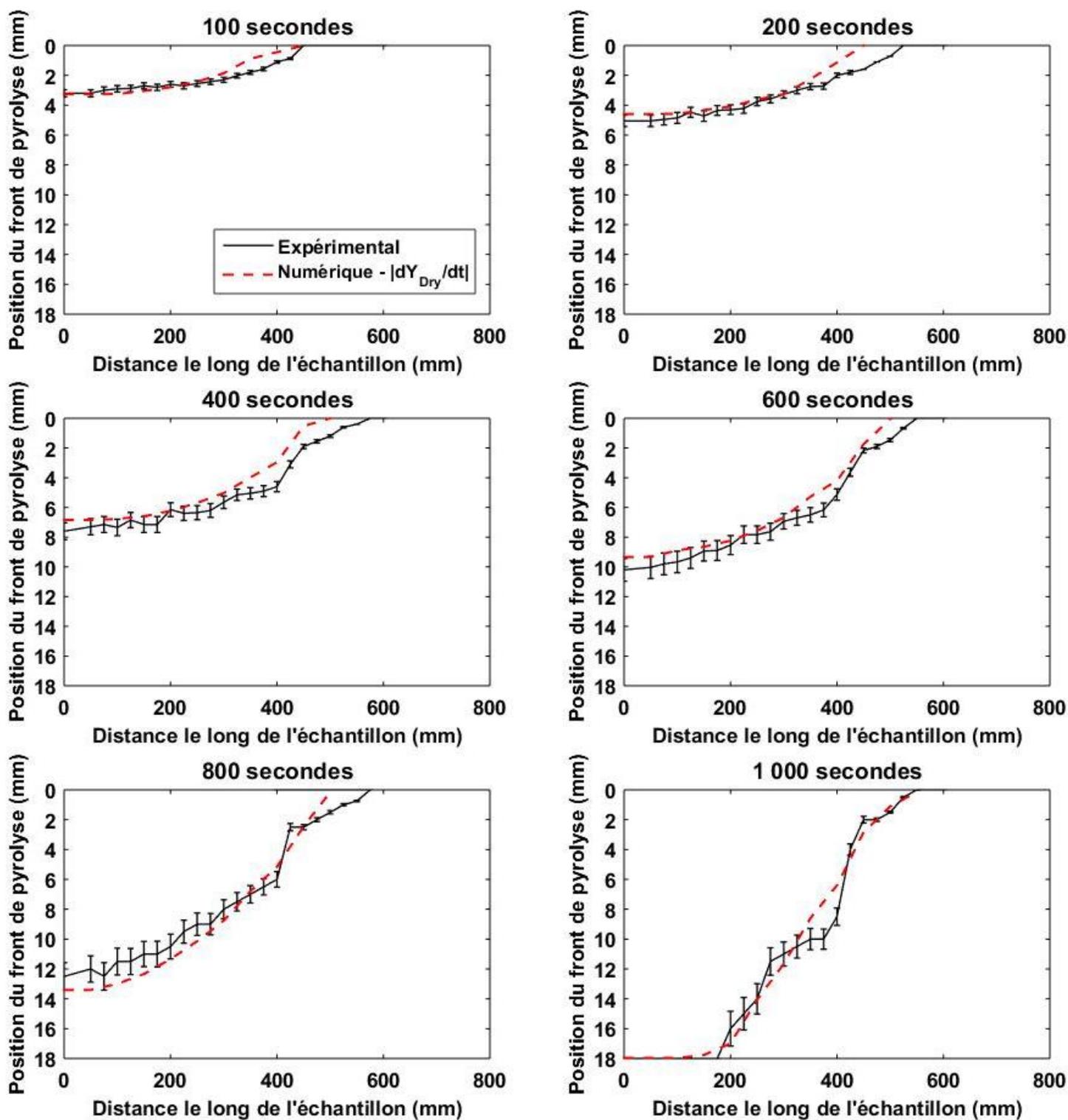


Figure 4-30 : Comparaison expérimentale et numérique de la position du front de pyrolyse pour différents temps d'exposition.

La bonne prédiction du front de pyrolyse permet de vérifier que les modèles en phase solide sont suffisants pour représenter la dynamique de décomposition du matériau à cette échelle.

Toutefois, dans le but de comprendre les écarts observés au-delà de 450 mm, la Figure 4-31 compare les températures expérimentales et numériques obtenues à 3 mm de la surface exposée, à des distances de 450 et 500 mm le long de l'échantillon.

Le pic observé sur les températures expérimentales correspond à l'inflammation aux positions respectives des thermocouples. L'extinction survient une centaine de secondes après l'inflammation. Numériquement, la température est bien prédite, sauf entre l'inflammation et l'extinction. L'échantillon tend ensuite à atteindre un état d'équilibre thermique qui est correctement prédit par le modèle. La bonne prédiction des températures par un modèle de transfert thermique 1D permet de vérifier que le transfert thermique latéral est négligeable dans ce cas et n'est pas à l'origine des écarts observés sur le délai d'inflammation.

La mauvaise prédiction de l'inflammation dans cette région peut alors être liée à un phénomène en très proche surface du matériau, augmentant localement la température. Parmi ces phénomènes, il est possible que l'oxydation à la surface du matériau, qui est très exothermique, soit mal décrite. Cela peut alors être attribué à la chaleur de réaction d'oxydation du bois, ou au modèle de diffusion de l'oxygène dans le matériau. Une autre hypothèse est la non prise en compte de la pénétration du rayonnement en profondeur de l'échantillon.

Toutefois, le léger retard dans la prédiction de la propagation de flamme est visible à faibles flux uniquement. L'impact de cela sur une échelle plus large est ainsi négligeable, d'autant plus qu'expérimentalement, à faibles flux, une très faible épaisseur de solide se décompose, contribuant ainsi que légèrement au taux de dégagement de chaleur.

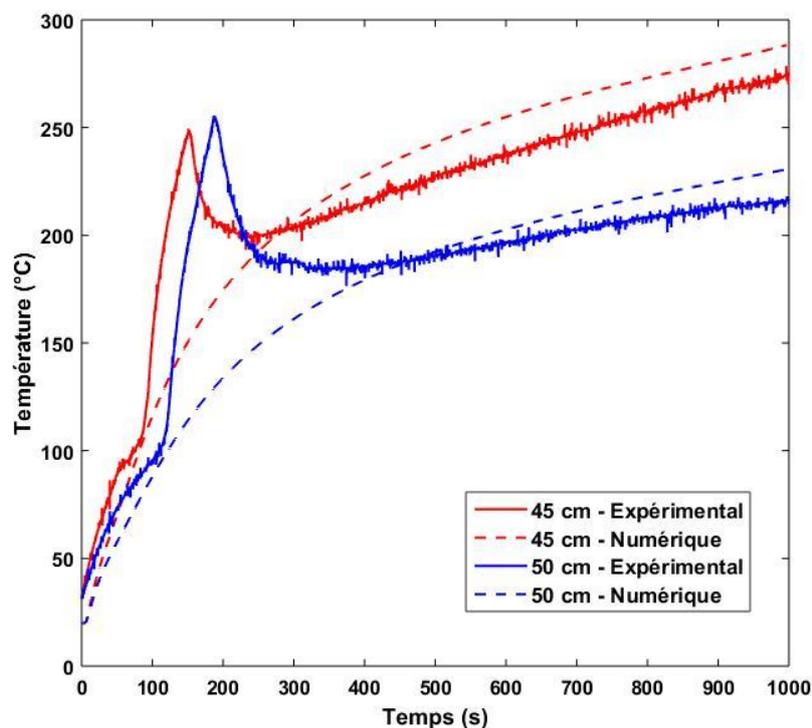


Figure 4-31 : Températures expérimentales et numériques à 3 mm de la surface exposée et à 450 et 500 mm le long de l'échantillon

### c. Perte de masse

La Figure 4-32 représente la perte de masse normalisée, expérimentale et numérique. Celle-ci est correctement prédite par le modèle jusqu'à environ 600 secondes. Elle est ensuite sous-estimée numériquement, notamment du fait des phénomènes d'oxydation observés expérimentalement. Cette tendance semble être plus marquée qu'à l'échelle précédente (cône calorimètre). La position verticale de l'échantillon favorise la diffusion de l'oxygène dans le matériau grâce à la faible épaisseur de flamme à la surface du solide (développement d'une couche limite) et à la convection qui favorise la diffusion de l'oxygène dans le matériau.

Numériquement, la diffusion de l'oxygène dans le matériau est supposée se faire dans une épaisseur proche de la surface (inférieure à 1 mm). L'oxydation survenant plus en profondeur n'est ainsi pas prise en compte, résultant à une sous-estimation de la perte de masse.

La difficulté du code à tenir compte de ce phénomène ne semble cependant pas impacter fortement la prédiction de la température et du front de pyrolyse. En effet, expérimentalement, l'oxydation ayant lieu ponctuellement et relativement tardivement, elle permet de ne pas affecter considérablement la mesure de température aux points considérés (profondeurs de 3 mm et 9 mm de la surface exposée et en face arrière de l'échantillon à 18 mm), ainsi que la position du front de pyrolyse.

De ce fait, les données d'entrée sont supposées validées à cette échelle. Elles ne sont pas intrinsèques à une configuration, mais dépendantes du matériau.

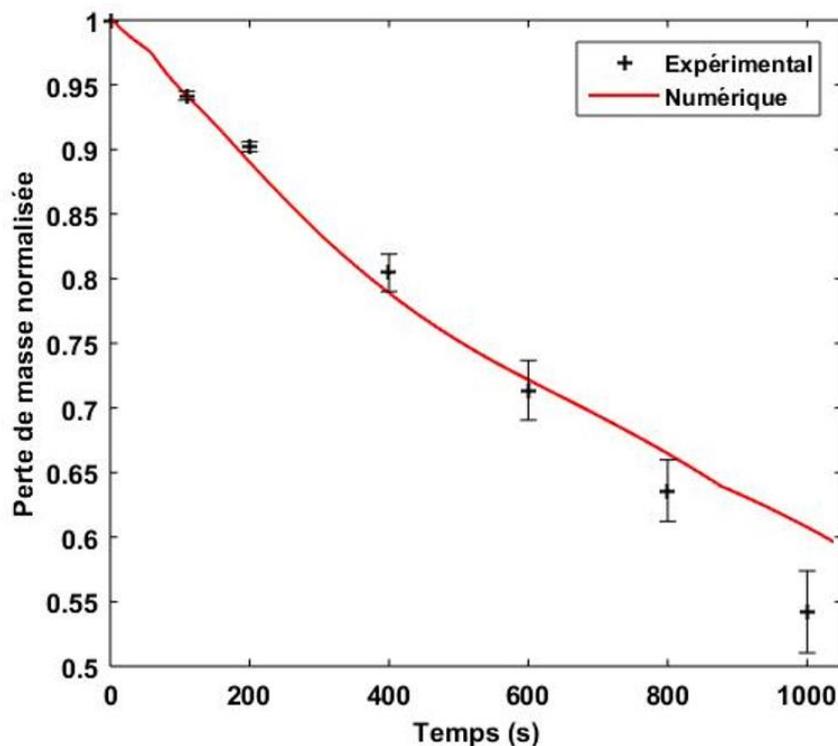


Figure 4-32 : Comparaison expérimentale et numérique de la perte de masse normalisée

#### 1.4. Conclusion intermédiaire

La modélisation de la propagation latérale de flamme a permis de mettre en avant certains points d'importance :

- La sensibilité au maillage a montré que les données telles que le taux de dégagement de chaleur par unité de surface, ainsi que la position du front de flamme ne sont pas ou peu impactés par une taille de maille allant jusqu'à 50 mm.
- La comparaison avec les grandeurs expérimentales des données en phase solide (températures et position du front de pyrolyse), ainsi que de la position du front de flamme permettent de valider le modèle utilisé. La dynamique de décomposition thermique du solide est bien représentée numériquement, cependant, l'inflammation aux faibles flux est retardée. Ce phénomène ne semble pas être lié à la conduction dans le sens latéral qui n'est pas prise en compte par le code FDS, ni à un phénomène en phase gazeuse. Ce retard peut être attribué à un phénomène mal capté en très proche paroi du solide, tel que l'oxydation du matériau ou encore la pénétration du rayonnement, qui vont échauffer localement le solide et accélérer la décomposition thermique.
- L'oxydation du matériau est mal captée numériquement. Elle semble être plus importante qu'à l'échelle précédente (cône calorimètre), où le matériau était en position horizontale. Le développement d'une couche limite à la surface du solide dans le cas de la LIFT génère une épaisseur de flamme moins importante, favorisant ainsi la diffusion de l'oxygène dans le matériau. Toutefois, il semble que ce phénomène n'impacte pas de façon notable la propagation du front de pyrolyse ainsi que les températures aux points considérées (3 mm, 9 mm de la surface exposée et en face arrière).

## 2. Modélisation de la propagation verticale de flamme

### 2.1. Domaine de calcul et conditions aux limites

Le domaine de simulation est un parallélépipède de dimension  $1,0 \times 0,6 \times 2,0 \text{ m}^3$  (Longueur x Largeur x Hauteur) dont les conditions aux limites sont ouvertes pour maintenir la pression du domaine à la pression atmosphérique normale. Il est suffisamment large pour prendre en compte le panache de la flamme et l'entraînement d'air.

Pour le modèle de référence, la taille de maille est de  $10 \times 10 \times 10 \text{ mm}^3$ .

A l'image de la modélisation des essais en LIFT décrite dans la section II.1.1, les conditions aux limites à la surface du matériau sont imposées par le panneau radiant modélisé. A la surface de ce panneau, la température imposée afin d'obtenir le gradient de flux à la surface du matériau est de  $880^\circ\text{C}$ . La comparaison entre le flux incident expérimental et numérique reçu par l'échantillon est présentée sur la Figure 4-33.

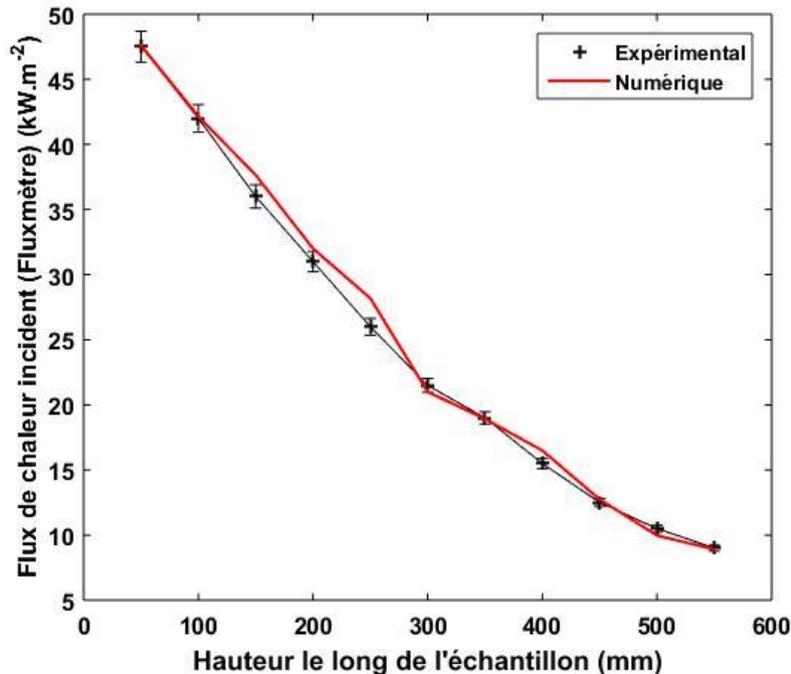


Figure 4-33 : Comparaison expérimentale et numérique du flux incident reçu par l'échantillon

### 2.2. Sensibilité au maillage

La sensibilité au maillage dans le cas de la propagation verticale est évaluée suivant deux données : le taux de dégagement de chaleur et le flux incident à la paroi.

La première quantité renseigne sur la sévérité du sinistre. Comme dans le cas de la LIFT, il convient alors d'évaluer l'impact du maillage sur cette donnée.

La deuxième donnée est le flux incident à la paroi. La sensibilité au maillage va permettre d'identifier l'impact sur l'énergie apportée au solide, qui conditionne l'échauffement et la décomposition de ce dernier.

Quatre tailles de mailles sont investiguées : 5 mm, 10 mm, 25 mm et 50 mm.

La Figure 4-34 présente l'influence du maillage sur le taux de dégagement de chaleur. Nous constatons qu'à la différence de la LIFT, le taux de dégagement de chaleur est impacté par la taille de maille. En effet, la flamme a un effet sur la propagation verticale tandis que cet effet est négligeable en propagation latérale. Le maillage devant capturer cette influence de la flamme, la hauteur de flamme ou le retour thermique de celle-ci semblent être impactés par le maillage.

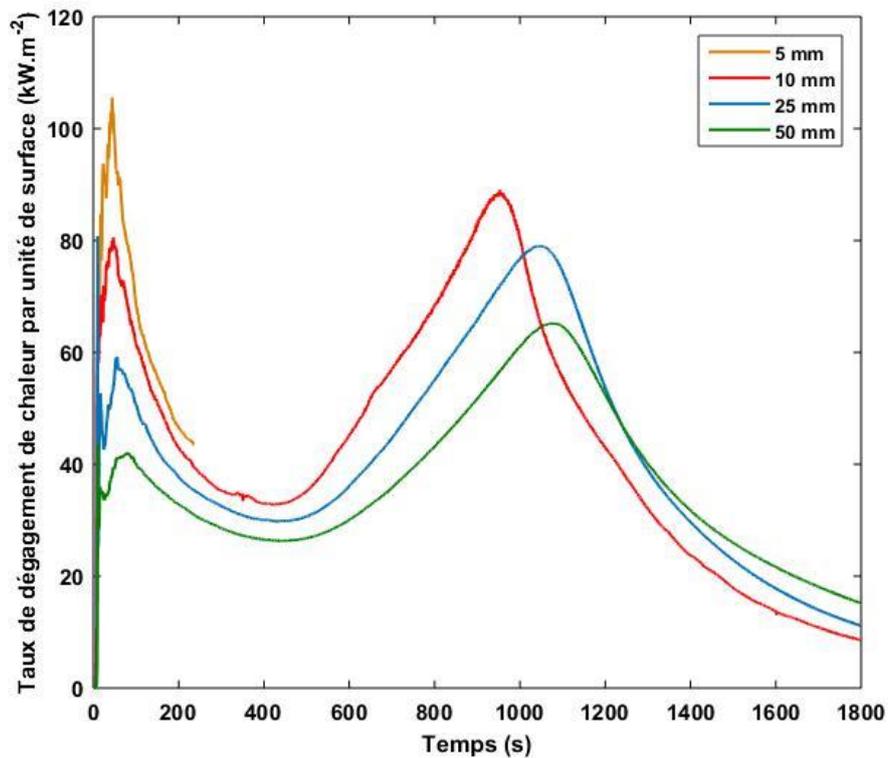


Figure 4-34 : Influence du maillage sur le taux de dégagement de chaleur par unité de surface

L'influence du maillage sur le flux de chaleur incident est présentée sur la Figure 4-35. Le même constat que pour le taux de dégagement de chaleur dans le cas de la propagation verticale peut être réalisé : le maillage impacte considérablement le flux de chaleur incident. Ce phénomène est attribué à la discrétisation du rayonnement qui change suivant le maillage. De plus, pour un maillage grossier, les valeurs du flux incident sont moyennées sur des surfaces plus grandes. Les gradients sont ainsi moins bien captés et sous-estimés.

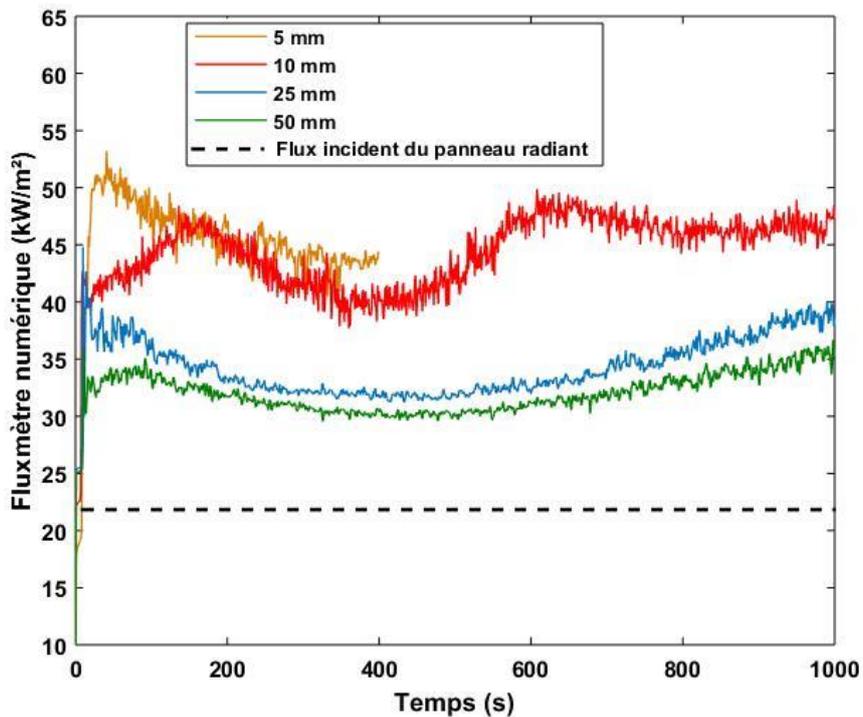


Figure 4-35 : Influence du maillage sur le flux de chaleur incident (fluxmètre numérique)

Pour le modèle de référence, la taille de maille est de  $10 \times 10 \times 10 \text{ mm}^3$ . Cette taille semble être suffisante pour la convergence des résultats, visibles sur les Figure 4-34 et Figure 4-35. Il est alors supposé que 10 mm correspond à un bon compromis entre temps de calcul et précision des résultats.

### 2.3. Modèle de référence

Cette section présente la comparaison des données expérimentales et numériques. Elle a pour objectif d'évaluer la capacité du code à reproduire la propagation verticale de la flamme.

#### a. Front de pyrolyse et température

La Figure 4-36 compare la position expérimentale et numérique du front de pyrolyse en suivant le critère de Pozzobon (Pozzobon et al. 2014) observé au centre des mailles du solide.

Le modèle apparaît capable de prédire la position du front de pyrolyse. Toutefois, des écarts importants apparaissent après environ 800 secondes d'exposition, en particulier pour une hauteur supérieure à 450 mm, correspondant à un flux incident provenant du panneau d'environ  $12 \text{ kW.m}^{-2}$  (sans tenir compte de la contribution de la flamme), le modèle surestimant la décomposition.

A la différence de ce qui a été observé pour la LIFT, dans le cas d'une propagation verticale, le code semble surestimer la décomposition pour de faibles flux. Cela est lié à la contribution de la flamme qui est mal capturée. Il est rappelé que dans le cas des essais en LIFT, la contribution de la flamme (notamment la hauteur de flamme) ne nécessite pas d'être correctement représentée. Ainsi, dans le

cas de la propagation verticale, la surestimation de la décomposition au-delà de 450 mm peut provenir du fait que la hauteur de flamme est surestimée. Ce point va être étudié dans les paragraphes suivants.

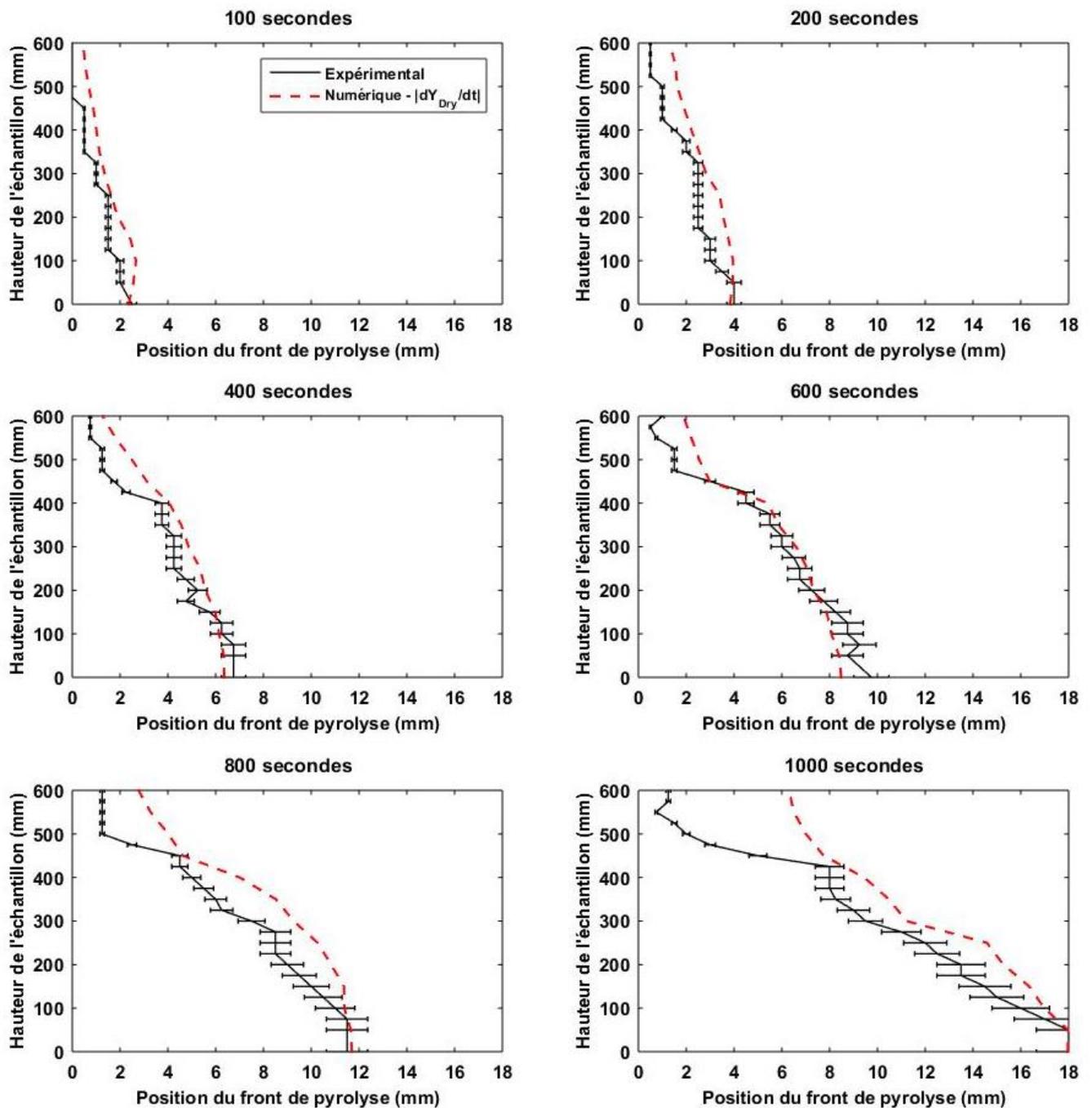


Figure 4-36 : Comparaison expérimentale et numérique de la position du front de pyrolyse selon la hauteur de l'échantillon.

Afin d'illustrer le fait que le modèle surestime la décomposition au-delà de 450 mm, les températures dans le solide à 3 mm et à 9 mm de la surface exposée pour une hauteur de 350, 450 et 550 mm sont exposées sur la Figure 4-37.

Il apparaît alors que les températures au-delà de 450 mm sont surestimées par le code, avec un écart d'environ 100°C. Cela confirme qu'à faibles flux, dans le cas de la propagation verticale de flamme, l'échauffement et la décomposition du solide sont surestimés. De plus, à mi épaisseur du solide et à faibles flux (hauteurs supérieures à 350 mm), le plateau de 100°C lié à l'évaporation de l'eau est clairement visible sur les températures expérimentales. Ce plateau n'est pas capturé par le modèle, du fait du caractère diffusif de la vapeur d'eau qui n'est pas considéré numériquement.

Une remarque est faite sur la rupture de pente observée sur les températures à 3 mm de la surface exposée. Cette rupture de pente survient à environ 150 secondes et est attribuée à l'intensité de la flamme qui décroît. La Figure 4-19 présentant la hauteur de flamme expérimentale est en accord avec ces observations.

Malgré ces écarts à faibles flux, l'échauffement du solide et la décomposition apparaissent correctement prédits numériquement.

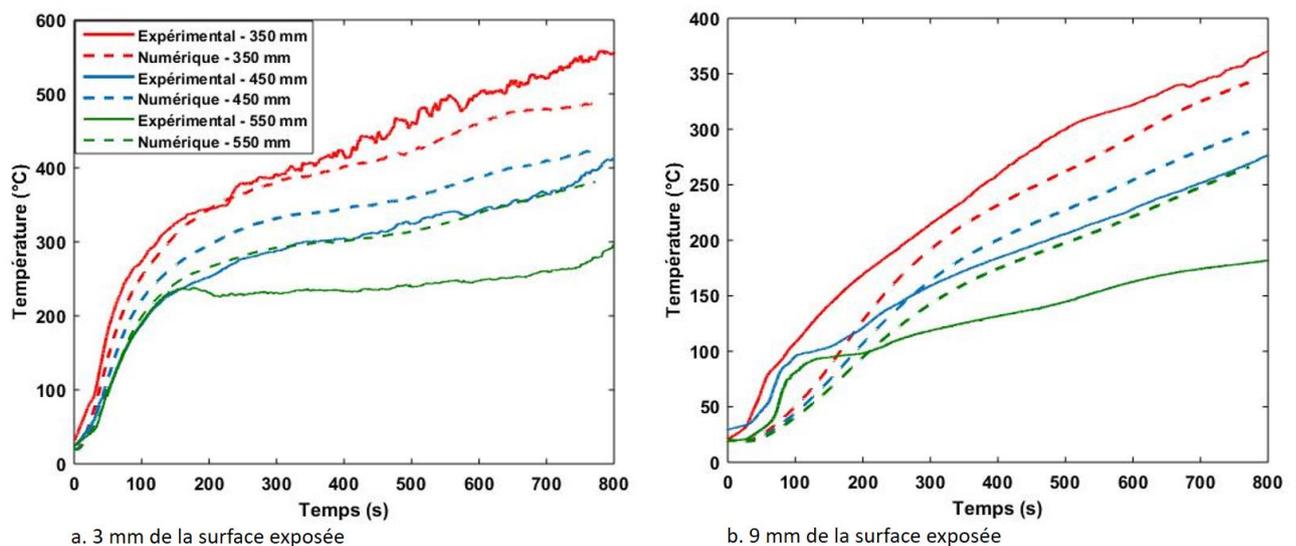


Figure 4-37 : Comparaison des températures expérimentales et numériques à 3 mm (a) et à 9 mm (b) de la surface exposée pour des hauteurs de 350, 450 et 550 mm

#### b. Perte de masse

La Figure 4-38 représente la perte de masse normalisée, obtenue expérimentalement et numériquement. Celle-ci est légèrement surestimée numériquement jusqu'à environ 400 secondes. Ce phénomène peut être induit par la perte de masse rapide liée à l'évaporation de l'eau d'un point de vue numérique. En effet, le comportement de l'eau est mal capté par le code, principalement par le fait que le caractère diffusif de cette dernière n'est pas pris en compte.

Ensuite, la perte de masse est légèrement sous-estimée numériquement, ce qui est surprenant, au vu des résultats présentés pour le front de pyrolyse (progression du front de pyrolyse légèrement plus rapide numériquement, cf. Figure 4-36).

Comme dans le cas de la propagation latérale, cela est dû notamment à l'oxydation de la matrice de char, visible expérimentalement après un temps d'exposition d'environ 120 secondes (Figure 4-17 c).

Numériquement, l'oxydation est considérée en très proche surface tandis qu'elle survient plus en profondeur expérimentalement.

La difficulté du code à tenir compte de ce phénomène semble cependant ne pas impacter la température et la prédiction du front de pyrolyse. En effet, l'oxydation ayant lieu ponctuellement et après un certain temps d'exposition, elle n'affecte que peu la prédiction de la position du front de pyrolyse et les températures.

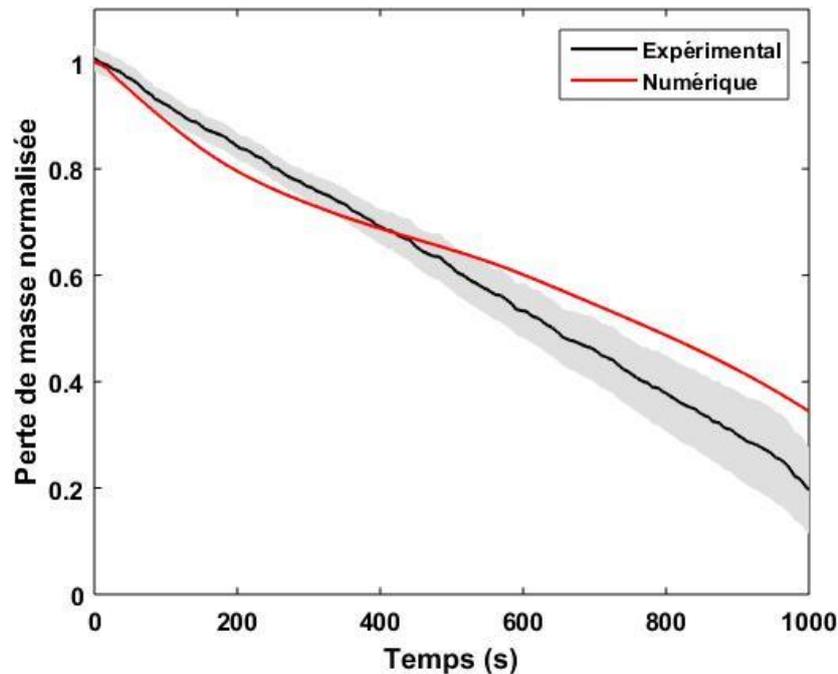


Figure 4-38 : Comparaison expérimentale et numérique de la perte de masse normalisée

### c. Hauteur et contribution énergétique de la flamme

L'estimation numérique de la hauteur de flamme nécessite l'utilisation d'un critère robuste. Expérimentalement, la hauteur de flamme est déterminée visuellement tandis qu'un critère doit être défini numériquement.

La littérature rapporte deux critères principalement utilisés pour caractériser la hauteur de flamme (Heskestad 1997; Orloff et De Ris 1982; Cox 1995) :

- Le critère est basé sur le HRRPUV (HRRPUV, Heat Release Rate Per Unit Volume). Deux valeurs références peuvent être utilisées :  $0,5 \text{ MW}\cdot\text{m}^{-3}$  ou  $1,2 \text{ MW}\cdot\text{m}^{-3}$  (Zhao et al. 2016). En d'autres termes, lorsque le HRRPUV excède la valeur de  $0,5 \text{ MW}\cdot\text{m}^{-3}$  (Floyd et Mcgrattan 2008) ou  $1,2 \text{ MW}\cdot\text{m}^{-3}$  (Tang et al. 2012), la flamme est supposée présente. Cependant, l'intervalle entre ces deux valeurs est vaste et ces critères ne sont pas retenus pour évaluer la hauteur de flamme.
- Le critère de température de  $500^\circ\text{C}$ , (Heskestad 1997). Il a été appliqué avec succès dans la littérature (Zhao et al. 2016; Lee 2006; Lee et al. 2007; Desanghere 2006) et est ainsi retenu dans cette étude.

La comparaison des résultats numériques et expérimentaux pour la hauteur de flamme est présentée sur la Figure 4-39. Qualitativement, l'évolution de la hauteur de flamme est similaire dans les deux cas, montrant que l'influence du char sur la cinétique de flamme est bien captée par le modèle. Il est rappelé que les premiers millimètres de char formés diminuent considérablement l'énergie apportée au matériau vierge. Cela induit une vitesse de propagation du front de pyrolyse plus faible et ainsi moins de gaz de pyrolyse générés, conduisant à une flamme d'intensité et de hauteur moins importantes.

De plus, le retour thermique généré par la condition isolante en face arrière de l'échantillon est également correctement capté par le modèle.

Comparer quantitativement les hauteurs de flamme est questionnable puisque le critère expérimental (critère visuel) est différent du critère numérique (température de 500°C). Toutefois, il semble que numériquement, la hauteur de flamme soit légèrement plus importante. La phase survenant après l'influence du char et avant le retour thermique (phase comprise entre 200 et 700 secondes), caractérisée par une hauteur de flamme stationnaire, semble présenter une hauteur plus importante dans le cas numérique. Lors de cette phase, numériquement, le critère de hauteur de flamme couvre toute la hauteur de l'échantillon (600 mm), tandis qu'expérimentalement, la hauteur de flamme ne couvre qu'environ 450 mm. Ce résultat est à mettre en lien avec la surestimation de la décomposition thermique en partie haute de l'échantillon, comme observée sur la Figure 4-36. La surestimation de la hauteur de flamme peut alors être à l'origine de la surestimation de la décomposition thermique à faibles flux de chaleur.

Ce phénomène de surestimation est attribué à un artefact numérique lié au maillage utilisé, ce qui reflète ainsi la nécessité de définir un maillage adéquat pour l'étude de la réaction au feu. Cependant, à cette échelle et tenant compte des conditions d'éclairage reçues en partie haute de l'échantillon, l'impact n'est pas significatif.

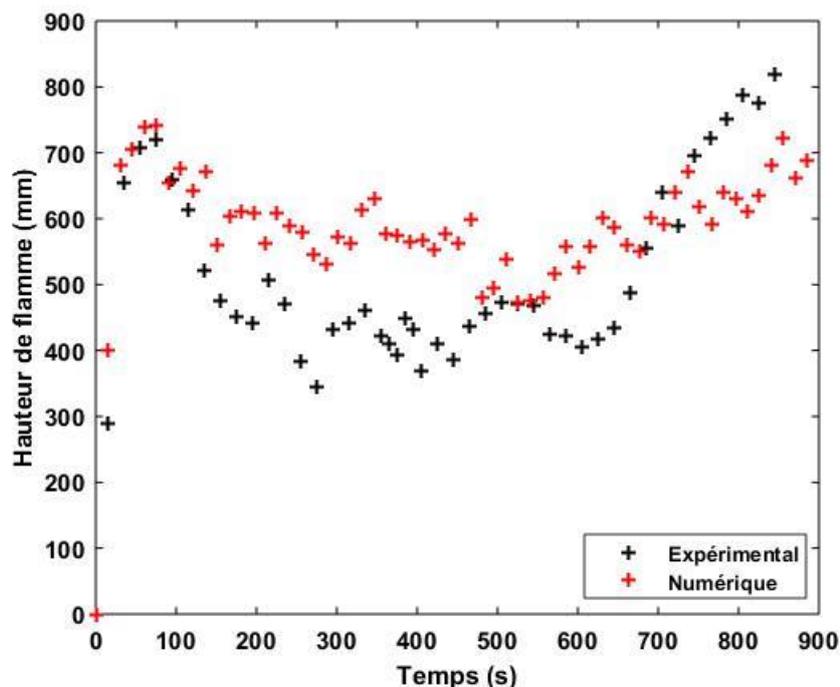


Figure 4-39 : Comparaison de la hauteur de flamme expérimentale et numérique

La mesure de la contribution énergétique de la flamme a été réalisée. Sa comparaison avec les données numériques est présentée sur les Figure 4-40, Figure 4-41 et Figure 4-42 pour trois hauteurs différentes sur l'échantillon, de respectivement 200, 350 et 550 mm. La contribution énergétique de la flamme est obtenue en soustrayant la valeur du flux incident du panneau, au flux incident total mesuré (panneau et flamme). Numériquement, le flux est obtenu avec la quantité "Gauge Heat Flux".

L'incertitude sur la mesure est difficile à estimer du fait par exemple du dépôt de suies sur le fluxmètre et affectant la sensibilité de ce dernier (Nakos 2010). Il est rappelé qu'un essai a été réalisé pour chacune des hauteurs (au total, trois essais). Ainsi, il était nécessaire de recalibrer le fluxmètre entre chaque essai. Il a été observé que l'exposition du fluxmètre durant un essai pouvait réduire le facteur de conversion d'environ 15 %.

Pour cela, la mesure du flux à une hauteur de 550 mm, illustrée sur la Figure 4-42, ne présente que 200 secondes d'exposition. Ce temps d'exposition a été défini afin de ne pas encrasser davantage le fluxmètre. En effet, après 200 secondes, la flamme ne couvre plus la totalité de l'échantillon (cf. Figure 4-19) et le fluxmètre se trouve dans les fumées. La mesure des flux à des hauteurs de 200 et 350 mm a également été arrêtée avant la fin du test pour les mêmes raisons.

La comparaison de la contribution énergétique de la flamme à des hauteurs de 200 et 350 mm (Figure 4-40 et Figure 4-41 respectivement) présente un bon accord entre les mesures numériques et expérimentales.

Le flux de chaleur évalué pour une hauteur de 550 mm est exposé sur la Figure 4-42. Le pic lié à l'inflammation et à la propagation de la flamme sur l'échantillon est bien prédit par le code. Expérimentalement, l'influence du char engendre une décroissance rapide de la flamme et, de ce fait, une réduction considérable du flux de chaleur pour atteindre une valeur d'environ  $5 \text{ kW.m}^{-2}$  lors de l'arrêt du test. Numériquement, cette décroissance n'est pas bien prédite. En effet, lors de l'arrêt du test, la contribution énergétique de la flamme d'un point de vue numérique est d'environ  $20 \text{ kW.m}^{-2}$ , contre  $5 \text{ kW.m}^{-2}$  pour la valeur expérimentale. Cette surestimation du flux peut être à l'origine de la surestimation de la décomposition thermique du solide observée dans cette région.

La surestimation de la hauteur de flamme après le pic lié à l'inflammation peut alors expliquer la surestimation du flux de chaleur.

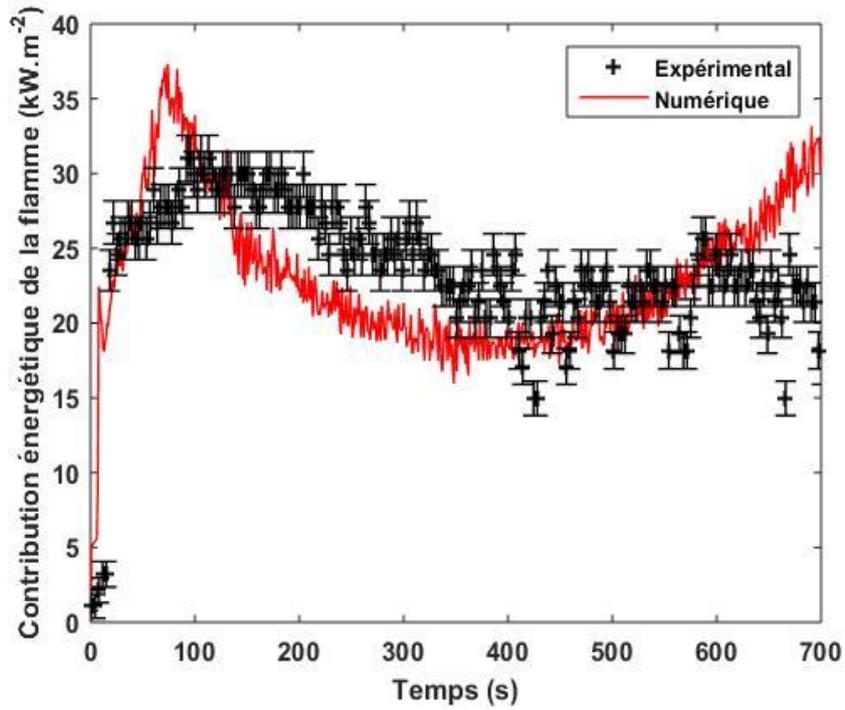


Figure 4-40 : Comparaison numérique et expérimentale de la contribution énergétique de la flamme à 200 mm de hauteur sur l'échantillon

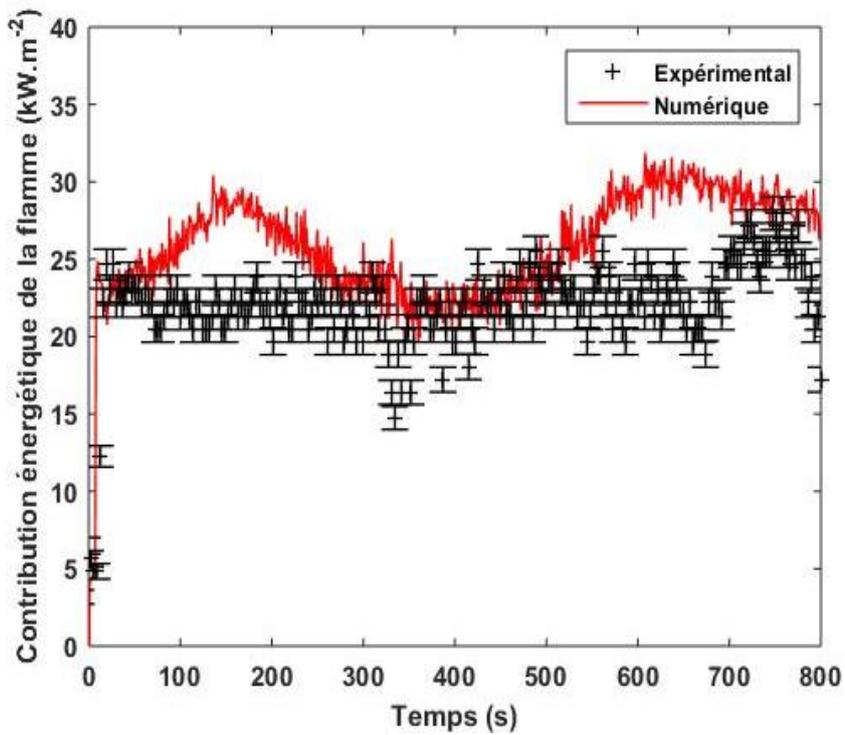


Figure 4-41 : Comparaison numérique et expérimentale de la contribution énergétique de la flamme à 350 mm de hauteur sur l'échantillon

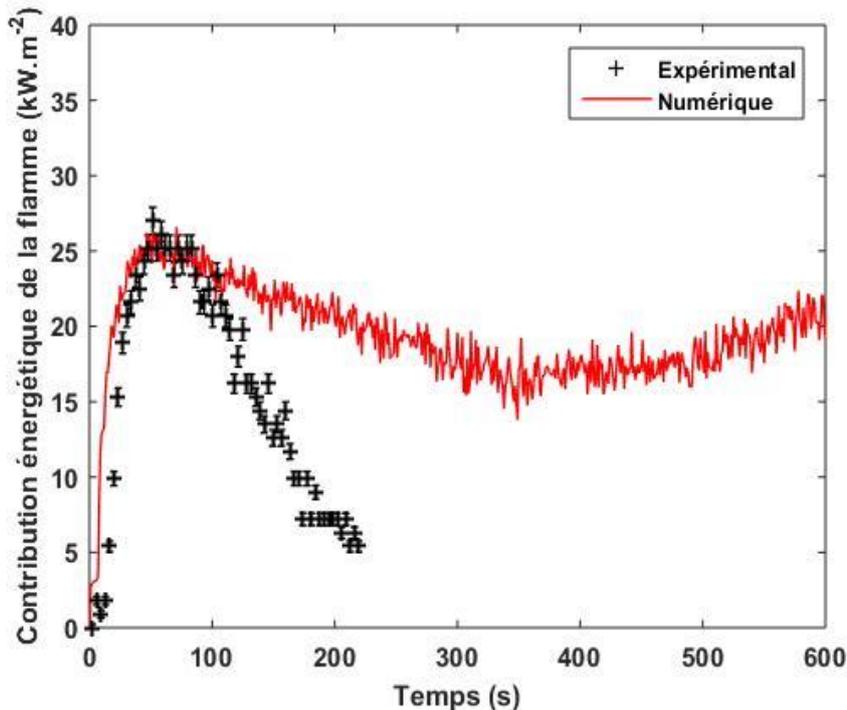


Figure 4-42 : numérique et expérimentale de la contribution énergétique de la flamme à 550 mm de hauteur sur l'échantillon

#### 2.4. Conclusion intermédiaire

La modélisation de la propagation verticale (co-courant) a permis de mettre en avant la capacité du code à simuler cette propagation :

- Tout d'abord, à la différence de la propagation latérale, la sensibilité au maillage a présenté un impact important sur les résultats. L'influence du maillage est visible principalement dans la résolution de la flamme laquelle impacte la cinétique de propagation. En effet, au cours des essais en LIFT, la flamme ne couvre pas la zone vierge du matériau et ne contribue pas à son échauffement et ainsi à sa propagation.
- Plusieurs données en phase solide et gazeuse ont été comparées. Globalement, le code apparaît capable de prédire le comportement observé expérimentalement, permettant la validation des sous-modèles utilisés. Toutefois, à faibles flux (inférieur à  $15 \text{ kW.m}^{-2}$ ), le code surprédit la décomposition thermique du matériau, ce qui n'était pas le cas lors de la propagation latérale. Cette surestimation peut être due à la hauteur de flamme qui semble être également surestimée numériquement, apportant alors une contribution énergétique plus importante qu'expérimentalement. Ce phénomène reflète l'impact du maillage sur la propagation co-courante de flamme.
- Les données liées à la température ou à la position du front de pyrolyse sont bien représentées. Toutefois, l'oxydation du char est mal reproduite, comme également observé dans le cas de la propagation latérale. En configuration verticale, l'oxydation du char est importante et affecte considérablement la perte de masse.
- Le comportement de l'eau lors de l'échauffement du matériau est également mal représenté. La non prise en compte des phénomènes diffusifs dans le matériau est principalement à l'origine de ce phénomène. Numériquement, la mauvaise caractérisation de ce comportement

ne permet pas de reproduire le plateau de 100°C et ainsi, l'échauffement du matériau sur la plage de température allant de la température ambiante à une centaine de degré est plus rapide.

### III. Conclusion

Ce chapitre s'est consacré à l'étude de la propagation de flamme unidirectionnelle selon deux modes de propagation : latérale (contre-courant) et verticale à co-courant. L'analyse expérimentale et numérique de chacun de ces modes a permis d'identifier les processus dominants chacune des propagations et d'évaluer la capacité du modèle à les prédire.

Dans le cas de la propagation latérale :

- Les investigations expérimentales concernant la direction des fibres ainsi que la validation numérique des températures au sein du solide (modèle de transfert thermique 1D) ont permis de vérifier que les processus longitudinaux en phase solide sont négligeables.
- Les résultats concernant les températures, les propagations du front de flamme et du front de pyrolyse montrent que le code est capable de représenter l'ensemble des données de validation. Concernant la perte de masse, le code sous-estime cette donnée, alors que les températures et le front de pyrolyse sont correctement prédits. Cela est lié à l'oxydation du char, fortement présente lors de la propagation verticale à co-courant et mal représentée par le code.
- Toutefois, des écarts à faibles flux ont été exposés et sont attribués à un phénomène en phase solide permettant d'échauffer le matériau proche de la surface. L'oxydation du bois, fortement exothermique, peut être un de ces phénomènes et est mal représentée par le code.
- La contribution de la flamme à la propagation latérale est négligeable, celle-ci étant induite par la contribution du panneau uniquement.

Dans le cas de la propagation verticale :

- En comparant les positions du front de pyrolyse à la surface du matériau, il apparaît que sa propagation est bien plus rapide dans le cas vertical. Ainsi, la contribution de la flamme domine sa propagation.
- Toutefois, la formation de char réduit ensuite largement la longueur d'échauffement du solide du fait de la flamme, réduisant la sévérité du sinistre. La flamme présente toujours un impact dans le processus de décomposition thermique, puisque le front de pyrolyse se propage toujours pour des flux de chaleur inférieurs à  $20 \text{ kW.m}^{-2}$ , tandis qu'il ne se propageait plus dans le cas latéral.
- La modélisation de la propagation verticale présente de bons accords avec les données expérimentales. Des écarts subsistent néanmoins à faibles flux, où la décomposition est surestimée du fait de la hauteur de flamme qui semble plus importante numériquement.
- Comme dans le cas de la propagation latérale, l'oxydation du char est fortement présente. La configuration verticale des échantillons favorise alors largement la diffusion de l'oxygène dans le matériau.

Les résultats présentés dans ce chapitre montrent que les propagations verticale et latérale de flamme peuvent être modélisées avec FDS, à condition d'utiliser une taille de mailles adéquate pour capter correctement la contribution énergétique de la flamme. L'utilisation de tailles de maille telles que celles présentées dans ce chapitre ne sont pas forcément applicables en ingénierie, puisqu'elles induisent un temps de calcul beaucoup trop long. Cette problématique majeure pour la réalisation d'études ISI intégrant la réaction au feu va demander ainsi de compenser l'influence du maillage en adaptant par exemple certaines données d'entrée. Ce point sera traité dans le chapitre 6.

L'objet du prochain chapitre est alors de coupler ces deux types de propagation à une échelle encore supérieure.

---

## Etude de la propagation bidirectionnelle

---

I.	Etude expérimentale .....	164
1.	Etude préliminaire .....	164
2.	Protocole expérimental .....	167
3.	Résultats expérimentaux .....	170
3.1.	Observations visuelles .....	170
3.2.	Analyse des températures et épaisseur de char .....	175
3.3.	Taux de dégagement de chaleur et dégagement de fumée .....	178
II.	Modélisation numérique .....	182
1.	Domaine de calcul, conditions aux limites et maillage .....	182
2.	Résultats numériques .....	184
2.1.	Taux de dégagement de chaleur et surface en décomposition .....	184
2.2.	Températures .....	189
2.3.	Hauteur de flamme et flux incident à la paroi .....	196
2.4.	Perte de masse .....	197
III.	Conclusion .....	199

Le chapitre 4 a permis d'évaluer la capacité du code FDS à prédire la propagation latérale et verticale de flamme et d'en étudier les phénomènes dominants. Notamment, dans le cas de la propagation latérale, il a été observé que la contribution de la flamme n'impacte pas, ou de manière négligeable, la propagation ainsi que les transferts latéraux dans le solide. La contribution du panneau radiant pilote alors la cinétique de flamme. En revanche, dans le cas de la propagation verticale, la flamme joue un rôle dominant sur le processus de propagation.

L'objectif à présent est de coupler ces deux modes de propagation dans le but de valider à l'échelle supérieure (pouvant être considérée comme « réelle ») les conclusions précédemment adressées, puis, d'évaluer la capacité du code FDS à les représenter.

Afin de répondre à ces objectifs, des essais de réaction au feu ont été menés sur un panneau en bois de dimensions 1 400 x 1 800 mm<sup>2</sup>, éclairé en partie basse par un panneau radiant de dimensions 1 000 x 500 mm<sup>2</sup>. Les résultats expérimentaux obtenus permettent l'investigation des phénomènes mis en jeu lors du couplage des deux modes de propagation. Ils servent également à la validation du modèle numérique, et en dernier lieu, ils permettent de définir et de valider une approche ingénierie fiable et robuste. Ce dernier point fait l'objet du chapitre 6.

Le chapitre 5 se compose de deux principales parties. Premièrement, le protocole expérimental mis en place, ainsi que les résultats majeurs obtenus sont présentés. La seconde partie concerne l'étude numérique, permettant d'évaluer la capacité du code FDS à prédire la propagation en deux dimensions de la flamme, en parallèle de la décomposition thermique du matériau étudié.

## I. Etude expérimentale

Tout d'abord, l'étude préliminaire permet de définir la taille de l'échantillon et l'instrumentation mise en place. Ensuite, le protocole d'essais est détaillé. Enfin, les principaux résultats obtenus sont présentés.

### 1. Etude préliminaire

Afin de définir un protocole expérimental approprié à cette échelle, une étude numérique préliminaire a été menée à l'aide du code FDS afin de définir la taille de l'échantillon ainsi que l'instrumentation à mettre en place.

La source de chaleur pour ces essais est un panneau radiant de surface  $1\ 000 \times 500 \text{ mm}^2$ , alimenté au propane gazeux. L'utilisation d'un panneau radiant a été préféré à un brûleur à gaz puisqu'il permet de mieux contrôler les conditions à la surface de l'échantillon.

Le flux de chaleur souhaité à la surface de l'échantillon est de  $50 \text{ kW.m}^{-2}$ . Il correspond à la valeur maximale étudiée au cône calorimètre et lors de la propagation latérale et verticale de flamme. Il a été observé qu'à ce niveau d'éclairement, le matériau se décompose dans toute son épaisseur. Pour la présente échelle, cela va permettre de générer une flamme en continue et d'évaluer l'impact de cette dernière sur la décomposition thermique du matériau.

Ce flux est évalué face au panneau radiant, car celui-ci ne couvre pas toute la surface de l'échantillon. Un travail de calibration du panneau a permis d'identifier les débits de gaz à utiliser ainsi que son écartement vis-à-vis de l'échantillon pour obtenir la valeur cible de  $50 \text{ kW.m}^{-2}$ . Le débit de propane (pur à 99,5 %) a ainsi été fixé à  $1\ 280 \text{ mg.s}^{-1}$ , l'air arrivant à une pression de 1,4 bars et la distance entre le panneau radiant et le combustible cible est de 200 mm.

Afin de dimensionner l'échantillon et de définir l'instrumentation la plus adaptée en termes de positions et de quantités mesurées, le panneau radiant a été modélisé sur FDS et une température a été imposée à sa surface en tant que condition aux limites dans le but d'obtenir le flux de chaleur souhaité sur une cible située à 200 mm de ce panneau. La distribution du flux sur la cible est ensuite évaluée à l'aide de la quantité "Gauge Heat Flux".

La distribution de flux de chaleur reçu sur une paroi inerte (transfert thermique non résolu dans cette paroi) situé 200 mm devant le panneau est présentée sur la Figure 5-1. La surface du panneau radiant est caractérisée par le rectangle noir en trait plein. Le flux incident minimum observé pour la propagation latérale (sans tenir compte de la contribution de la flamme) lors des essais en IMO-LIFT (chapitre 4) était de  $11 \text{ kW.m}^{-2}$ . Ce flux est représenté sur la figure 5-1 (ellipse en trait noir). Les extrémités de ces lignes caractérisent ainsi la position maximale du front de flamme pour une propagation latérale. La distance entre ces extrémités est de 1 250 mm. En considérant une marge d'erreur de 150 mm, la largeur de l'échantillon alors choisie est de 1 400 mm.

La hauteur de l'échantillon est fixée à 1 800 mm, permettant d'avoir une hauteur suffisamment importante pour avoir une zone du matériau qui n'est pas impactée par le flux de chaleur provenant du panneau, mais seulement par la contribution énergétique de la flamme. Les dimensions de l'échantillon sont représentées par le rectangle en pointillés sur la Figure 5-1.

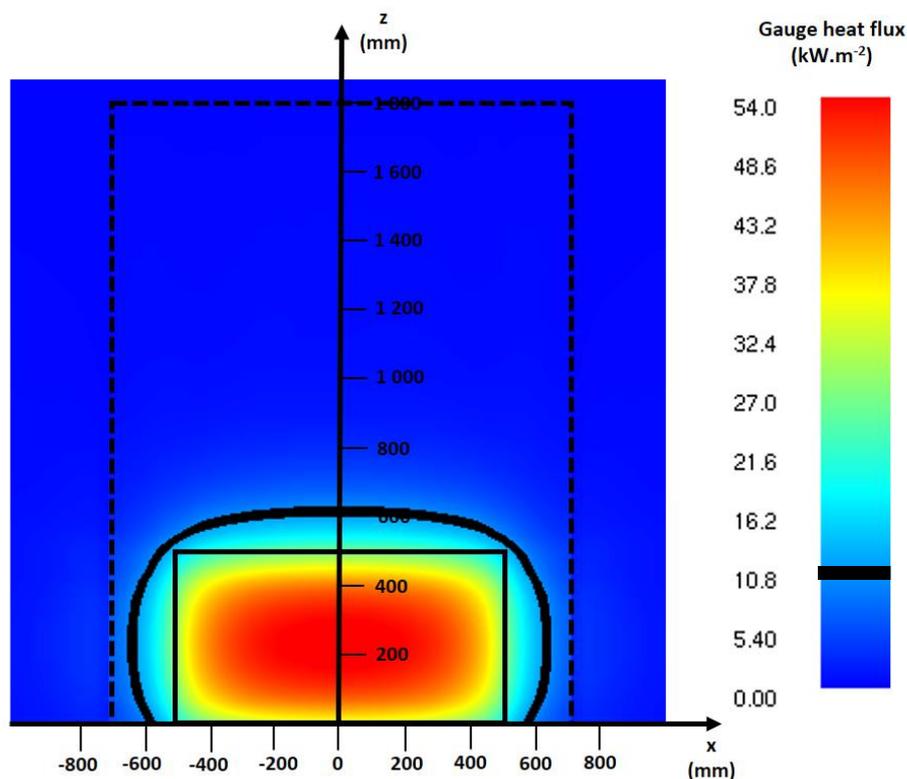


Figure 5-1 : Distribution de flux de chaleur sur une cible inerte localisée à 200 mm du panneau radiant

Au total, deux essais sur des échantillons de bois de dimension 1 400 x 1 800 mm<sup>2</sup> et d'épaisseur 18 mm sont étudiés. Cela permet d'obtenir un essai de répétabilité, notamment pour la propagation de la flamme et pour le taux de dégagement de chaleur, et d'instrumenter à des positions différentes sur chaque essai pour les mesures de température dans le solide et de flux de chaleur à la surface de l'échantillon.

L'étude préliminaire permet également de définir l'emplacement et le choix de l'instrumentation à mettre en œuvre afin d'avoir une caractérisation précise des phénomènes mis en jeu. L'instrumentation de la phase solide concerne principalement la mesure des températures. Le nombre d'essais à cette échelle ne permet pas d'effectuer des mesures de position du front de pyrolyse à différents temps caractéristiques. Cependant, à la fin de chaque test, l'épaisseur de matériau vierge restante est mesurée le long de l'axe médian de l'échantillon.

Suite à cette étude numérique, la mesure du flux thermique a été réalisée expérimentalement à deux hauteurs différentes : lors du premier essai, à 900 mm, puis à 1 200 mm lors du second essai (cf. figure 5-2), sur l'axe central de l'échantillon. Ces hauteurs permettent de caractériser la contribution de la flamme dans les zones persistante et intermittente. Les mesures ont été réalisées à l'aide de fluxmètres totaux refroidis de chez Captec (Medtherm Corporation 2002).

Afin de cartographier suffisamment les phénomènes thermiques en phase solide, les zones soumises à une irradiation importante (zones situées directement face au panneau) vont être instrumentées à l'aide de thermocouples de type K à plusieurs épaisseurs, tandis que les zones légèrement impactées par le panneau radiant (flux incident inférieur à 10 kW.m<sup>-2</sup>) seront moins instrumentées.

Pour les zones recevant un fort flux de chaleur, cinq épaisseurs sont évaluées : 3, 6, 9, 12 et 18 mm de la face exposée. Le choix de ces épaisseurs découle des observations faites précédemment au sein du chapitre 3 sur la vitesse de chauffage et la vitesse de propagation du front de pyrolyse. La vitesse de chauffage est rapide dans les zones proches de la surface, puis décroît avant d'accélérer à nouveau du fait du retour thermique lié à la condition thermique en face arrière de l'échantillon. Le retour thermique est observé lorsque le front de pyrolyse atteint la mi-épaisseur de l'échantillon. Un des enjeux est alors de capter celui-ci à l'aide des thermocouples placés à 9 et 12 mm de profondeur. Les thermocouples placés en face arrière donnent des informations sur la condition isolante et sur le temps d'atteinte du front de pyrolyse en face arrière.

L'emplacement des thermocouples diffère entre les deux tests. Il est présenté sur la Figure 5-2 ainsi que celui du fluxmètre pour l'essai 1 et pour l'essai 2. La zone correspondant au panneau radiant est représentée par un rectangle noir. Il apparaît sur la Figure 5-2 que l'essai 1 donne davantage d'informations sur l'échauffement du matériau à 6, 9, 12 et 18 mm d'épaisseur, tandis que l'essai 2 est plus instrumenté à 3 mm d'épaisseur.

La méthode d'instrumentation des thermocouples est identique à celle réalisée à l'échelle précédente (cf. Figure 4-5) : deux trous d'un diamètre de 0,25 mm sont percés dans toute l'épaisseur du matériau à 15 mm d'intervalle afin d'y loger les deux fils de thermocouple de diamètre 0,2 mm, puis la soudure est réalisée et insérée dans l'épaisseur du matériau, à la distance souhaitée.

Pour l'essai 1, 61 thermocouples sont utilisés. Les zones à fortes irradiances sont instrumentées à plusieurs profondeurs. Dans ces zones, il est attendu que le front de pyrolyse se propage jusqu'en face arrière de l'échantillon. Pour évaluer la température à plusieurs épaisseurs et pour une même position, le point de mesure de chaque thermocouple (soudure) est distant de 10 mm, cela est représenté sur la Figure 5-2. En plaçant les thermocouples de la sorte, il est supposé que la distance de 10 mm séparant deux thermocouples est suffisante pour que la température lue par un thermocouple ne soit pas perturbée par un autre thermocouple.

Pour les thermocouples placés dans les zones à faibles irradiances, le front de pyrolyse ne se propage pas suffisamment en profondeur. De ce fait, une seule épaisseur de 3 mm à partir de la face exposée est investiguée pour les positions repérées par les croix vertes.

Concernant l'essai 2, 60 thermocouples sont utilisés. L'instrumentation définie permet de donner davantage d'informations quant au chauffage en proche surface (3 mm de la surface exposée), dans les zones à faibles irradiances.

Au vu de la configuration des essais, il est attendu que les thermocouples placés de façon symétrique par rapport à l'axe médian de l'échantillon donnent la même mesure. Cela va permettre d'assurer du bon contrôle des conditions aux limites. Le système d'acquisition ne permet pas d'enregistrer les données avec une fréquence élevée. La fréquence d'acquisition est alors faible, égale à 0,1 Hz, soit une acquisition toutes les 10 secondes.

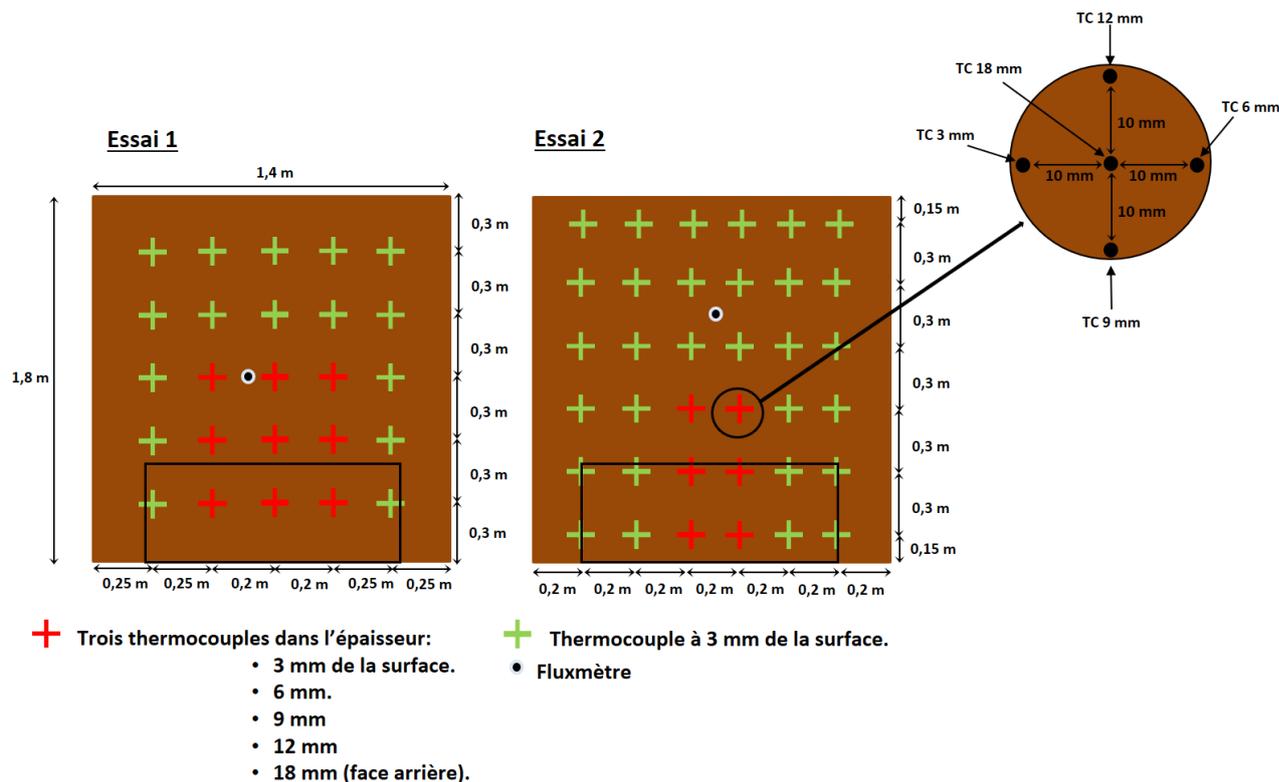


Figure 5-2 : Instrumentation de la phase solide pour les essais 1 et 2

Suite à la définition de la taille de l'échantillon et de l'instrumentation à mettre en place, les sections suivantes décrivent la procédure expérimentale suivie ainsi que les autres données mesurées.

## 2. Protocole expérimental

L'échantillon est monté sur un porte échantillon spécifique de 12 mm d'épaisseur réalisé en silicate de calcium ayant une densité de  $875 \text{ kg.m}^{-3}$ . Cette plaque, de surface identique à celle de l'échantillon ( $1\,400 \times 1\,800 \text{ mm}^2$ ), est monté sur un bloc en béton, permettant de déplacer l'ensemble facilement. La surface du bloc en béton est inférieure à celle de la balance utilisée pour enregistrer avec le plus de précision possible la perte de masse au cours des essais.

Une épaisseur d'environ 45 mm de laine de verre, d'une densité de  $50 \text{ kg.m}^{-3}$ , est placée sur la face arrière du porte échantillon (Figure 5-3 a.). La condition en face arrière est ainsi différente des essais menés au cône calorimètre et en propagation unidirectionnelle de flamme. En effet, la fixation de l'échantillon de bois directement sur la plaque de silicate de calcium n'était pas possible de par la présence d'écrous à la surface de la plaque de plâtre. La laine de verre permet alors de couvrir ces derniers et d'assurer un bon contact avec la face arrière de l'échantillon.

L'échantillon est ensuite fixé au porte échantillon (Figure 5-3 b.). Des lignes sont tracées sur l'échantillon tous les 20 cm horizontalement et 30 cm verticalement afin de permettre d'enregistrer la position du front de flamme (notamment la position du front de flamme latérale) au cours du temps.

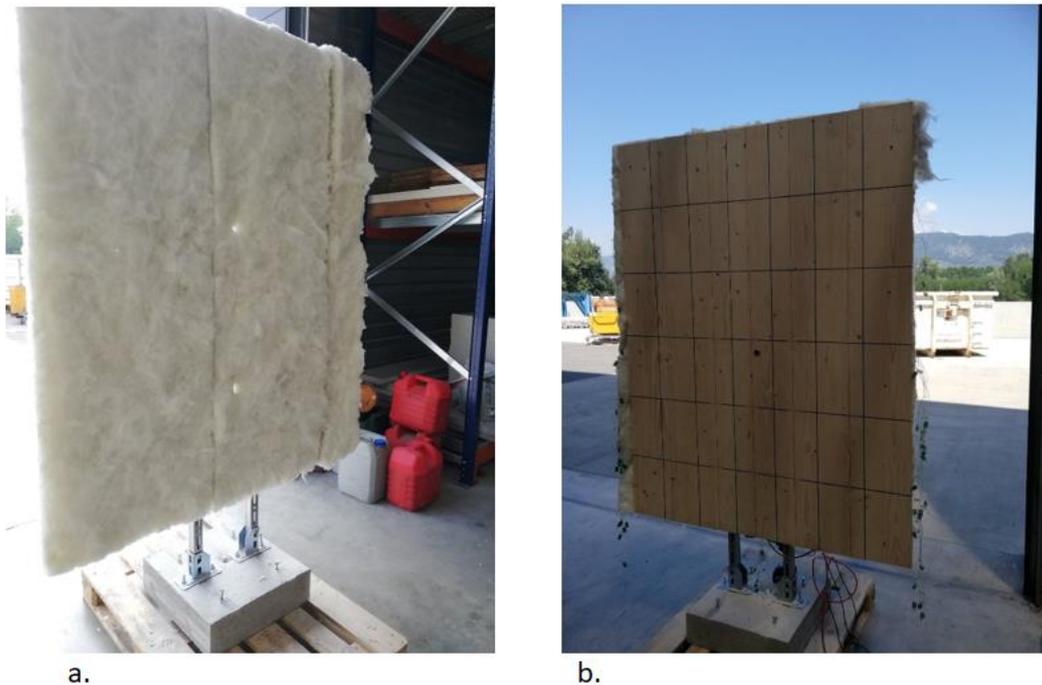


Figure 5-3 : a. Ensemble porte échantillon et laine de verre. b. Ensemble porte échantillon, laine de verre et échantillon.

L'assemblage porte échantillon/échantillon est placé sur une balance de capacité maximale de 150 kg (avec une précision de l'ordre de 1 g), permettant d'enregistrer en continu la perte de masse.

La masse initiale de chacun des deux échantillons est déterminée préalablement avant l'instrumentation (avant l'insertion des thermocouples). Avant le test, la tare de la balance est réalisée de sorte que la perte de masse enregistrée corresponde uniquement à celle de l'échantillon.

Les échantillons ont été conditionnés dans un hall à température et humidité ambiante, de ce fait, l'humidité relative dans l'échantillon n'est pas contrôlée, contrairement aux essais menés aux échelles inférieures. Il est supposé qu'au moment de la pesée de l'échantillon et au moment de l'essai, la masse de l'échantillon est identique (en d'autres termes, l'humidité relative dans l'échantillon est identique).

L'ensemble est centré sous une hotte calorimétrique de dimensions 5 x 5 x 4,5 m<sup>3</sup> permettant l'extraction des fumées et les mesures :

- Des concentrations en O<sub>2</sub>, CO<sub>2</sub> et CO.
- Du taux de dégagement de chaleur, calculé en utilisant la méthode de consommation d'oxygène proposée par Thornton (Thornton 1917) et modifiée par Huggett (Huggett 1980) et considérant les concentrations en CO<sub>2</sub> et en CO.
- Du taux de production de fumées (RSP pour rate of Smoke Production) : Le RSP est calculé à l'aide de la méthode de transmission lumineuse utilisant un opacimètre laser rouge He-Ne. L'atténuation du faisceau est exprimée par le coefficient d'extinction en m<sup>-1</sup>. Le RSP est ensuite obtenu en multipliant le coefficient d'extinction par le débit d'extraction, il est exprimé en m<sup>2</sup>.s<sup>-1</sup>. L'incertitude de mesure du RSP est évaluée à ±20% (Guillaume et al. 2018).

Le panneau radiant est monté sur un chariot afin de le déplacer sans difficulté, permettant son chauffage jusqu'au régime permanent souhaité, puis son positionnement à 200 mm de l'échantillon, grâce à une butée au sol.

Une caméra est située face au panneau, à environ 3 m de celui-ci. Elle permet d'enregistrer la cinétique de propagation de la flamme, puis par analyse des images, à estimer la hauteur de flamme ainsi que la propagation en surface du front de pyrolyse.

Le panneau radiant est mis en marche environ 10 minutes avant chaque essai. Un thermocouple est placé face au panneau radiant. Lorsque la température mesurée est stable, le panneau radiant est supposé à l'équilibre. Lors du chauffage du panneau radiant, deux panneaux de silicate font écran et protègent le matériau de l'irradiation de ce dernier (Figure 5-4 a.). Lorsque l'équilibre thermique est atteint, les deux panneaux de silicate sont retirés et le panneau radiant est immédiatement mis en butée, à 200 mm de l'échantillon (Figure 5-4 b.). De ce fait, il est supposé que l'échantillon est instantanément irradié.

La base du panneau radiant ne correspond pas à la base de l'échantillon, un décalage de 6 cm existe entre les deux, visible sur la Figure 5 4 b. Ce décalage n'était initialement pas souhaité et aurait pu être corrigé avant les essais. Toutefois, il a été décidé de le garder et de le considérer dans le modèle numérique.

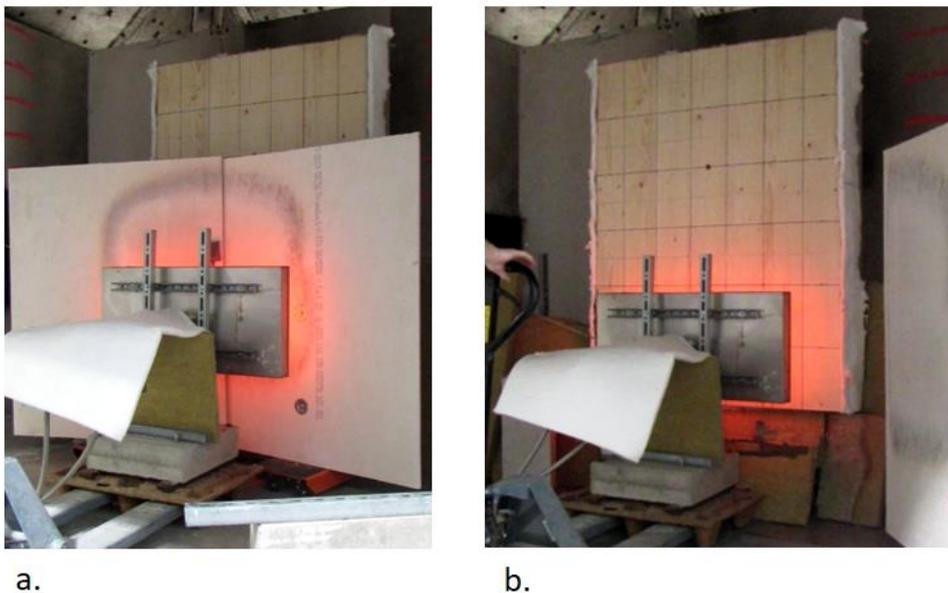


Figure 5-4 : a. Chauffage du panneau radiant avec les écrans, b. Panneau positionné en butée à 20 cm de l'échantillon.

Une flamme pilote est localisée au centre de l'échantillon, en partie basse (zone fortement irradiée par le panneau), soit à la position  $x = 0$  et  $z = 300$  mm, d'après les axes de la Figure 5-1. Cette flamme pilote, générée par un mélange d'air et de propane, est emmenée à la position souhaitée à l'aide d'une canne en inox de 10 mm de diamètre. La hauteur de la flamme est d'environ 10 cm et est placée contre l'échantillon.

Un schéma de l'ensemble de l'installation est proposé sur la Figure 5-5. Il correspond à une vue de dessus. L'ensemble échantillon et porte échantillon est centré sous la hotte d'extraction. Une cloison est montée derrière cet ensemble ainsi que sur les côtés de la hotte. D'un point de vue numérique, uniquement la surface délimitée par les cloisons sera modélisée. La hotte est ouverte sur la longueur située face à l'échantillon. La camera est placée à environ 2,5 m de l'échantillon.

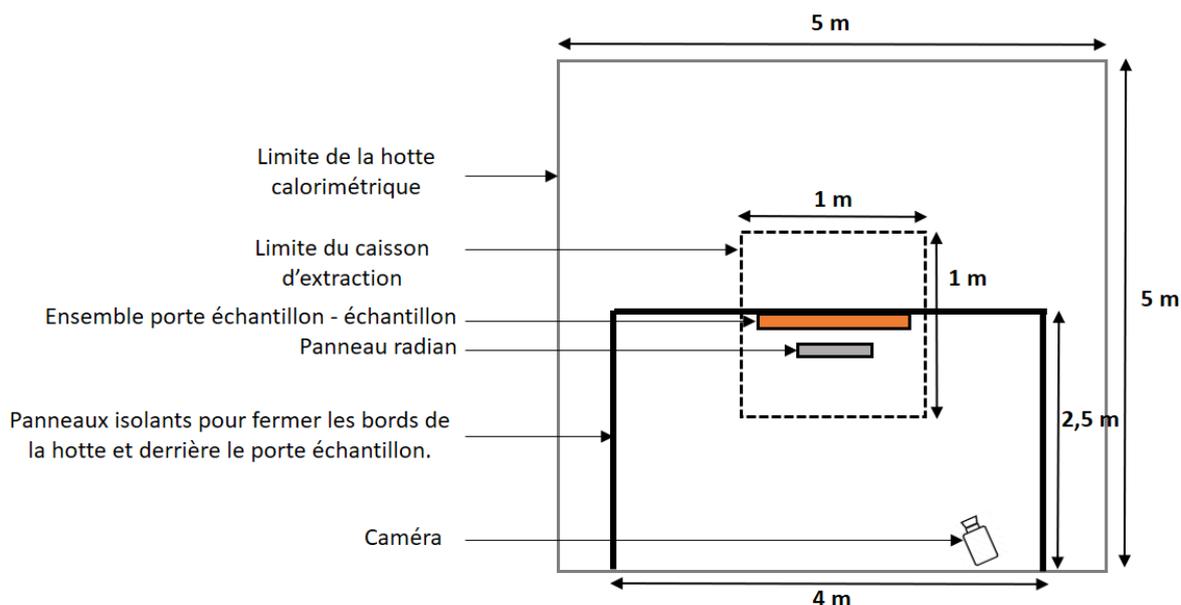


Figure 5-5: Schéma de la hotte calorimétrique vu de dessus.

### 3. Résultats expérimentaux

Cette section présente et analyse les principaux résultats expérimentaux.

#### 3.1. Observations visuelles

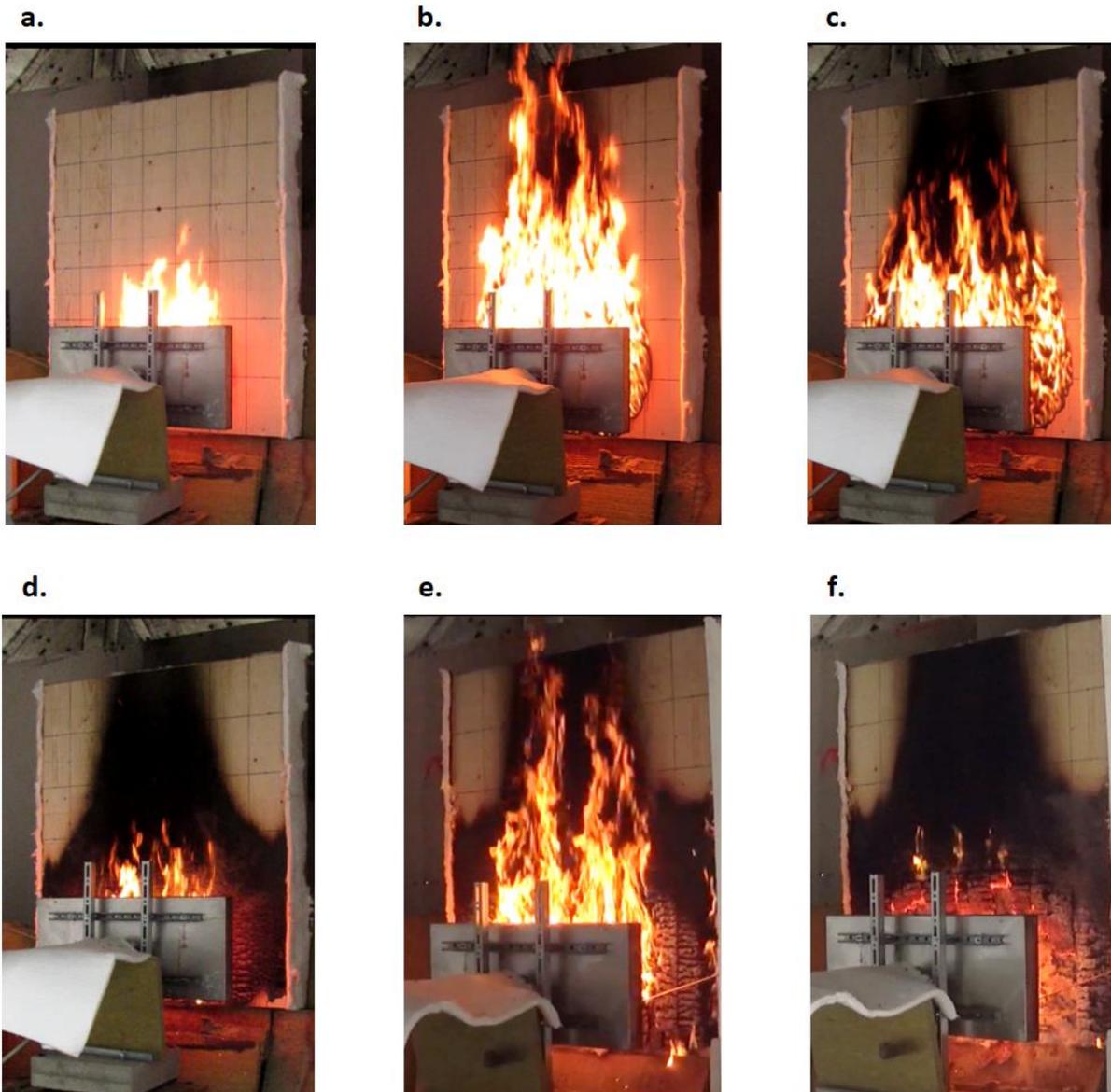
La caméra est utilisée afin d'identifier quatre phases caractéristiques de cinétique de développement de la flamme, lesquelles sont similaires pour les deux essais. Elles sont représentées sur la Figure 5-6:

- La Phase 1 correspond à l'inflammation et à la propagation verticale de la flamme. L'inflammation pilotée survient une dizaine de secondes après le début d'exposition (Figure 5-6 a.). La flamme se propage ensuite rapidement verticalement et atteint une hauteur maximale après environ 1 minute d'exposition (Figure 5-6 b.). A ces instants, la flamme impacte toute la hauteur de l'échantillon et la zone couverte par la flamme se décompose. La carbonisation en surface est visible sur la Figure 5-6 b. La propagation latérale est également visible en partie basse de l'échantillon de manière lente, puisque dans cette direction de propagation, la contribution énergétique de la flamme au-delà du front de carbonisation est négligeable. Il n'y a pas de propagation latérale sur la partie haute de l'échantillon. Comme lors des essais sur la propagation latérale en IMO-LIFT (cf. section 1.1.2 du chapitre 4), la propagation latérale sur l'échantillon de bois ne peut être induite par la contribution énergétique de la flamme et nécessite un apport énergétique extérieur.
- La Phase 2 débute après environ 2 minutes d'exposition. L'influence du char réduit considérablement le débit de gaz de pyrolyse au niveau de la surface de l'échantillon. Il en résulte une décroissance de la hauteur de flamme (Figure 5-6 c.), tandis que la propagation latérale se déroule toujours sur la moitié inférieure de l'échantillon. Elle atteint les bords de celui-ci après environ 3 minutes d'exposition, pour ensuite s'éteindre 2 minutes plus tard (soit

5 minutes après le début de l'exposition). La Figure 5-6 d est caractéristique de la phase 2, qui prend place entre 2 minutes et 11 minutes après le début de l'exposition. A ces instants, uniquement la zone fortement irradiée par le panneau radiant se décompose. La flamme n'est plus présente aux bords de l'échantillon. Pendant cette phase, l'oxydation de la matrice de char est importante. Le matériau continue à s'échauffer et le retour thermique dans cette zone commence à être visible après environ 11 minutes d'exposition.

- La Phase 3 est représentative du retour thermique en partie basse de l'échantillon, comme l'illustre la Figure 5-6 e. Celui-ci commence à être visible après environ 11 minutes d'exposition. La hauteur de flamme augmente alors et devient maximale après 15 minutes d'exposition (Figure 5-6 e). La flamme couvre alors à nouveau toute la hauteur de l'échantillon.
- La dernière phase survient lorsque qu'il n'y a plus de flamme, après environ 20 minutes d'exposition (Figure 5-6 f). Le test est arrêté et le panneau radiant est éteint. La partie basse est alors décomposée et oxydée, seuls les bords ne sont pas totalement décomposés, comme illustré sur la Figure 5-7.

L'analyse des températures dans l'échantillon va permettre de renseigner plus en détails sur les zones impactées par la pyrolyse.



*Figure 5-6 : Phases caractéristiques de la cinétique expérimentale de propagation de flamme (essai n°2)*



*Figure 5-7 : Echantillon en fin de test, après environ 20 minutes d'exposition. Le panneau radiant est éteint à cet instant.*

L'analyse des vidéos permet d'évaluer la structure du front de flamme à différentes positions, qui sont repérées par des lignes verticales et horizontales sur la Figure 5-4. Le front de flamme (i.e. l'accroche de flamme) est assimilé au front de carbonisation en surface. Les axes définis sur la Figure 5-8 servent à évaluer la propagation verticale et latérale de la flamme, présentée sur la Figure 5-9. Cette donnée est essentielle pour évaluer la capacité du code à prédire la propagation de flamme.

Pour la propagation latérale, au moment de l'inflammation, le front de flamme se propage très rapidement dans les zones où le matériau pyrolyse, correspondant à la zone directement face au panneau. Puis, la vitesse du front de flamme ralentit. Le front atteint les bords après environ 160 secondes.

Concernant la propagation verticale, malheureusement, peu de données vidéos sont exploitables, le front de carbonisation étant couvert par la flamme. Néanmoins, la carbonisation au sommet de l'échantillon est visible. La propagation verticale est bien plus rapide que la propagation latérale de par la contribution énergétique de la flamme.

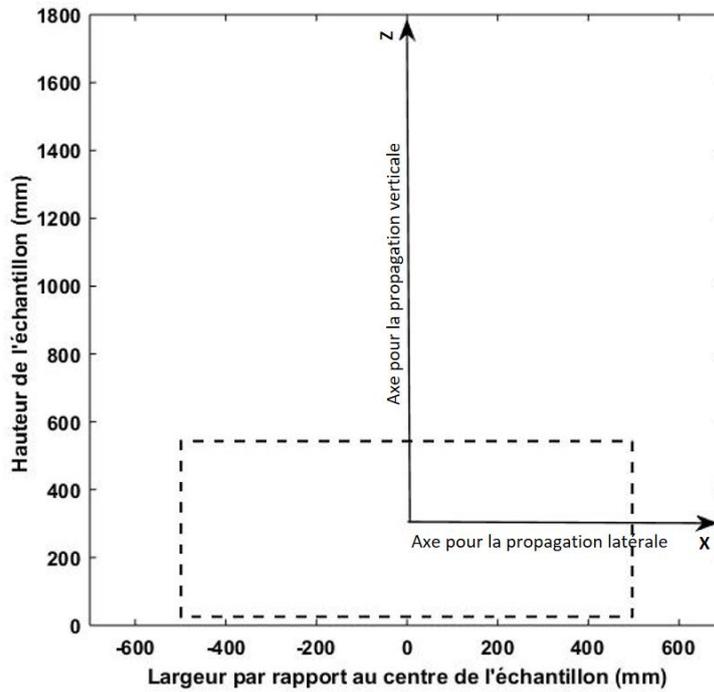


Figure 5-8 : Définition des axes pour évaluer la propagation latérale et verticale de flamme

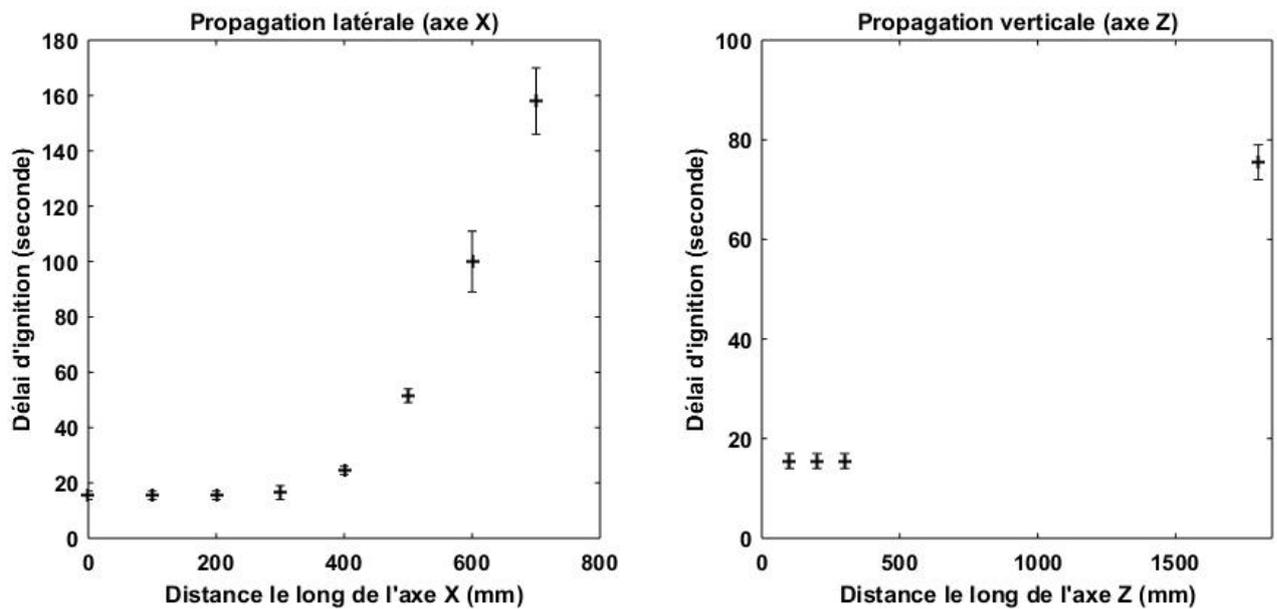


Figure 5-9 : Délai d'inflammation (position du front de flamme) pour la propagation latérale et verticale de flamme

### 3.2. Analyse des températures et épaisseur de char

La Figure 5-10 et la Figure 5-11 présentent le champ de température évalué au sein du solide à 3 mm de la surface exposée pour respectivement l'essai 1 et l'essai 2. Ils ont été obtenus par interpolation linéaire entre les valeurs des thermocouples. Du fait des positions des thermocouples, la surface des champs de température présentée est inférieure à la surface de l'échantillon. De plus, le champ de température de l'essai 2 présente une surface plus importante que l'essai 1 (cf. Figure 5-2) puisque l'instrumentation à cette épaisseur  $y$  est plus importante. Un critère de température de 392°C permet d'identifier les zones où le front de pyrolyse a été atteint. Pour rappel, cette valeur correspond à la température moyenne de pyrolyse des essais présentés dans la section III.4 du chapitre 3, et est identifiée numériquement à l'aide du critère de Pozzobon (Pozzobon et al. 2014).

Trois temps caractéristiques sont identifiés :

- Temps 1 : à 300 secondes d'exposition (5 minutes), correspondant à la phase représentée par la Figure 5-6 c.
- Temps 2 : à 540 secondes d'exposition (9 minutes), correspondant à la Figure 5-6 d.
- Temps 3 : à 900 secondes d'exposition (15 minutes) correspondant à la hauteur maximale de flamme issue du retour thermique du porte échantillon.

Tout d'abord, les champs de température correspondant à chaque essai sont comparables, ce qui traduit la bonne répétabilité des essais. Le front de carbonisation pour les deux essais, identifié comme correspondant à la température de 392°C, présente une hauteur comparable. De plus les champs de température présentent une symétrie au niveau de l'axe médian de l'échantillon. Cela illustre alors le bon contrôle des conditions aux limites à la surface du matériau. Cette symétrie est également visible à travers la surface carbonnée sur la Figure 5-6.

Les Figure 5-10 et Figure 5-11 illustrent le fait qu'entre les temps 1 et 2, l'échantillon ne s'échauffe pas davantage sur sa moitié supérieure. Un équilibre thermique est alors atteint. A ces instants, la flamme ne couvre que la moitié de la hauteur de l'échantillon (Figure 5-6 d). Sur la moitié inférieure, la température continue d'augmenter. La propagation du front de carbonisation latérale est visible, ce qui est en accord avec les observations visuelles présentées précédemment et illustrant à ces instants la propagation latérale du front de flamme à ces positions.

Le phénomène de retour thermique dans l'échantillon prend place entre les temps 2 et 3. La flamme couvre alors à nouveau toute la hauteur de l'échantillon après environ 900 secondes d'exposition et elle permet d'apporter une contribution énergétique sur la zone qu'elle couvre (Figure 5-6 e). Cela a pour conséquence d'échauffer davantage le matériau plus en profondeur sur sa moitié supérieure. Toutefois, l'épaisseur de char au centre et au-delà d'un mètre de haut semble être inférieure à 3 mm, puisque le critère de front de pyrolyse de 392°C n'est pas atteint. Cela est en accord avec la mesure de l'épaisseur de bois vierge réalisée en fin de test.

Après chaque essai, l'échantillon est coupé selon son axe médian et l'épaisseur de bois vierge est mesurée sur toute la hauteur. L'épaisseur du matériau issu de l'essai 2 est visible sur la Figure 5-12. L'épaisseur de bois vierge restante est alors comprise entre 15 mm à environ un mètre de hauteur et 17,5 mm pour les hauteurs supérieures à 1 200 mm, correspondant ainsi respectivement à une épaisseur de char de 3 mm et 0,5 mm. Ces mesures permettent également d'affirmer que la partie haute de l'échantillon ne se décompose pratiquement pas. La faible diffusivité thermique du matériau

entraîne un échauffement lent et une faible décomposition sur la partie supérieure de l'échantillon, la contribution énergétique de la flamme n'y étant pas suffisante.

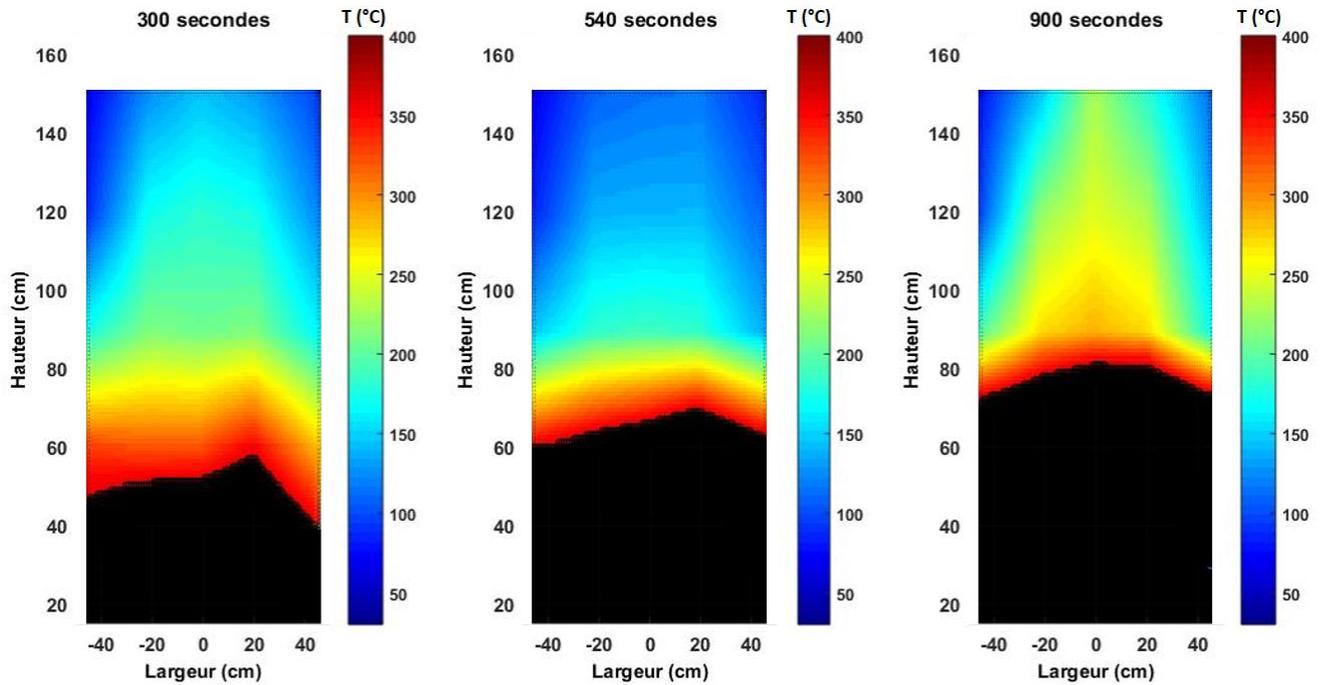


Figure 5-10 : Champs de température à 3 mm de la surface exposée à  $t = 300$  secondes, 540 secondes et 900 secondes, obtenus par interpolation entre les thermocouples de l'essai 1.

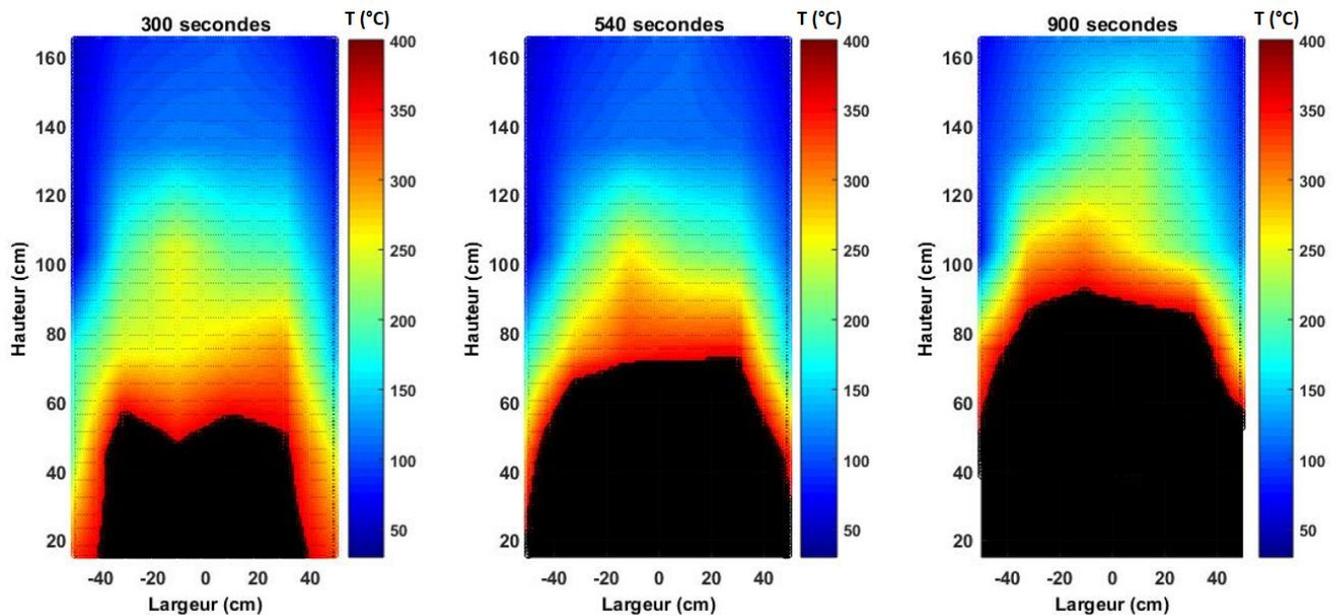


Figure 5-11 : Champs de température à 3 mm de la surface exposée à  $t = 300$  secondes, 540 secondes et 900 secondes, obtenus par interpolation entre les thermocouples de l'essai 2.

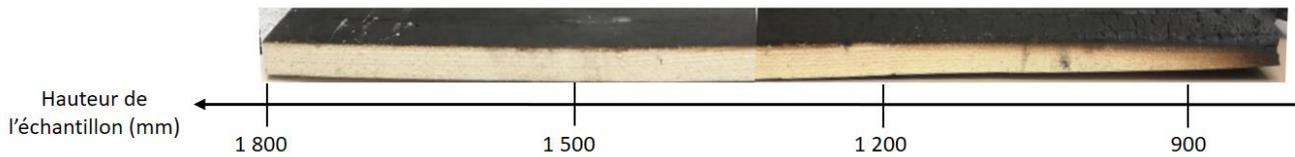


Figure 5-12 : Photo de l'épaisseur du matériau au niveau du plan médian après l'essai 2

Afin d'évaluer plus en détail l'influence de la flamme sur l'échauffement du matériau, la Figure 5-13 présente l'évolution des températures à une profondeur de 3 mm de la surface exposée, pour différentes hauteurs le long de l'axe médian de l'échantillon. Les trois premières phases identifiées à l'aide de la Figure 5-6 sont représentées sur la Figure 5-13.

Les températures mesurées à 300 et 600 mm de hauteur correspondent à celles de décomposition thermique du matériau. L'influence du retour thermique est visible sur la température à 600 mm de hauteur, puisqu'une rupture de pente est visible à environ 800 secondes.

Pour les hauteurs de 900, 1 200 et 1 500 mm, la température augmente lors de la phase 1, puis atteint un équilibre durant toute la phase 2. La température à ces hauteurs augmente à nouveau lors de la phase 3. Cependant, elle n'est pas suffisamment élevée pour pyrolyser de façon notable le matériau. Ainsi, à ces épaisseurs (3 mm de la surface exposée), la contribution énergétique de la flamme au moment du retour thermique n'est pas suffisante pour décomposer le matériau.

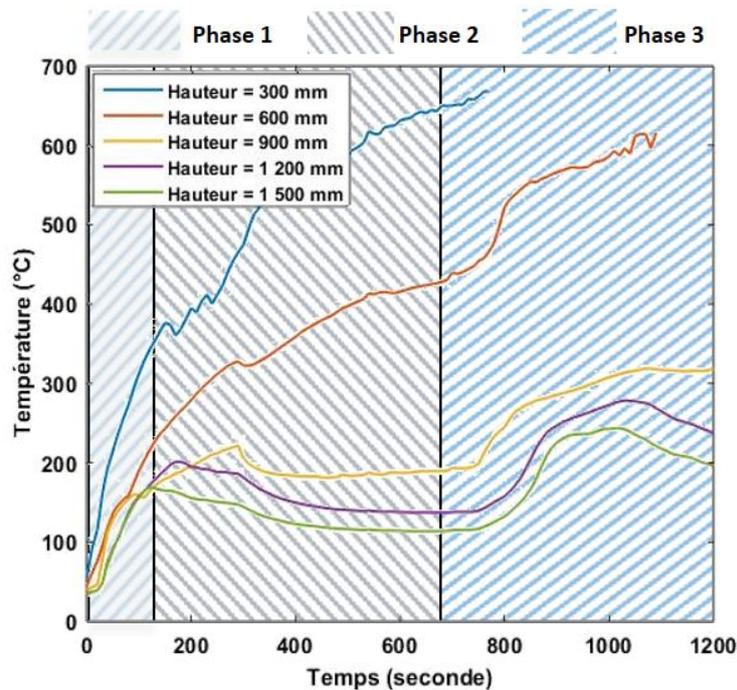


Figure 5-13 : Evolution des températures mesurées à 3 mm de profondeur, à différentes hauteurs de l'échantillon, le long de l'axe médian pour l'essai 1.

La Figure 5-14 correspond aux températures mesurées en face arrière de l'échantillon, pour différentes hauteurs, lors de l'essai 1. Plusieurs phénomènes sont identifiables :

- Pour une hauteur située entre 300 et 600 mm, le début du retour thermique est à mettre en lien avec la fin du plateau à 100°C visible sur la Figure 5-14. Ce plateau est lié à l'endothermicité de l'évaporation de l'eau. Le taux d'humidité dans le matériau pilote ainsi le retour thermique dans l'échantillon, comme cela avait également été identifié lors des essais au cône calorimètre, présentés dans la section II.2.1 du chapitre 3.
- Pour ces mêmes hauteurs, lorsque l'évaporation de l'eau prend fin, la température augmente fortement, ce qui est caractéristique de la condition isolante. La laine de verre est un matériau très isolant, la littérature rapporte une conductivité d'environ  $0,023 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$  et  $0,04 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$  à température ambiante (Connor 2019). La condition en face arrière pour ces essais est plus isolante que la condition utilisée au cône calorimètre et en propagation unidirectionnelle (conductivité à température ambiante du silicate de calcium utilisé pour ces essais égale à  $0,072 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$ ). La température en face arrière continue à augmenter pour atteindre des températures correspondant aux plages maximales de décomposition thermique du matériau, signifiant que toute l'épaisseur s'est décomposée.
- Pour la face arrière à une hauteur de 900 mm, la température reste à 100°C. L'eau s'évapore à cet emplacement et la face arrière ne se décompose pas.

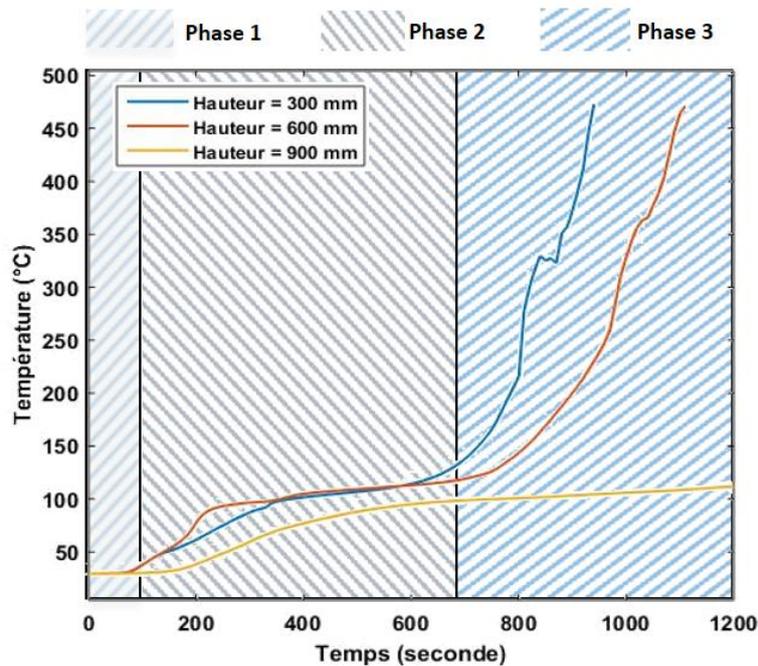


Figure 5-14 : Evolution des températures mesurées en face arrière de l'échantillon, à différentes hauteurs, le long de l'axe médian de l'échantillon pour l'essai 1.

### 3.3. Taux de dégagement de chaleur et dégagement de fumée

Le taux de dégagement de chaleur correspondant à la moyenne des deux essais est présenté sur la Figure 5-15. Les incertitudes sont issues de la répétabilité des résultats avec un niveau de confiance de 95 % (NF ENV 13 0005 1999; Guillaume et al. 2013).

Le taux de dégagement de chaleur permet par la suite d'évaluer la capacité du code à prédire la sévérité du sinistre. Les phases identifiées précédemment sont reportées sur cette figure.

L'inflammation survient rapidement et un premier pic de dégagement de chaleur est atteint après environ 100 secondes d'exposition. Celui-ci est attribué au développement de la flamme, puis à sa propagation verticale rapide.

Il s'en suit une décroissance du taux de dégagement de chaleur, attribuée à la formation de char qui affecte le taux de formation de gaz de pyrolyse. Le taux de dégagement de chaleur atteint un minimum vers 300 secondes, correspondant à l'extinction de la flamme au niveau des bords de l'échantillon (fin de la propagation latérale). Le taux de dégagement de chaleur est ensuite constant, la zone en combustion correspond alors uniquement à celle directement irradiée par le panneau. Durant cette phase, l'oxydation du charbon à la surface de l'échantillon en combustion est visible.

Vers 700 secondes, le retour thermique en partie basse de l'échantillon génère davantage de gaz de pyrolyse, permettant au taux de dégagement de chaleur d'augmenter. Ce taux atteint un pic vers 900 secondes, où la hauteur de flamme observée est la plus importante (Figure 5-6 e). Le panneau radiant est ensuite arrêté après 1 200 secondes et les flammes restantes s'éteignent rapidement. Aucun phénomène d'auto-inflammation n'est observé. Cependant, comme l'illustre l'étape 4 de la Figure 5-15, un phénomène de smoldering est présent, puisque le taux de dégagement de chaleur n'est pas nul.

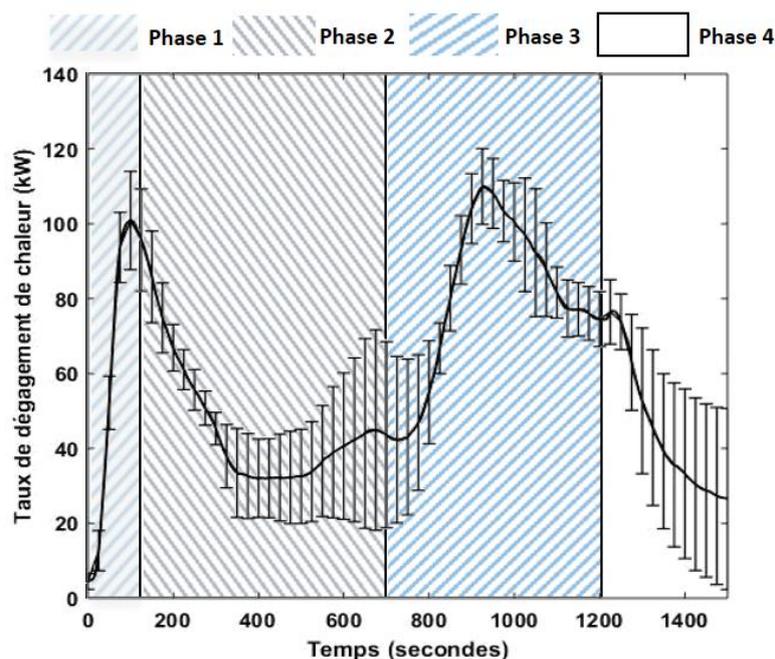


Figure 5-15 : Evolution du taux de dégagement de chaleur en fonction du temps

En utilisant les résultats présentés sur la Figure 5-15 et en estimant la surface en décomposition thermique à l'aide de la Figure 5-6, il est possible d'estimer le taux de dégagement de chaleur par unité de surface qui se décompose. Le Tableau 5-1 reporte l'ensemble de ces données pour trois temps caractéristiques, associés au pic de dégagement de chaleur aux premiers instants et lors du retour thermique (100 et 900 secondes), ainsi que durant la phase de dégagement constant de chaleur (540 secondes). Le débit de dégagement de gaz de pyrolyse est estimé en considérant la chaleur de combustion de  $14 \text{ MJ.kg}^{-1}$  préalablement déterminée dans la section II.1 du chapitre 3. La surface qui subit une décomposition à 900 secondes est supposée identique à celle après 100 secondes

d'exposition. Cela est justifié par la Figure 5-6 b et e, présentant la même structure de flamme à ces instants.

Le taux de dégagement de gaz de pyrolyse est le plus faible à 540 secondes, ce qui est en accord avec l'intensité de la flamme relativement faible alors observée et illustrée sur la Figure 5-6. L'influence du char formé a considérablement réduit l'énergie disponible pour la matière encore vierge et l'effet du retour thermique en face arrière de l'échantillon n'est pas encore visible. Ces données vont être comparées aux valeurs obtenues numériquement.

Temps (s)	100	540	900
Unité de surface qui subit une décomposition (m <sup>2</sup> )	1,38	0,48	1,38
Taux de dégagement de chaleur par unité de surface qui se décompose (kW.m <sup>-2</sup> )	72 ± 10	62 ± 20	80 ± 15
Taux de dégagement de gaz de pyrolyse par unité de surface en décomposition (kg.m <sup>-2</sup> .s <sup>-1</sup> )	5,2.10 <sup>-3</sup> ± 7,2.10 <sup>-4</sup>	4,4.10 <sup>-3</sup> ± 1,5.10 <sup>-3</sup>	5,7.10 <sup>-3</sup> ± 1,0.10 <sup>-3</sup>

*Tableau 5-1 : Estimation du dégagement de chaleur et de taux de pyrolyse par rapport à la surface qui subit une décomposition thermique pour trois temps caractéristiques : 100, 540 et 900 secondes.*

Le taux de production de fumées est présenté sur la Figure 5-16. La courbe est la moyenne des deux essais. Les incertitudes incluent la répétabilité ainsi que l'erreur de 20 % liée à la précision de la mesure. Le taux de production maximal est repéré lors de la phase 2. De plus, le ratio des concentrations CO/CO<sub>2</sub> en fonction du temps, présenté sur la Figure 5-17, expose des valeurs maximales et supérieures à 0,1 durant cette même phase. Lorsque le ratio CO/CO<sub>2</sub> est supérieur à 0,1, la combustion se déroule dans des conditions sous-ventilées (Dréan et al. 2019a). Ce phénomène est attribué à l'oxydation de la matrice de charbon durant ces instants. L'oxydation de cette matrice va ainsi consommer de l'oxygène, qui ne sera plus disponible pour la combustion, et dégager du CO.

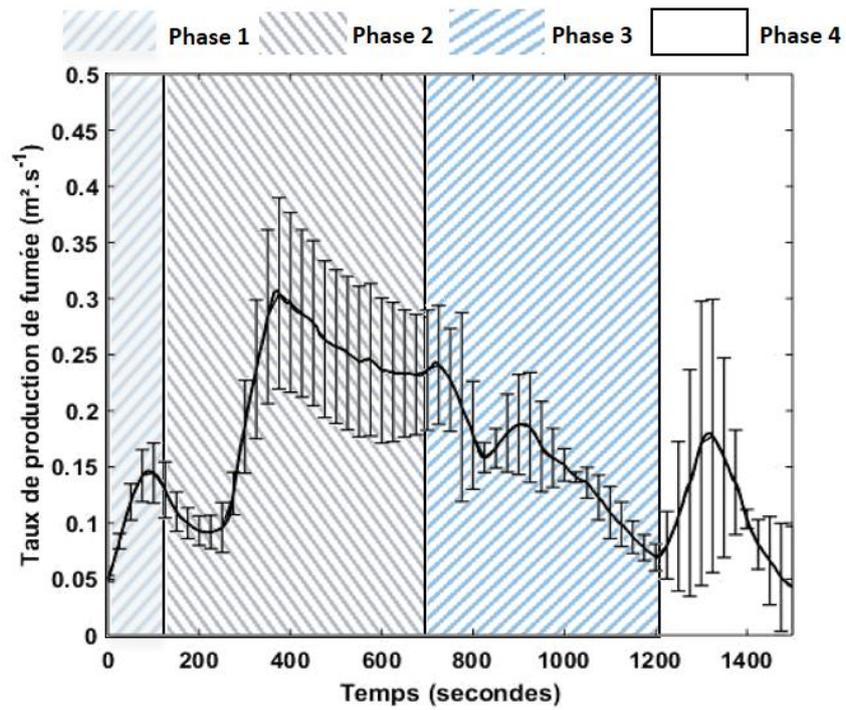


Figure 5-16 : Evolution du taux de production de fumée en fonction du temps

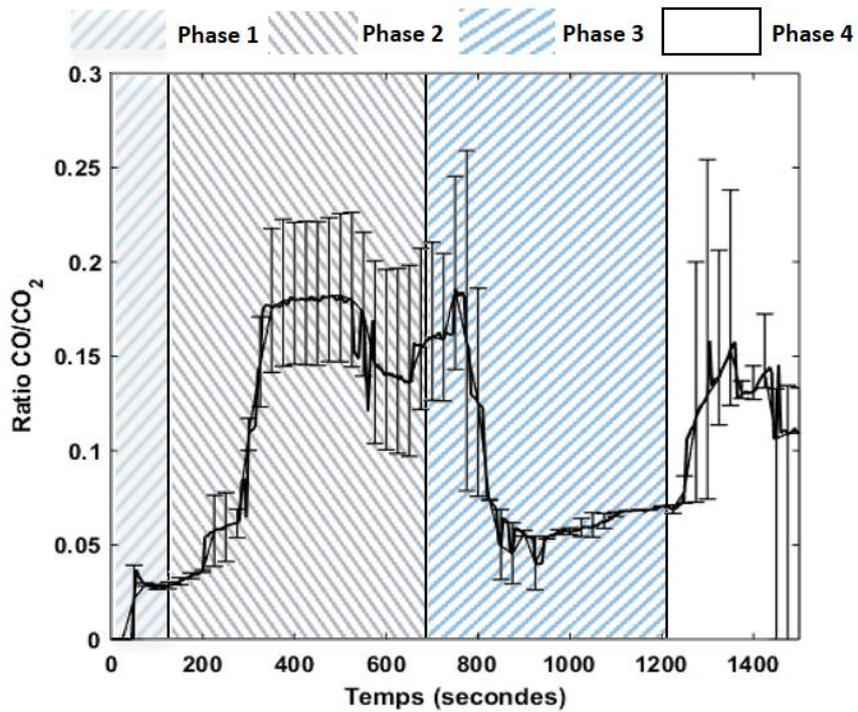


Figure 5-17 : Evolution du ratio CO/CO<sub>2</sub> en fonction du temps

## II. Modélisation numérique

La modélisation des essais présentés précédemment est réalisée dans cette section. L'objectif est d'évaluer la capacité du code à reproduire la propagation de flamme à cette échelle.

### 1. Domaine de calcul, conditions aux limites et maillage

Le domaine de calcul est un parallélépipède correspondant aux dimensions de la hotte calorimétrique, soit  $4 \times 2,5 \times 4 \text{ m}^3$  (Longueur x Largeur x Hauteur) dont les conditions aux limites sont fermées pour la pression sur les bords et derrière l'échantillon (cf. Figure 5-5). Uniquement la face en regard de l'échantillon et la face supérieure sont ouvertes. Le débit d'extraction de la hotte n'est pas pris en compte numériquement. La face supérieure est alors ouverte pour la pression. Des modélisations à échelles réduites ont montré que cela n'avait pas d'impact sur la cinétique de flamme, tant que le débit d'extraction utilisé expérimentalement est suffisamment important.

Ce domaine est suffisamment large pour prendre en compte le panache de la flamme.

D'après le guide de référence de FDS et la littérature (McGrattan et al. 2017b; Lin, Ferng, et Hsu 2009), un critère pour évaluer la qualité d'un maillage est donné à travers le ratio  $\frac{D^*}{\Delta x}$  (cf. Équation 3-2). Le ratio doit être compris entre 4 et 16. En considérant un pic de taux de dégagement de chaleur de 115 kW, visible sur la Figure 5-15, la taille de maille obtenue pour modélisation à l'échelle réelle doit être supérieure à 20 mm et inférieure à 100 mm. Le choix se porte sur une taille de maille de 20 mm proche de l'échantillon.

Le maillage utilisé en phase gazeuse est représenté sur la Figure 5-18. Celui-ci n'est pas homogène sur l'ensemble du domaine, trois tailles de mailles étant utilisées. Les dimensions de chaque maillage sont visibles sur la Figure 5-18. Il est raffiné proche de l'échantillon, où les gradients thermiques et les phénomènes aérauliques sont importants, avec une taille de maille de 20 mm. Au-delà, la taille de maille est de 40 mm, puis de 80 mm, comme présenté en figure 5-18. Le maillage ainsi défini contient 532 500 mailles.

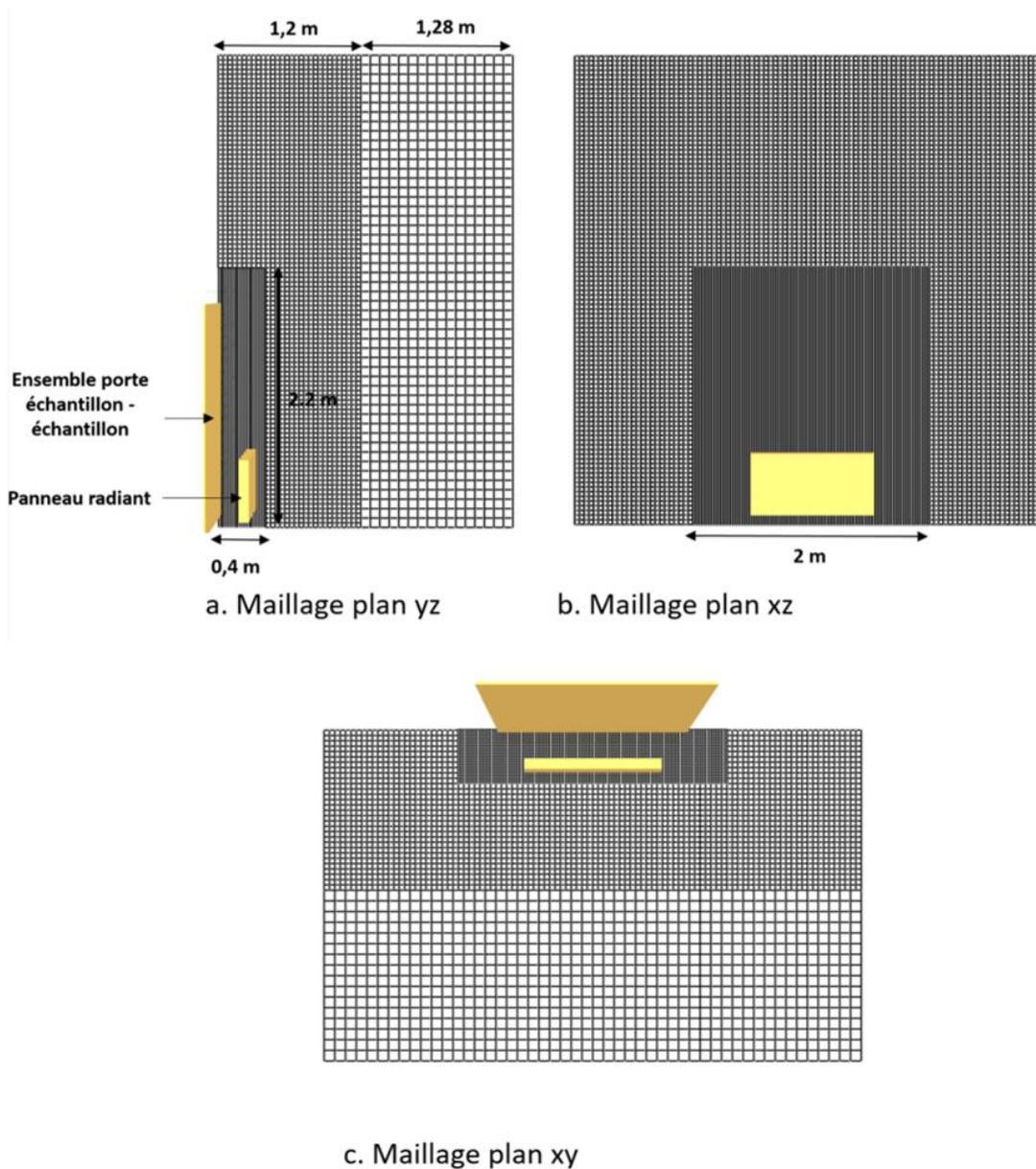


Figure 5-18 : Maillage en phase gaz : a. selon le plan yz, b. selon le plan xz, c. selon le plan xy.

La condition thermique à la surface de l'échantillon est imposée par le panneau radiant numérique aux dimensions identiques à celui utilisé expérimentalement ( $1000 \times 500 \text{ mm}^2$ ). Une condition de température est imposée à la surface de ce panneau afin d'obtenir un flux thermique d'environ  $50 \text{ kW.m}^{-2}$  sur la cible face au panneau. La température imposée est alors de  $835^\circ\text{C}$ .

Les données d'entrée présentées dans les Tableau 3-6 et Tableau 3-7, et utilisées à l'échelle précédente sont extrapolées à cette échelle. Il est à noter qu'à l'échelle du cône calorimètre et de la propagation unidirectionnelle de flamme, le même matériau en face arrière de l'échantillon était utilisé. La condition imposée sur la face arrière de l'échantillon était une condition isolante. Pour les essais à l'échelle réelle, la condition sur la face arrière du matériau bois est également isolante, toutefois, les matériaux et les épaisseurs sont différents. Les conditions utilisées en face arrière de l'échantillon sont résumées dans le Tableau 5-2. Une épaisseur de laine de 45 mm puis 12 mm de silicate de calcium sont considérés derrière l'échantillon. La densité et la conductivité thermique de la laine et du silicate sont

issues du constructeur (Ursacoustic 2015; Distrisol 2018). La capacité thermique est issue de (Bentz et Prasad 2007).

	Matériau	Epaisseur (mm)	Conductivité thermique (W.m <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> )	Capacité thermique (J.g <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> )	Densité (kg.m <sup>-3</sup> )
Condition 1	Laine de verre	50 mm	0,04	1,03	12
	Silicate de calcium	12 mm	$0,28 + 9,48 \cdot 10^{-5} \cdot (T+273)$	1,04	875

*Tableau 5-2 : Conditions thermiques en face arrière de l'échantillon*

L'évaluation de la capacité du code à prédire la cinétique de flamme et la décomposition thermique de l'échantillon se fait à travers la comparaison expérimentale et numérique des paramètres suivants :

- Taux de dégagement de chaleur.
- Perte de masse de l'échantillon.
- Propagation surfacique du front de pyrolyse.
- Hauteur de flamme.
- Flux de chaleur à la surface du matériau.
- Température dans l'épaisseur du solide.

Elle fait l'objet de la section suivante. Le modèle présenté constitue le modèle de référence, qui sera comparé aux approches d'ingénierie développées au sein du chapitre 6.

## 2. Résultats numériques

### 2.1. Taux de dégagement de chaleur et surface en décomposition

Un point important concerne la capacité du modèle à prédire à cette échelle le taux de dégagement de chaleur. La Figure 5-19 compare ainsi les résultats du modèle de référence aux valeurs expérimentales.

Le modèle numérique permet de capturer le pic du taux de dégagement de chaleur repéré aux premiers instants, au moment de l'ignition et de la propagation verticale de flamme. La décroissance du taux de dégagement de chaleur induite par la formation de char est également correctement capturée.

Cependant, lors de la phase 2, correspondant à un taux constant de dégagement de chaleur, bien que le modèle capture les premiers instants de cette phase, la prédiction du dégagement de chaleur augmente fortement, pour atteindre un pic après 800 secondes d'exposition. Le modèle n'apparaît pas capable de prédire cette donnée après environ 500 secondes d'exposition, du fait d'une mauvaise prédiction du retour thermique qui peut être causée par :

- Le comportement de l'eau est mal capté numériquement. Le retour thermique prend place lorsque l'eau en face arrière de l'échantillon s'est évaporée. Les échantillons n'ayant pas été conditionnés comme ceux des échelles précédentes, une erreur concernant le taux d'humidité imposé numériquement peut engendrer des écarts sur la prédiction.

- Des erreurs liées aux propriétés thermiques de la laine et du silicate de calcium. En effet, la laine de verre, de 45 mm d'épaisseur à l'état brut, est située entre le silicate de calcium et l'échantillon de bois. Lorsque le bois est fixé contre le porte échantillon, la laine est comprimée et présente alors une épaisseur d'environ 20 mm. Ainsi, en plus d'une erreur liée à l'épaisseur de laine de verre imposée numériquement, les propriétés thermiques de celle-ci sont impactées. Le modèle semble alors sous-estimer les pertes thermiques en face arrière de l'échantillon, et de ce fait le retour thermique et l'échauffement du matériau sont surestimés.

Ces résultats montrent la nécessité de représenter correctement le comportement de l'humidité du bois et de caractériser précisément les propriétés thermiques de l'isolant utilisé en face arrière du matériau, afin de bien prédire la décomposition thermique. Ils illustrent ainsi la complexité de la modélisation par pyrolyse calculée.

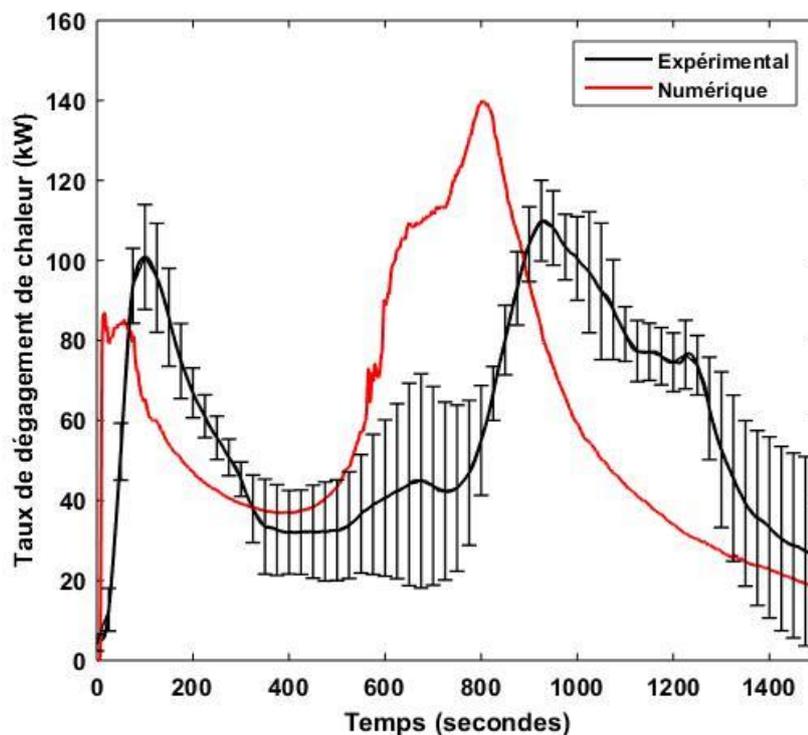


Figure 5-19 : Comparaison expérimentale et numérique du taux de dégagement de chaleur

La Figure 5-20 représente le THR expérimental et numérique. Celui-ci est comparable, bien que légèrement surestimé numériquement après environ 700 secondes d'exposition, cela étant attribué au retour thermique apparaissant plus tôt numériquement. La similitude du THR entre les valeurs expérimentales et numériques peut traduire le fait que le taux de décomposition du solide prédit numériquement est comparable à l'expérience.

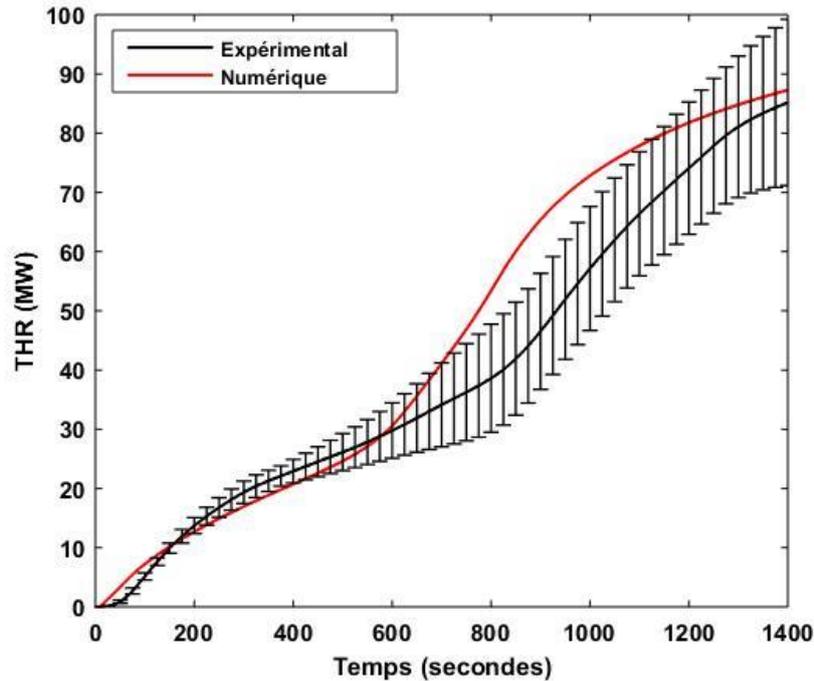


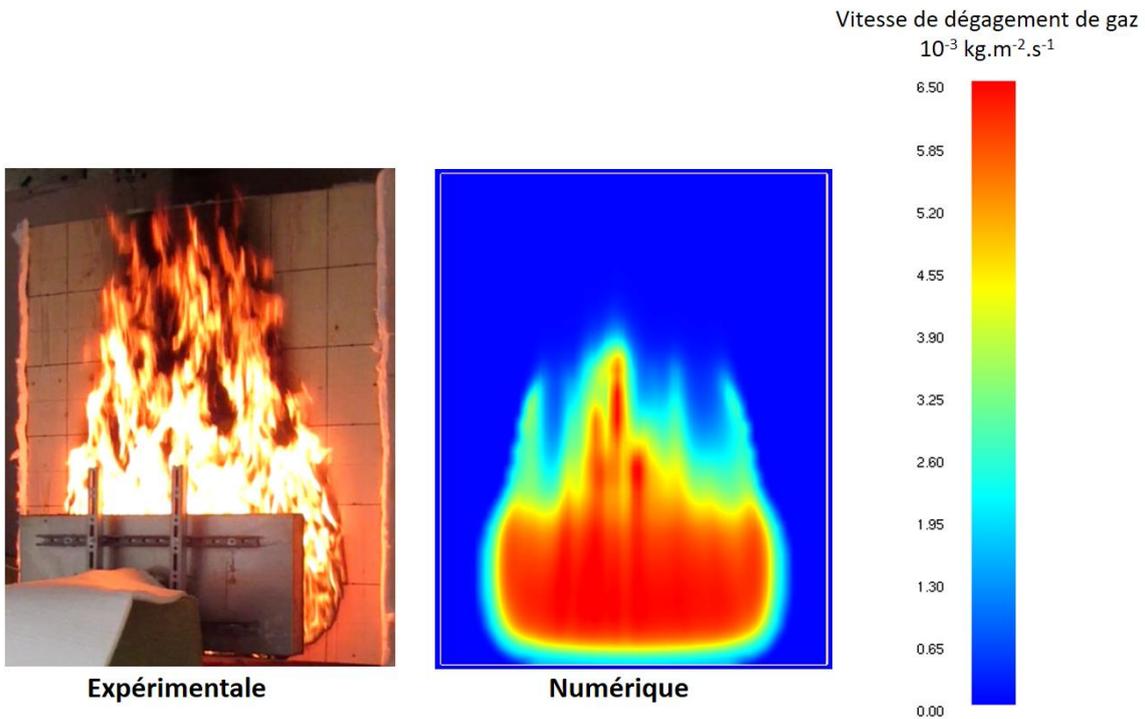
Figure 5-20 : Comparaison expérimentale et numérique de la chaleur totale dégagée

La surface qui se décompose thermiquement obtenue par le modèle de référence (c'est-à-dire par pyrolyse calculée) est comparée à l'expérience pour les trois temps caractéristiques repérés lors des essais. Numériquement, la surface qui se décompose thermiquement est vue à travers la vitesse d'émission des gaz de pyrolyse. Les trois temps caractéristiques pour la comparaison sont les suivants :

- A  $t = 100$  secondes, correspondant au temps d'atteinte du pic de dégagement de chaleur expérimentale lié à l'ignition et à la propagation de flamme. La comparaison entre les données numériques et expérimentale est montrée sur la Figure 5-21 ;
- A  $t = 540$  secondes, correspondant au taux constant de dégagement de chaleur de la phase 2. La surface en décomposition est présentée sur la Figure 5-22 ;
- A  $t = 900$  secondes, correspond à la hauteur de flamme maximale lié au retour thermique. La comparaison est visible sur la Figure 5-23.

Après une exposition de 100 secondes, expérimentalement, la surface qui subit une décomposition thermique atteint le sommet de l'échantillon. Cependant, d'un point de vue numérique, bien que la largeur de cette surface soit correctement captée, la hauteur est sous-estimée. Ainsi numériquement, le matériau ne semble pas se décomposer dans les régions supérieures à une hauteur de 1 200 mm.

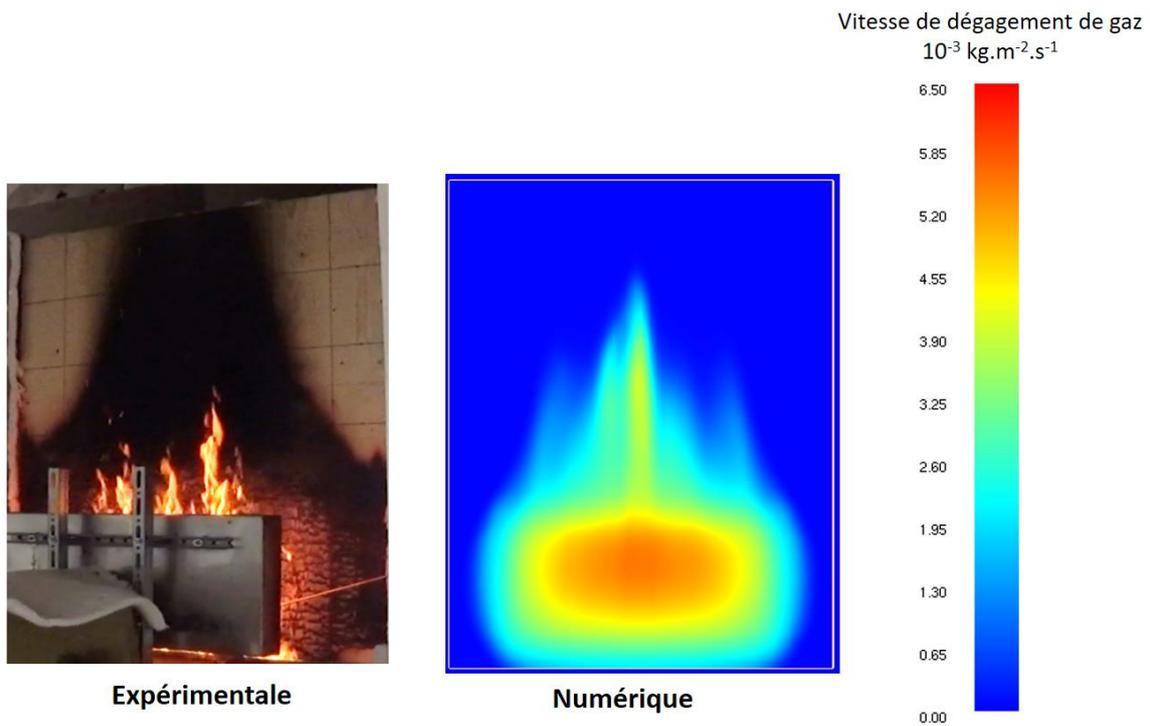
Toutefois, au-delà d'une hauteur de 1 200 mm, le matériau semblait ne se décomposer que très peu expérimentalement, à l'image du front de pyrolyse présenté sur la Figure 5-12. Cela signifie alors que cette mauvaise prédiction de la hauteur du front qui se décompose thermiquement ne va pas avoir un impact majeur sur les grandeurs comparées (taux de dégagement de chaleur, température, etc.).



*Figure 5-21 : Comparaison de la surface qui se décompose entre l'expérimental et le modèle numérique après 100 secondes d'exposition*

Les surfaces expérimentale et numérique qui subissent une décomposition thermique après un temps d'exposition de 540 secondes sont exposées sur la Figure 5-22. Bien que légèrement surestimée, la surface numérique présente un bon accord avec les observations expérimentales. Cela est en accord avec la prédiction du taux de dégagement de chaleur visible sur la Figure 5-19.

De plus, la valeur de  $4,4.10^{-3} \text{ kg.m}^{-2}.\text{s}^{-1}$  correspondant à la vitesse expérimentale de dégagement des gaz de pyrolyse à 540 secondes, présentée dans le Tableau 5-1, est en accord avec celle du modèle de référence.



*Figure 5-22 : Comparaison de la surface en décomposition entre l'expérimental et le modèle numérique après 540 secondes d'exposition*

La Figure 5-23 correspond à la surface qui se décompose thermiquement après 900 secondes d'exposition. Numériquement, à 900 secondes, le pic de dégagement de chaleur lié au retour thermique a déjà été atteint et les valeurs diminuent (cf. Figure 5-19). Cette diminution de taux de dégagement de chaleur est assimilée à la décomposition complète du matériau au centre de la partie basse, visible sur la Figure 5-23.

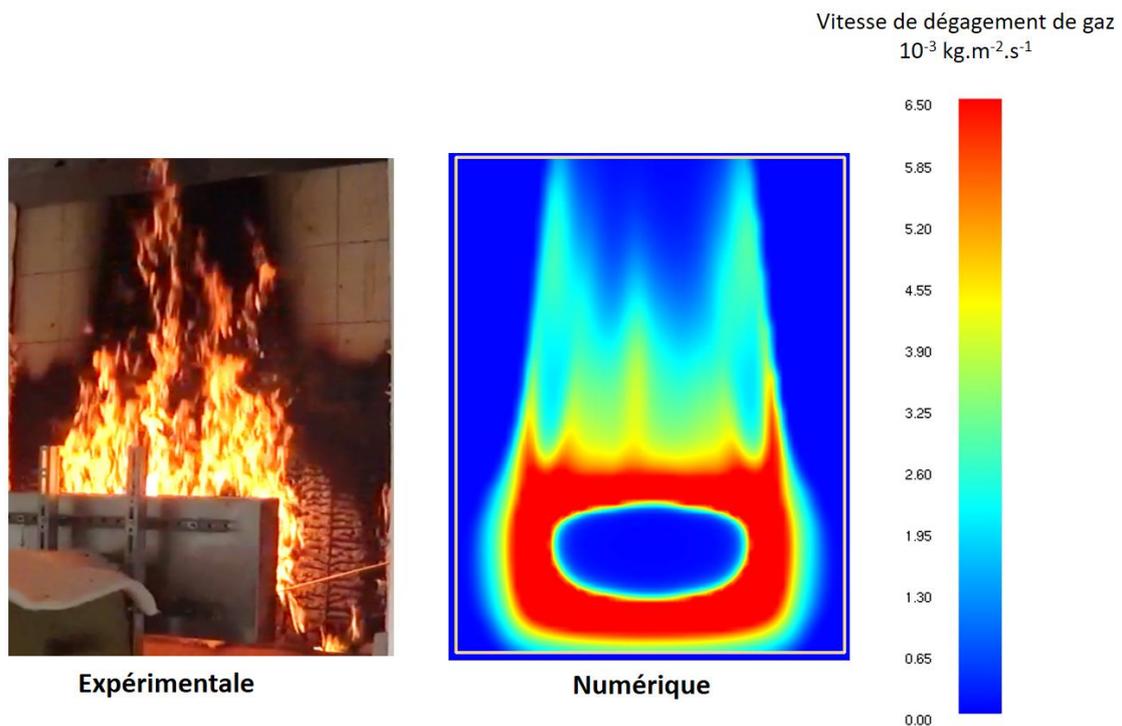


Figure 5-23 : Comparaison de la surface qui se décompose thermiquement entre l'expérimental et le modèle numérique après 900 secondes d'exposition

## 2.2. Températures

Les champs de températures à une profondeur de 3 mm de la surface exposée, expérimentale et numérique après 300 secondes d'exposition sont présentés sur la Figure 5-24. Le champ expérimental est celui de l'essai 2, puisqu'il possède une meilleure résolution (plus de thermocouples que l'essai 1 à 3 mm de la surface exposée).

En tenant compte des incertitudes liées à la mesure de température (thermocouples, hétérogénéité du matériau, etc.), les champs de températures expérimentaux et numériques sont comparables. L'échauffement à une profondeur de 3 mm semble ainsi correctement capté par le modèle.

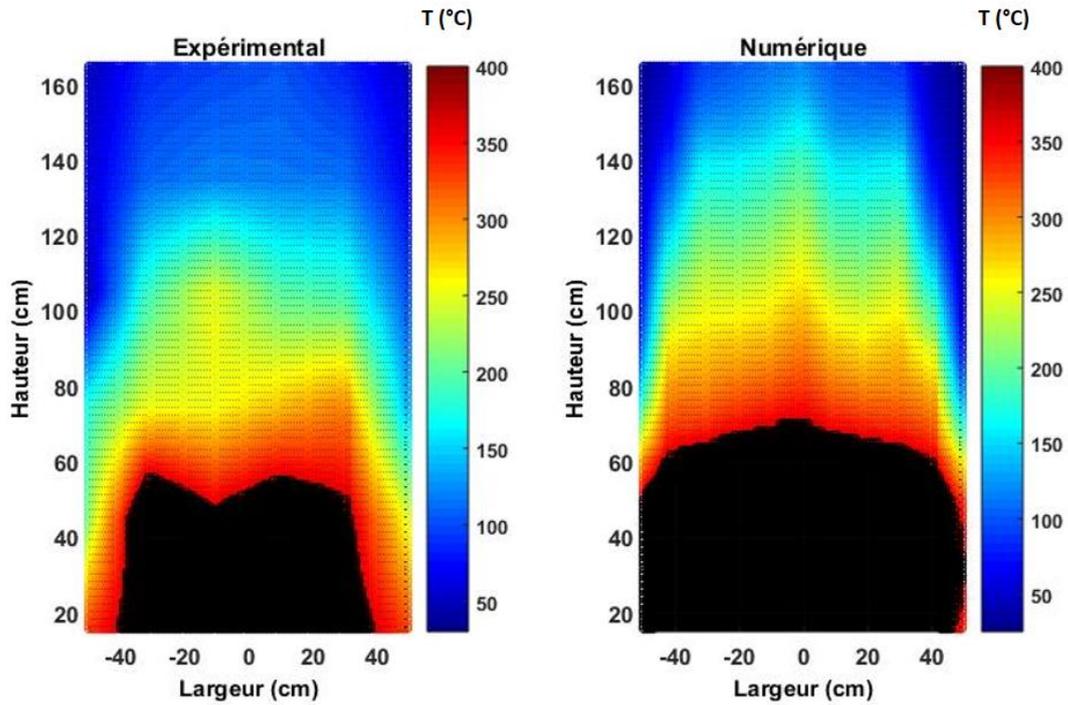


Figure 5-24 : Comparaison (à gauche) et numérique (à droite) du champ de températures à 3 mm de la surface exposée après 300 secondes d'exposition

La Figure 5-25 présente le champ de températures après 540 secondes d'exposition. Une nouvelle fois, les champs de températures sont comparables. Les zones de pyrolyse sont similaires.

Notons toutefois que des écarts importants, d'une centaine de degré, apparaissent sur la moitié supérieure de l'échantillon. Il est rappelé que le code commence à surestimer le taux de dégagement de chaleur après 500 secondes d'exposition.

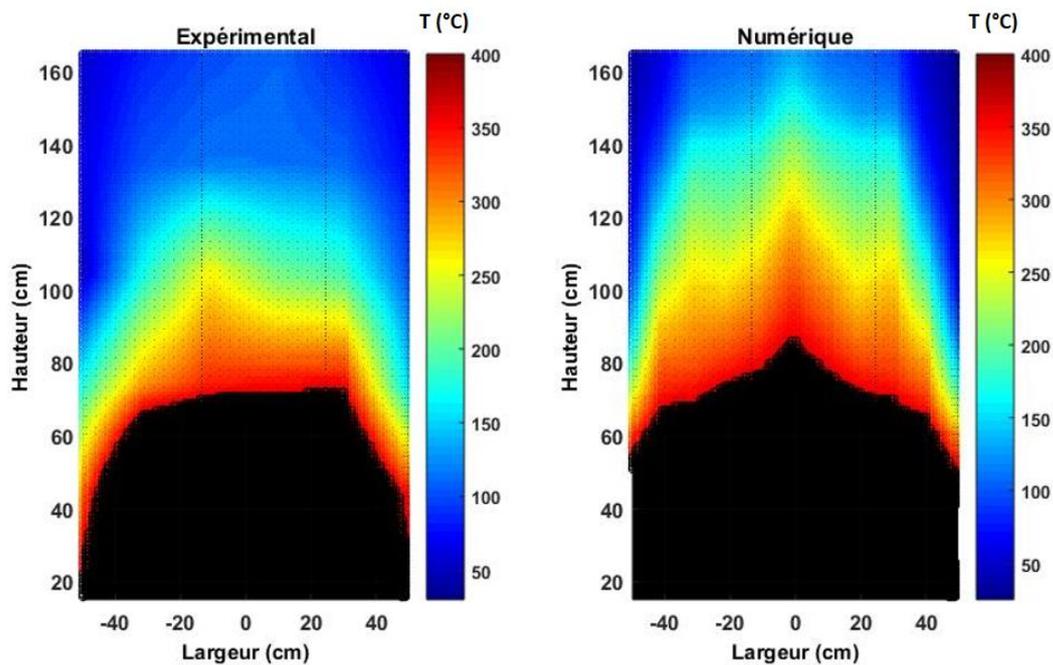


Figure 5-25 : Comparaison expérimentale (à gauche) et numérique (à droite) du champ de températures à 3 mm de la surface exposée après 540 secondes d'exposition

La Figure 5-26 compare les champs de températures à 900 secondes, correspondant au pic de dégagement de chaleur lié au retour thermique, repéré expérimentalement. A la différence des champs de températures à 300 et 540 secondes, le modèle n'apparaît pas capable de reproduire le champ de températures à 3 mm de profondeur et les températures sont largement surprédites.

La mauvaise prédiction des pertes thermiques en face arrière de l'échantillon, ainsi que le comportement de l'eau peuvent être à l'origine de la surestimation de l'échauffement du matériau. La production de gaz de pyrolyse est ainsi plus forte et la contribution énergétique de la flamme va être surestimée, échauffant davantage le matériau en surface.

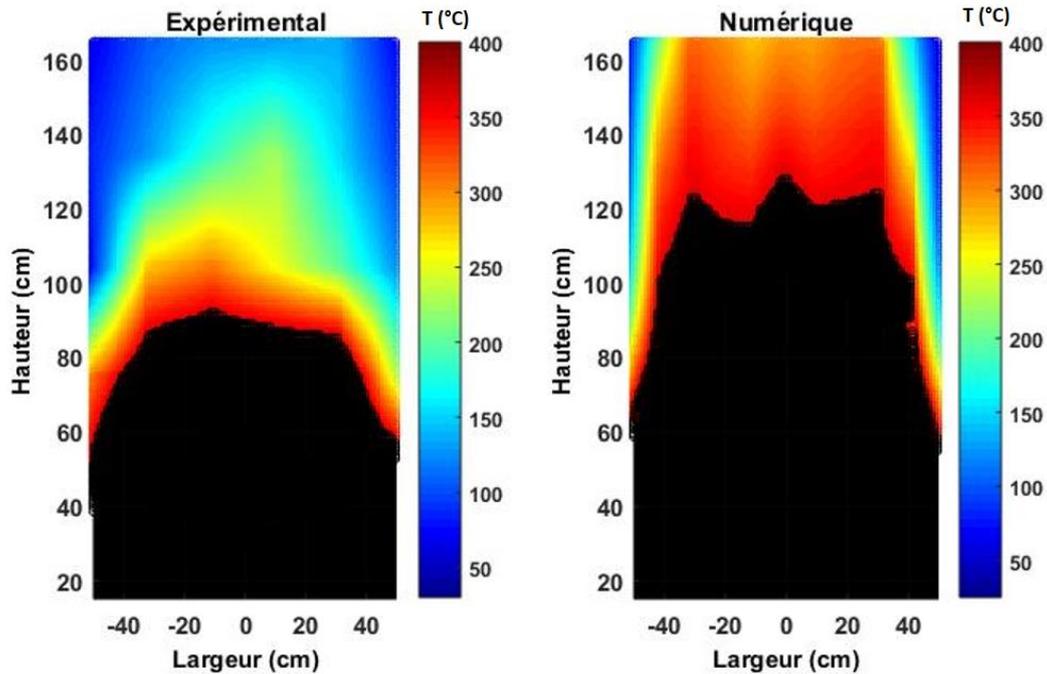


Figure 5-26 : Comparaison expérimentale (à gauche) et numérique (à droite) du champ de températures à 3 mm de la surface exposée après 900 secondes d'exposition

Afin d'identifier les problèmes de prédiction lors des phases 2 et 3, la Figure 5-27 compare les températures expérimentales et numériques en face arrière de l'échantillon et le long de l'axe médian de celui-ci, pour 3 hauteurs différentes : 300, 600 et 900 mm. Les données expérimentales correspondent à l'essai 1.

Tout d'abord, le plateau lié à l'évaporation de l'eau n'est pas capturé par le modèle, comme déjà identifié aux échelles précédentes. Expérimentalement, le retour thermique est corrélé avec la fin de l'évaporation de l'eau en face arrière de l'échantillon, illustrant l'impact notable de l'évaporation de l'eau dans le processus d'échauffement et de décomposition thermique de l'échantillon, et ainsi, la nécessité de capturer correctement son comportement d'un point de vue numérique.

A la fin de chaque plateau d'évaporation de l'eau visible sur les températures expérimentales, la température numérique est supérieure de 150 et 200°C.

Aussi, après le plateau de 100°C, la montée en température semble être plus rapide expérimentalement que numériquement. De ce fait, le modèle numérique ne sous-estime pas les pertes thermiques en face arrière de l'échantillon et le problème lié aux écarts de prédiction est associé au comportement de l'eau dans le matériau qui n'est pas pris en compte numériquement.

De plus, il est rappelé que le taux d'humidité dans l'échantillon à cette échelle n'est pas contrôlé.

Aux échelles précédentes, la bonne prédiction du retour thermique peut être associée à une compensation d'erreurs, notamment entre la non prise en compte du caractère diffusif de l'eau avec une mauvaise estimation des pertes thermiques dans l'isolant.

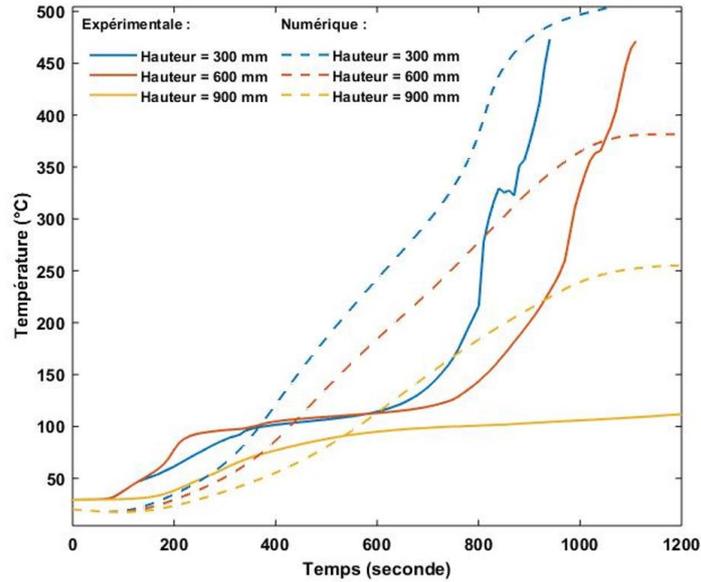


Figure 5-27 : Comparaison expérimentale et numérique des températures en face arrière de l'échantillon, le long de l'axe médian

Les Figure 5-28, Figure 5-29 et Figure 5-30 comparent les températures expérimentales et numériques respectivement à 12 mm, 9 mm et 6 mm d'épaisseur.

Pour chaque épaisseur, la température est correctement prédite par le modèle lorsque le plateau d'évaporation de l'eau est court. De ce fait, dans les zones proches de la surface ou soumise à un flux incident important (hauteur inférieure à 600 mm), les températures expérimentales et numériques sont comparables.

La température est par contre surprédite dans les zones présentant un plateau d'évaporation de l'eau important, correspondant à des zones assez profondes ou soumises à un flux incident faible, engendrant un échauffement lent du matériau.

Cela montre une nouvelle fois la nécessité de tenir compte du comportement de l'eau dans le matériau afin de prédire correctement l'échauffement.

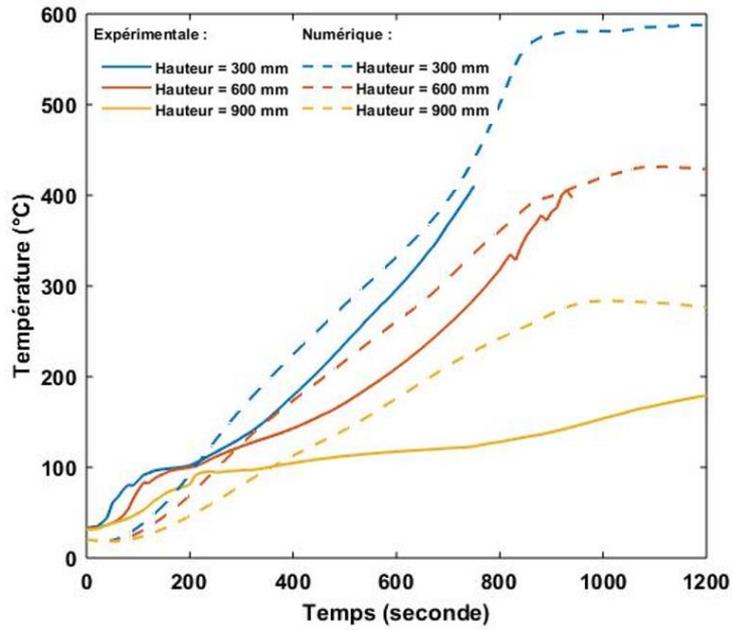


Figure 5-28 : Comparaison expérimentale et numérique des températures à 12 mm d'épaisseur le long de l'axe médian de l'échantillon

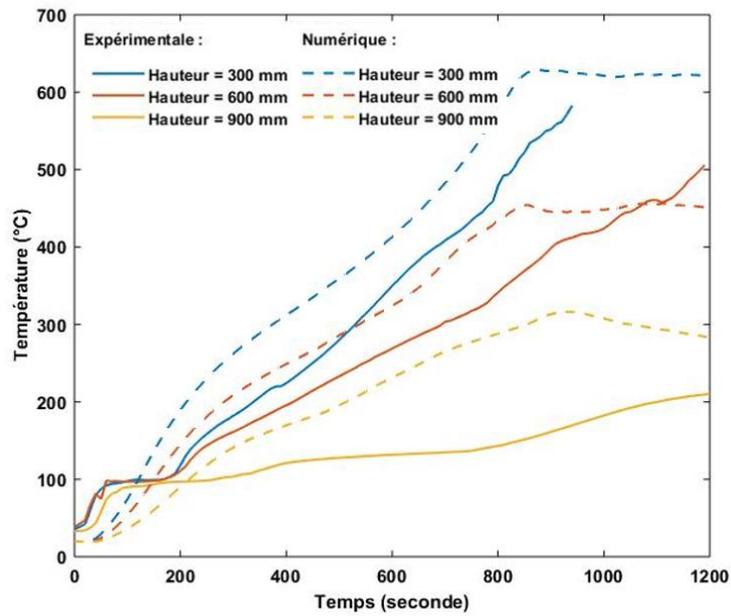


Figure 5-29 : Comparaison expérimentale et numérique des températures à 9 mm d'épaisseur le long de l'axe médian de l'échantillon

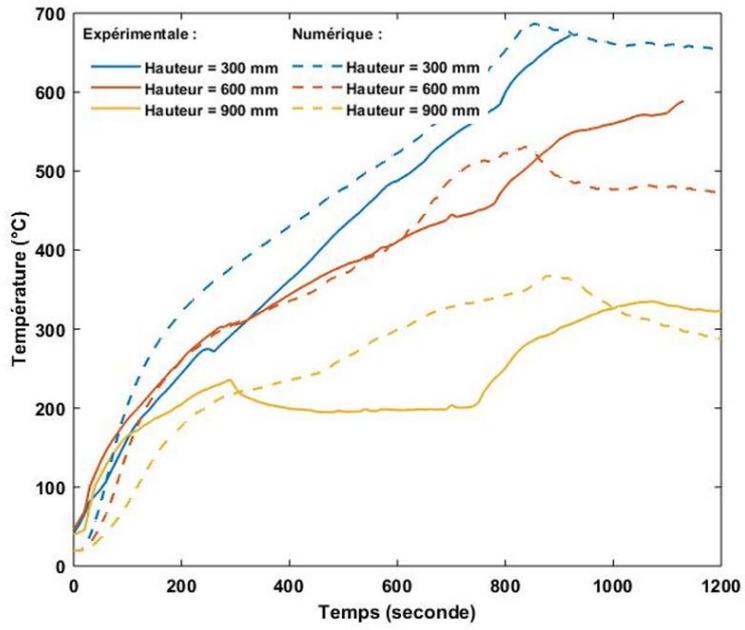


Figure 5-30 : Comparaison expérimentale et numérique des températures à 6 mm d'épaisseur le long de l'axe médian de l'échantillon

### 2.3. Hauteur de flamme et flux incident à la paroi

La hauteur de flamme et le flux incident à la paroi permettent de renseigner sur le couplage de la phase solide et la phase gazeuse. Les résultats précédents ont montré l'incapacité du modèle numérique à prédire le comportement du matériau et la cinétique de flamme lors des phases 2 et 3. L'analyse des températures a permis d'identifier la source principale du problème, qui semble être la non prise en compte du caractère diffusif de la vapeur d'eau. Le plateau lié à l'évaporation de l'eau n'est pas capturé numériquement, engendrant une surprédiction des températures, et de ce fait, de la décomposition thermique du matériau.

L'impact sur la hauteur de flamme est visible sur la Figure 5-31. Elle est correctement représentée numériquement jusqu'à environ 400 secondes. Ensuite, celle-ci est plus importante numériquement. Cette observation est intuitive au vu des résultats précédents. La surprédiction de l'échauffement engendre plus de gaz de pyrolyse, une surface de l'échantillon qui subit la décomposition thermique plus importante (cf. Figure 5-22) et une hauteur de flamme plus élevée numériquement. L'allure de la hauteur de flamme est comparable à l'évolution du HRR sur la Figure 5-19.

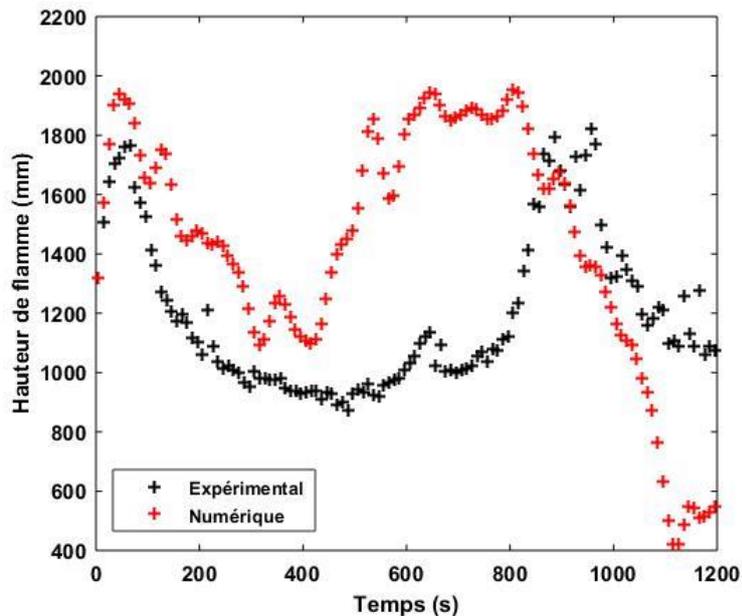


Figure 5-31 : Comparaison expérimentale (essai 2) et numérique de la hauteur de flamme

Les flux de chaleur mesurés expérimentalement à des hauteurs d'échantillon de 900 mm (essai 1) et 1 200 mm (essai 2) sont comparés aux valeurs numériques sur la Figure 5-32.

Lors de la phase 1, le flux de chaleur est sous-estimé de 25 % à 900 mm et 55 % à 1 200 mm, ce qui est en accord avec la comparaison de la surface qui se décompose thermiquement lors du pic de dégagement de chaleur à 100 secondes, visible sur la Figure 5-21. Expérimentalement, le matériau se décompose sur toute sa hauteur, générant ainsi plus de gaz de pyrolyse pouvant alimenter la flamme et conduisant à une contribution énergétique de cette dernière plus importante en partie haute de l'échantillon.

La prédiction du flux de chaleur au début de la phase 2 est en accord avec les données expérimentales, puis elles sont surestimées. L'échauffement du matériau étant mal capturé par le modèle à ces instants, le matériau pyrolyse davantage, générant une contribution énergétique de la flamme plus importante, qui à son tour exerce un retour thermique plus important et accélère la décomposition thermique du matériau. Cela est notamment visible sur la Figure 5-26 pour la phase 3.

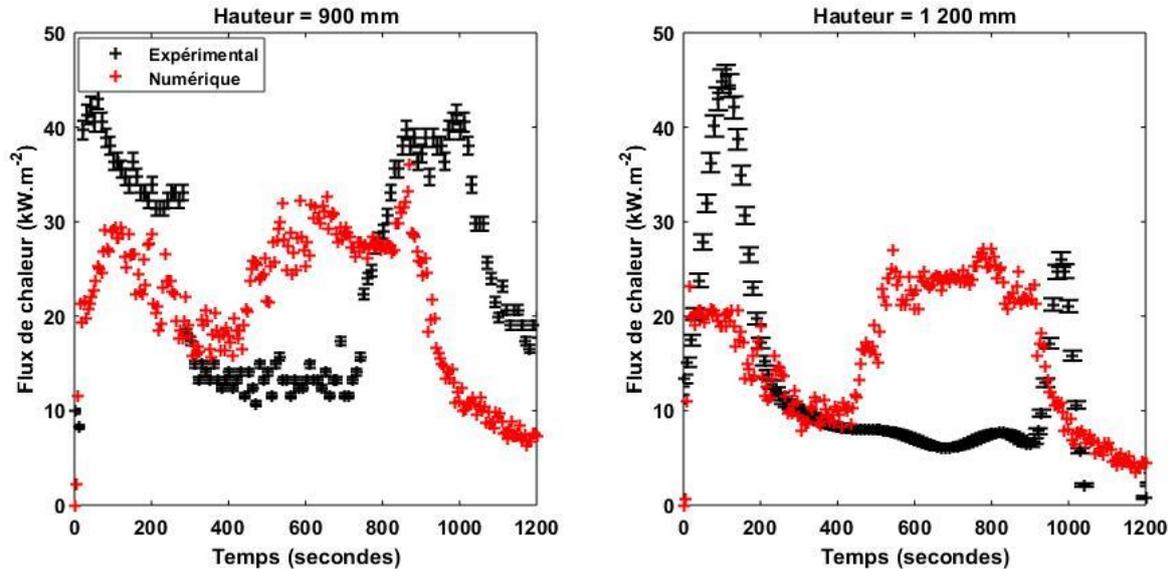


Figure 5-32 : Comparaison expérimentale et numérique du flux incident à la paroi, pour une hauteur de 900 et 1 200 mm

#### 2.4. Perte de masse

La dernière donnée comparée concerne la perte de masse. Les essais en propagation unidirectionnelle ont montré qu'après un certain temps d'exposition, le code n'est plus capable de prédire la perte de masse, celle-ci est sous-évaluée (cf. Figure 4-32 et Figure 4-38). Ce comportement est attribué à l'oxydation de la matrice de charbon, fortement visible expérimentalement, notamment lorsque l'intensité de la flamme est faible. La comparaison de la perte de masse de l'échantillon à l'échelle réelle est présentée sur la Figure 5-33. Les incertitudes expérimentales correspondent à celles liées à l'hétérogénéité du matériau, égale à 15 % et évaluées lors des essais au cône calorimètre présentés dans le chapitre 3 (section II.1). Celle-ci est correctement capturée par le modèle jusqu'à environ 500 secondes, puis elle est fortement surévaluée. Cette rupture de pente visible sur la perte de masse numérique survient lorsque le code n'apparaît plus capable de prédire le comportement du matériau, soit à environ 500 secondes. Il aurait pu être attendu que la perte de masse soit sous-estimée, du fait de l'oxydation du char qui est mal représentée, cependant, l'échauffement et la décomposition thermique surestimés par le code entraîne une perte de masse plus importante.

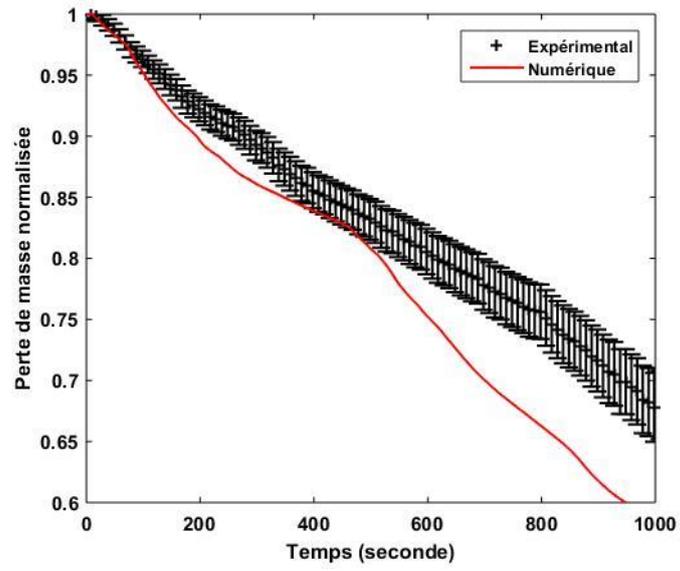


Figure 5-33 : Comparaison expérimentale (essai 2) et numérique de la perte de masse de l'échantillon

### III. Conclusion

Les investigations présentées dans ce chapitre concernent la propagation bidimensionnelle de flamme sur un échantillon de bois de surface 1 400 x 1 800 mm<sup>2</sup>. La source de chaleur est un panneau radiant alimenté au propane, la cible située face au panneau recevant un flux de 50 kW.m<sup>-2</sup>.

La condition en face arrière de l'échantillon est différente de la condition imposée aux échelles inférieures, du fait de contraintes techniques. Les résultats expérimentaux permettent de mettre en avant les points suivant :

- Les deux essais menés présentent une bonne répétabilité, permettant de conclure sur le bon contrôle des conditions aux limites du matériau.
- La condition isolante en face arrière de l'échantillon accentue le retour thermique en générant un important retour thermique. Le pic de dégagement de chaleur alors produit présente une intensité similaire à celui lors de l'inflammation et de la propagation de flamme aux premiers instants.
- Le retour thermique survient lorsque l'évaporation de l'eau en face arrière de l'échantillon prend fin. Ce résultat montre l'importance du taux d'humidité dans les processus d'échauffement et de décomposition thermique du matériau.
- La zone du matériau recevant le flux thermique du panneau radiant (partie inférieure de l'échantillon) s'est totalement décomposée. En revanche, la zone impactée uniquement par la contribution énergétique de la flamme n'est que très peu impactée. L'inertie thermique du matériau et l'épaisseur de char formé ralentissent la décomposition thermique du matériau.

Le modèle numérique présenté possède un maillage de 20 mm proche de la surface de l'échantillon. Ce maillage est suffisamment fin pour capturer les caractéristiques de l'écoulement, de la combustion et du rayonnement induit par la flamme. La comparaison avec les données expérimentales montre la capacité du code à reproduire la dynamique d'échauffement et de décomposition thermique du matériau jusqu'à 400 à 500 secondes d'exposition. Au-delà, des erreurs apparaissent et le code surestime l'échauffement et la décomposition du solide.

L'analyse des températures, notamment en face arrière de l'échantillon, a permis d'identifier la source principale des erreurs numériques. Le plateau lié à l'évaporation de l'eau n'est absolument pas capturé numériquement, cela engendre ainsi un échauffement plus rapide du matériau, un retour thermique survenant plus tôt, impactant alors la décomposition du matériau. Cette décomposition survenant en amont par rapport à l'expérience, génère davantage de gaz de pyrolyse et ainsi une intensité et une hauteur de flamme plus importantes. Cette dernière va, à son tour échauffer davantage le matériau, accélérant sa décomposition thermique.

Il est rappelé que le taux d'humidité dans le matériau n'a pas été contrôlé avant les essais, contrairement aux échelles précédentes. Aussi, les modélisations aux échelles précédentes n'ont pas présenté cette mauvaise prédiction du retour thermique. Ces observations reflètent alors la difficulté de la modélisation de la réaction au feu, ainsi que l'étendue des recherches à mener sur ce sujet.

---

## Développement de l'approche ingénierie

---

I.	Présentation des modèles par pyrolyse imposée .....	202
1.	Définition de la température d'ignition .....	202
2.	Modèle de pyrolyse imposée 1 (MPI 1).....	203
3.	Modèle de pyrolyse imposée 2 (MPI 2).....	204
4.	Modèle de pyrolyse imposée 3 (MPI 3).....	206
5.	Définition des données d'entrée.....	207
II.	Résultats à l'échelle intermédiaire.....	209
1.	Evaluation des modèles par pyrolyse imposée .....	209
1.1.	Propagation latérale unidirectionnelle.....	209
1.2.	Propagation verticale unidirectionnelle .....	215
1.3.	Conclusion intermédiaire .....	219
2.	Evaluation du MPI 2 avec un maillage plus grossier .....	221
III.	Résultats à l'échelle réelle.....	226
1.	Evaluation du modèle sur un maillage fin .....	226
2.	Evaluation du modèle ingénierie sur un maillage grossier .....	232
3.	Evaluation du modèle ingénierie avec les propriétés de l'Eurocode 5 .....	233
IV.	Conclusions intermédiaires .....	235

Les précédents chapitres ont répondu à un double objectif :

- Le développement d'un modèle numérique et l'évaluation de sa capacité à prédire le comportement au feu du matériau et de la propagation de flamme.
- L'identification des phénomènes pilotant la décomposition thermique, l'inflammation et la propagation de flamme.

Ce modèle numérique, basé sur une approche par pyrolyse calculée, nécessite un nombre de données d'entrée important (12 pour le modèle thermique, 20 pour le modèle numérique) dont la plupart ont été extraites expérimentalement.

Bien entendu, la prise en compte d'un tel modèle dans le cadre d'une étude d'ingénierie de réaction au feu est complexe car cela nécessite des investigations préliminaires nécessaires à l'obtention de ces données d'entrée et génère des temps de calcul potentiellement très longs et peu en adéquation avec les contraintes sur les délais pour une étude. Il convient alors d'utiliser des approches simplifiées mais suffisamment précises pour permettre un compromis entre adaptabilité à une étude et fiabilité des résultats reproduits.

Pour cela, le modèle par pyrolyse imposée implémenté dans FDS est investigué. Ce modèle est basé sur le calcul de la température dans une cellule à la surface du solide ; lorsque cette maille atteint une valeur spécifiée par l'utilisateur, et nommée température d'ignition  $T_{ig}$ , alors l'ignition débute localement. Le transfert thermique dans le matériau est calculé, tandis que le flux massique de fuel dégagé est alors contrôlé par une fonction imposée par l'utilisateur, et généralement prescrite en fonction du temps. Si cette approche simplifiée nécessite moins de données d'entrée, le choix de la température d'ignition et les valeurs de taux de dégagement de chaleur (HRRPUA) ou de taux de perte de masse prescrits conditionnent la précision et la fiabilité du modèle. Les valeurs alors imposées doivent être cohérentes avec la configuration étudiée (matériau, niveau de flux, orientation, etc.).

Le présent chapitre va ainsi comparer différentes approches de modèles par pyrolyses imposée (MPI), dans le but de définir une méthode et des recommandations applicables pour les études de réaction au feu en ingénierie. Cela permettra d'identifier à quel point un modèle est capable de prédire la sévérité d'un feu et sa cinétique de développement. Ce point est essentiel, car en ingénierie, la vérification des règles de sécurité peut se baser sur les résultats issus de la modélisation. Il convient alors de ne pas sous-estimer un sinistre, et de connaître la précision du modèle utilisé. La surestimation trop importante d'un sinistre peut également être problématique, non pas en terme de sécurité puisque les objectifs définis seront suffisants, mais complexes en termes de coût de réalisation.

Pour cela, la première partie de ce chapitre est consacrée à la détermination de la température d'ignition et à la présentation des modèles utilisés, ces derniers différant par les valeurs et méthodes de HRRPUA imposées.

Ensuite, la section suivante permet d'évaluer la fiabilité de ces modèles lorsqu'ils sont appliqués à l'échelle intermédiaire et d'effectuer des premières recommandations sur leur utilisation.

Le modèle alors retenu sera appliqué à la dernière échelle, faisant l'objet de la troisième partie de ce chapitre.

## I. Présentation des modèles par pyrolyse imposée

Cette section est dédiée à la présentation des différents modèles investigués et pouvant être appliqués dans une étude d'ingénierie de la réaction au feu. Les contraintes de temps et de moyens liées à une étude d'ingénierie conduisent à la nécessité d'utiliser un modèle moins complexe, nécessitant alors peu de données d'entrée, dont leur caractérisation est rapide et peu coûteuse. La méthode développée doit être de plus assez générale pour dépendre le moins possible de l'utilisateur.

Trois modèles sont présentés, et chacun d'eux utilise le même paramètre de température d'ignition. La prescription du taux de dégagement de chaleur (HRRPUA) diffère ensuite suivant le modèle considéré.

### 1. Définition de la température d'ignition

La température d'ignition est un paramètre essentiel à l'utilisation d'un MPI. Pour cette étude, ce paramètre est extrait de la théorie et des essais réalisés au cône calorimètre présenté dans le chapitre 3. Selon Quintiere (Quintiere 2006), la température d'ignition  $T_{ig}$  d'un matériau thermiquement épais est calculée à partir de l'équation suivante :

$$CHF = h(T_{ig} - T_{\infty}) + \sigma\epsilon(T_{ig}^4 - T_{\infty}^4) \quad \text{Équation 6-1}$$

Avec CHF correspondant au flux critique d'inflammation (Critical Heat Flux for ignition) en  $\text{kW.m}^{-2}$ . La norme ISO 5660 (ISO 5660-1 2015) définit le flux critique comme la valeur de flux la plus importante ne donnant pas lieu à l'ignition du matériau durant une période de 1 800 secondes. Ce flux a été déterminé expérimentalement à l'échelle du cône calorimètre et est égal à  $12 \pm 1 \text{ kW.m}^{-2}$  pour notre matériau, ce qui est cohérent avec les valeurs classiquement rencontrées dans la littérature (Batiot et al. 2014; Spearpoint et Quintiere 2001).

Dans cette expression, le coefficient  $h$  est le coefficient de transfert convectif, fixé à  $10 \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$  (Quintiere 2006),  $\sigma$  est la constante de Stefan-Boltzmann égale à  $5,67.10^{-8} \text{ J.s}^{-1}.\text{m}^{-2}.\text{K}^{-4}$ ,  $\epsilon$  est l'émissivité du bois vierge prise à 0,85 (Boulet et al. 2015), et  $T_{\infty}$  est la température ambiante, égale à 20C.

Tenant compte de ces données, une température d'ignition de  $380 \pm 15^{\circ}\text{C}$  est déterminée pour notre matériau. Cette valeur est à mettre en lien avec celles issues de la littérature, comprises généralement entre 300 à 400 °C (Moghtaderi et al. 1997; Tran et White 1992; Spearpoint et Quintiere 2001; Atreya 1983; Janssens 1991a).

Ce critère de température va ainsi conditionner l'ignition, le développement et la propagation de flamme. A noter que la température d'ignition n'est pas un critère intrinsèque au matériau, mais dépend également des conditions extérieures (flux incident, source de chaleur, orientation, etc.). L'Équation 6-1 conduit à des valeurs différentes suivant le banc utilisé (Dietenberger 1996).

Numériquement, le maillage conditionne également la prédiction de l'ignition et la propagation de flamme (Guillaume et al. 2019; Dréan et al. 2019a). L'utilisation d'une taille de maille trop grossière

induit notamment une discrétisation du modèle radiatif moins précise : le bilan thermique à la surface du matériau est ainsi impacté. De plus, un maillage large induit des données moyennées sur une surface plus large, et notamment pour la description de l'enveloppe de la flamme avec FDS, entraînant une perte d'information. Il va ainsi convenir d'évaluer l'impact du maillage sur l'ignition et la propagation de flamme, et de déterminer une méthode permettant de compenser l'influence de la taille de maille. Certains auteurs proposent d'ajuster la valeur de la température d'ignition (Dréan et al. 2019a; 2019b). Celle-ci est ainsi diminuée lorsque la taille de maille augmente afin de mieux reproduire les gradients thermiques. De ce fait, le critère de température est réadapté en fonction du maillage, et la température d'ignition est alors considérée comme un paramètre numérique ajustable dans le but de faire correspondre les délais d'ignition expérimentaux et numériques pour un maillage donné.

La température d'ignition étant déterminée pour notre matériau, elle sera évaluée et réadaptée si besoin, dans le but de faire correspondre les délais d'ignition. Il convient à présent de déterminer la valeur du taux de dégagement de chaleur (ou de perte de masse) à imposer au niveau de la paroi du combustible. Trois modèles de pyrolyses imposées (MPI) différents de par la méthode et la valeur de HRRPUA imposées vont être investigués. Ces trois modèles sont présentés ci-après.

## **2. Modèle de pyrolyse imposée 1 (MPI 1)**

Ce modèle de pyrolyse imposée est le plus couramment utilisé avec le code FDS. Il consiste à imposer une température d'ignition et des valeurs de HRRPUA dépendantes du temps. Généralement, les valeurs de HRRPUA prescrites sont obtenues à petite échelle, à l'aide d'essais au cône calorimètre, pour un flux incident donné (flux provenant de la résistance du cône calorimètre).

Cette approche ne tient ainsi pas compte des variations de HRRPUA en fonction du bilan énergétique à la paroi, visible sur la Figure 3-6. De ce fait, quel que soit le flux énergétique à la paroi, dès lors que la température d'ignition a été atteinte localement à la surface du solide, le taux de dégagement de chaleur sur cette surface suit la courbe prescrite de HRRPUA en fonction du temps.

De nombreuses études utilisant cette approche ont été menées sur différents matériaux combustibles (Grosshandler et al. 2005; Chen et al. 2010; Dréan et al. 2019; Dréan et al. 2019b). Cette méthode est justifiable dans certains cas, et notamment pour certains matériaux. Par exemple, dans le cas d'un matériau de faible épaisseur, s'enflammant rapidement et ne formant pas de char, le choix de ce modèle est valide. C'est le cas des travaux menés par Dréan et al. (Dréan et al. 2019a; 2019b) qui ont étudié la combustion de polyéthylène de 3 mm d'épaisseur .

Pour un matériau d'épaisseur plus importante, et formant du char comme le bois étudié dans ces travaux de thèse, l'utilisation d'un tel modèle est plus questionnable, pouvant générer alors des écarts prédictifs trop importants. Le chapitre 3 a mis en avant la forte dépendance de l'évolution temporelle du taux de dégagement de chaleur en fonction du flux incident, ainsi qu'en fonction de l'épaisseur de char formé.

La problématique concerne alors le choix des valeurs prescrites de HRRPUA. Ces valeurs sont obtenues à un flux incident donné. Or, le taux de dégagement de chaleur est dépendant du bilan énergétique à la surface du matériau ainsi que des conditions locales d'échauffement dans le matériau. De ce fait, la dynamique imposée du taux de dégagement de chaleur n'est pas forcément représentative de la dynamique réelle liée au bilan à la paroi du matériau et aux conditions locales de décomposition

thermique dans l'épaisseur du matériau. Par exemple, suivant ce modèle, l'extinction peut être mal représentée. Dès lors que la température d'ignition est atteinte, la surface dégage le HRRPUA imposé, ce qui peut générer des écarts importants qu'il est nécessaire d'évaluer.

Pour ce modèle, le HRRPUA obtenu expérimentalement au cône calorimètre à  $50 \text{ kW.m}^{-2}$  est prescrit.

### 3. Modèle de pyrolyse imposée 2 (MPI 2)

La décomposition du matériau est dépendante de ses conditions aux limites ainsi que de ses conditions locales d'échauffement (vitesse de chauffage, taux d'humidité, etc.). Le MPI 1 ne permet pas de tenir compte des conditions aux limites après ignition, puisque les valeurs de HRRPUA ne sont pas fonction du bilan énergétique à la surface du solide, mais uniquement fonction du temps (courbe de HRRPUA obtenue expérimentalement au cône calorimètre et à un flux donné) (Girardin et al. 2019).

Ce présent modèle propose de tenir compte du bilan énergétique à la paroi pour définir la valeur de HRRPUA imposée. Pour cela, une valeur de HRRPUA par flux est sélectionnée. Ces valeurs sont définies à partir d'expériences au cône calorimètres sous différents éclairagements, ou de modélisations du cône calorimètre utilisant le modèle par pyrolyse calculée, qui est supposé validé au cours des chapitres précédents. De ce fait, les données extraites sont considérées "fiables". Cinq simulations à l'échelle du cône sont ainsi réalisées en imposant une valeur de flux incident différente à la surface du matériau : 20, 50, 75, 100 et  $150 \text{ kW.m}^{-2}$  (flux correspondant à la résistance conique de l'appareil).

Les courbes de HRRPUA obtenues sont présentées sur la Figure 6-1. La différence du taux de dégagement de chaleur en fonction du flux incident traduit la nécessité de tenir compte du bilan à la paroi dans une approche ingénierie.

Pour un flux donné, les valeurs de HRRPUA diffèrent en fonction du temps, traduisant l'influence des conditions locales dans l'épaisseur du solide (vitesse de chauffage, humidité, etc.). De ce fait, la problématique qui se pose à présent est le choix de la valeur de HRRPUA à utiliser pour un flux donné. Il a ainsi été décidé d'utiliser une valeur de HRRPUA moyennée entre l'inflammation et l'extinction, représentant ainsi la sévérité moyenne du comportement au feu du matériau.

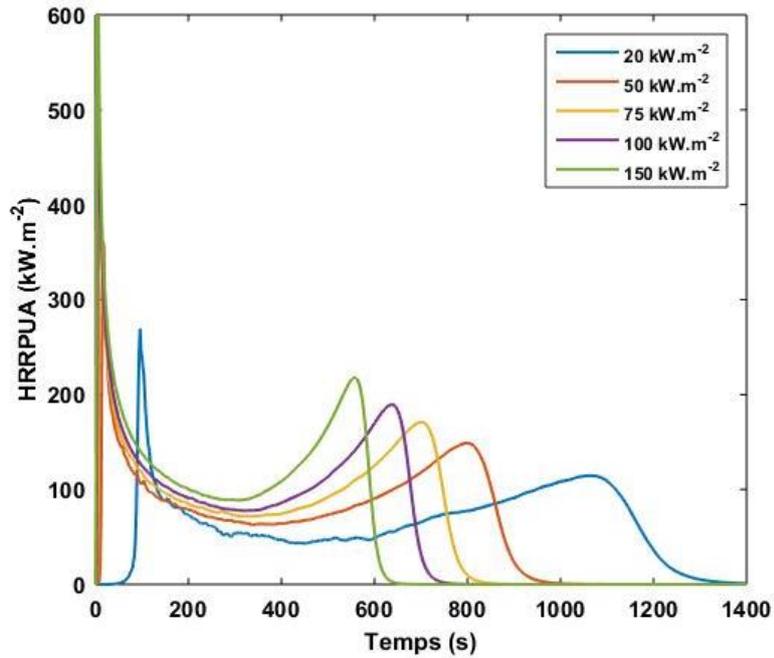


Figure 6-1 : Taux de dégagement de chaleur par unité de surface (HRRPUA) en fonction du temps, pour différents flux de chaleur incident

Les valeurs moyennes recueillies pour chaque flux incident (flux provenant du cône calorimètre uniquement) sont présentées sur la Figure 6-2. A titre de comparaison, le pic de dégagement de chaleur maximale à l'ignition est de 270, 360, 470, 643 et 863 kW.m<sup>-2</sup> respectivement pour 20, 50, 75, 100 et 150 kW.m<sup>-2</sup>, qui diffèrent ainsi largement de la valeur moyenne déterminée.

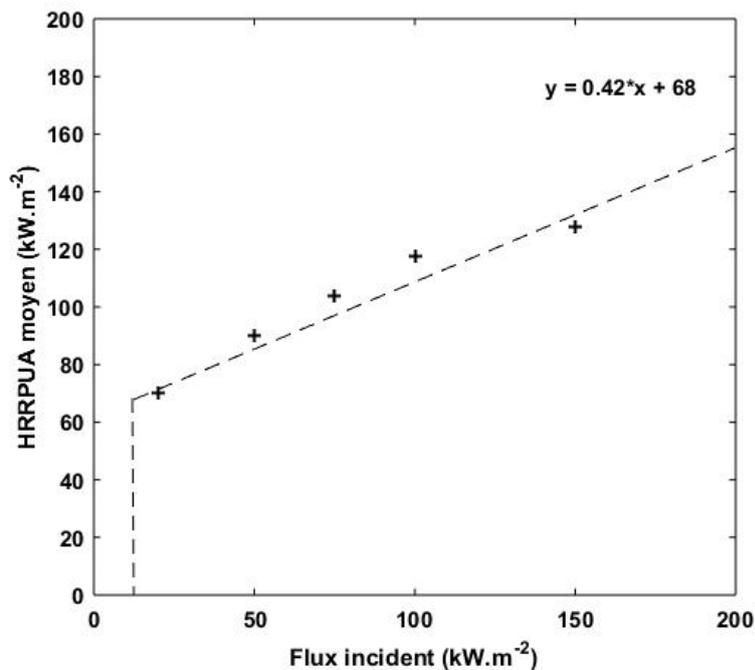


Figure 6-2 : Valeur moyenne du taux de dégagement de chaleur par unité de surface imposée en fonction du flux incident

L'évolution des HRRPUA moyens en fonction du flux incident est quasiment linéaire. Cela permet d'extraire une fonction (indiquée sur la Figure 6-2) qui sera ensuite utilisée dans FDS pour déterminer la valeur imposée de HRRPUA en fonction de la quantité "Gauge Heat Flux" reçue localement sur une surface définie du solide. Le HRRPUA est imposé à 0 lorsque le flux est inférieur à  $12 \text{ kW.m}^{-2}$ , correspondant au flux critique au cône calorimètre. De plus, lors des essais menés en IMO-LIFT, l'ignition ne survenait pas à des niveaux de flux similaires ( $11 \text{ kW.m}^{-2}$ ) (cf. Figure 4-7).

Alors, lors de la simulation suivant ce modèle, si localement une surface du solide atteint la température d'ignition, mais que le flux incident à la paroi est inférieur à  $12 \text{ kW.m}^{-2}$ , l'ignition ne prendra pas place.

A noter que la fonction définie a été construite en utilisant la valeur du flux incident provenant du cône calorimètre uniquement ( $\text{HRRPUA}_{\text{moyen}} = f(\dot{q}''_{\text{cône}})$ ), la contribution énergétique de la flamme n'est ainsi pas prise en compte. Or, lors la modélisation suivant le MPI 2, le bilan à la surface, évalué à partir de la quantité "Gauge Heat Flux", va tenir compte de l'ensemble des sources extérieures de chaleur (panneau radiant et flamme). La non prise en compte de la contribution énergétique de la flamme dans la fonction  $\text{HRRPUA}_{\text{moyen}} = f(\dot{q}''_{\text{cône}})$  imposée peut générer des erreurs de prédiction qu'il faudra quantifier.

L'extinction dans le modèle 1 est atteinte lorsque la courbe de HRRPUA en fonction du temps est égale à 0. Pour le MPI 2, l'extinction intervient lorsque :

- La température de la surface locale est inférieure à la température d'ignition.
- Le flux de chaleur incident total est inférieur à  $12 \text{ kW.m}^{-2}$ . Ce critère correspond dans un premier temps au flux critique d'ignition (HRRPUA égale à 0 lorsque le flux incident est de  $12 \text{ kW.m}^{-2}$ ), cependant, tel que le modèle est implémenté, il sert de critère pour représenter l'extinction.
- Le dégagement de gaz combustibles représente 85 % de la masse initiale du solide. Cette valeur est issue des masses des résidus obtenus à l'extinction lors des essais au cône calorimètre (cf. Tableau 3-3). La valeur est déterminée de telle sorte que les 10 % de perte de masse liés à l'évaporation de l'eau ne soient pas considérés dans les 85 %.

#### 4. Modèle de pyrolyse imposée 3 (MPI 3)

Ce modèle est identique au modèle MPI 2, à l'exception du fait que le HRRPUA est déterminé en fonction du flux incident extérieur et de la contribution énergétique de la flamme. Pour cela, la quantité "Gauge Heat Flux" est évaluée dans les modélisations au cône calorimètre. Cette quantité est moyennée entre l'inflammation et l'extinction.

L'évolution du HRRPUA en fonction du flux incident total (flux extérieur et flamme) est représentée sur la Figure 6-3. Ce modèle est considéré comme le plus représentatif, puisque la valeur du HRRPUA imposée tient compte du bilan de chaleur complet à la paroi. L'impact de cette prise en compte va ainsi être évaluée. Toutefois, le MPI 3 ne tient toujours pas compte de l'influence des conditions locales d'échauffement dans le matériau, du fait par exemple de l'épaisseur de char formé, ou de l'influence de la face arrière.

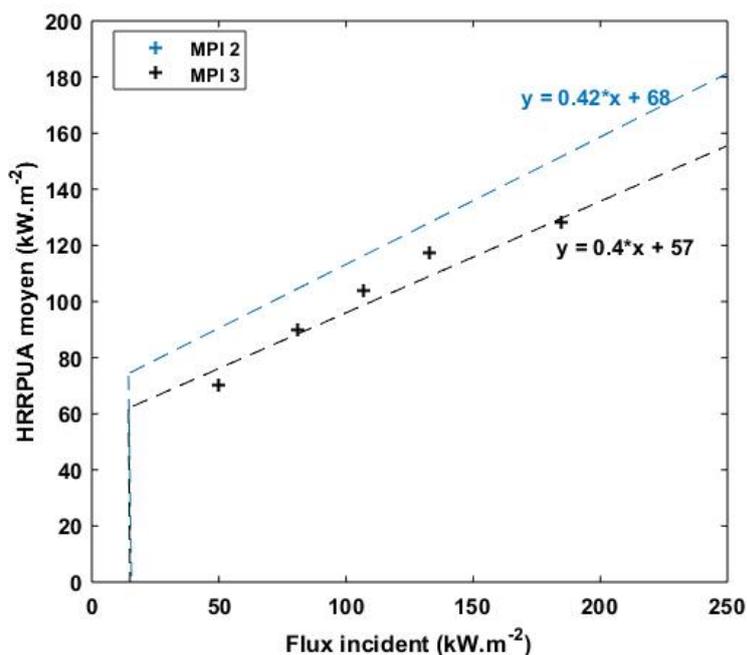


Figure 6-3 : Valeur moyenne du taux de dégagement de chaleur par unité de surface imposée en fonction du flux incident pour les modèles MPI 2 et 3 investigués

La Figure 6-3 permet de comparer les valeurs de HRRPUA définies suivant le modèle MPI 2 et MPI 3. La non prise en compte de la contribution de la flamme dans la fonction  $HRRPUA = f(\dot{q}'')$  du modèle 2 permet d'imposer des valeurs environ 20 % supérieures au modèle 3.

## 5. Définition des données d'entrée

Afin de calculer l'échauffement à la surface du solide, les propriétés thermiques du matériau sont nécessaires. La conductivité thermique et la capacité thermique utilisées sont présentées sur la Figure 6-4.

Jusqu'à 300°C, les propriétés thermiques correspondent aux propriétés de l'espèce Wet wood et Dry wood présentées dans le Tableau 3-7. A partir de 300°C, les propriétés sont influencées par la formation de char et à partir de 400°C, la conductivité et la capacité thermique sont supposées être celles de l'espèce char.

Les données sont comparées aux propriétés du bois issues de l'Eurocode 5 (EN 1995-1-2 Eurocode 5 2005). Ces données sont globalement comparables en ordre de grandeur, à noter que la formation de char apparait plus tôt selon l'Eurocode 5, à 200°C. De plus, l'endothermicité liée à l'évaporation de l'eau est prise en compte dans l'Eurocode 5 à travers les valeurs de capacité thermique, et notamment le pic autour de 100°C.

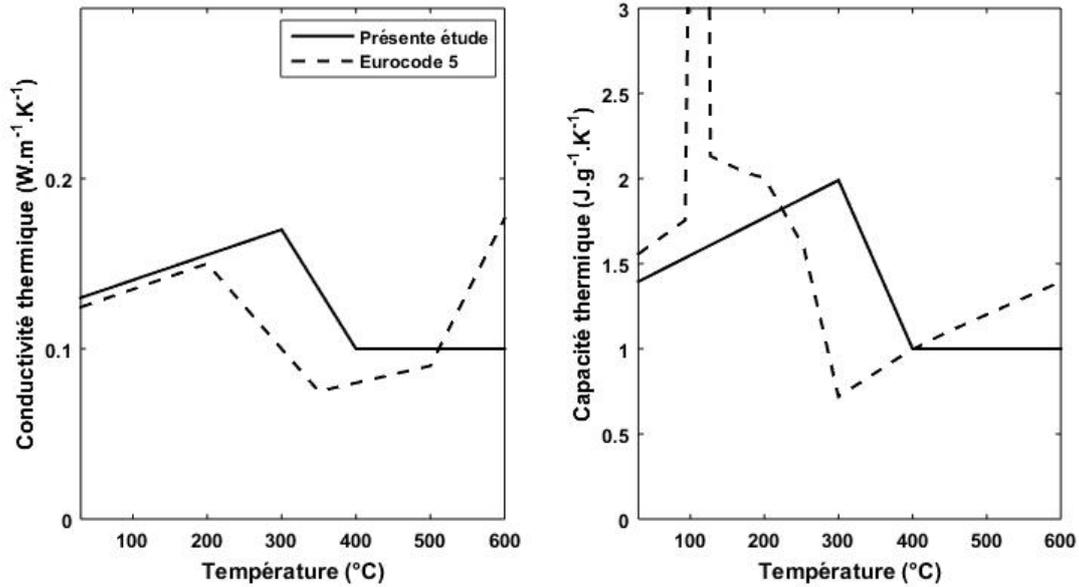


Figure 6-4 : Conductivité et capacité thermique utilisées pour les modèles par pyrolyse imposée. Comparaison avec les propriétés issues de l’Eurocode 5.

La densité et l’émissivité sont constantes et correspondent respectivement aux données de l’espèce Wet wood et Char du mécanisme de décomposition définis dans cette thèse (cf. Tableau 3-7). Suivant une approche par pyrolyse imposée, le code FDS ne permet pas de tenir compte de la variation de densité et d’émissivité du solide. Le transfert thermique est ainsi largement modifié suivant ce modèle, c’est pourquoi les températures caractérisées expérimentalement ne seront pas utilisées pour valider les modèles. Les paramètres pour représenter la phase solide sont répertoriés dans le Tableau 6-1.

	Conductivité thermique (W.m <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> )	Capacité thermique (J.g <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> )	Densité (kg.m <sup>-3</sup> )	Emissivité
De 0 à 300°C	$0,13 + 1,45 \cdot 10^{-4}T$	$1,16 + 3,05 \cdot 10^{-3}T$	440	0,95
De 300 à 400°C	$0,38 - 7,01 \cdot 10^{-4}T$	$4,96 - 9,90 \cdot 10^{-3}T$	440	0,95
à partir de 400°C	0,10	1,00	440	0,95

Tableau 6-1 : Propriétés thermiques pour les modèles ingénierie

## II. Résultats à l'échelle intermédiaire

Cette section est consacrée à la comparaison des modèles à l'échelle intermédiaire, correspondant aux essais menés en IMO-LIFT et au panneau radiant (propagation unidirectionnelle). Les résultats des modèles par pyrolyse imposée vont être comparés à ceux du modèle par pyrolyse calculée ayant été présentés dans le chapitre 4. Ce dernier étant capable de reproduire la cinétique de décomposition (propagation du front de pyrolyse, température, etc.), il sert alors de référence pour les autres modèles.

L'objectif de cette section est double :

- La première partie a pour but d'évaluer, à cette échelle, l'aptitude des modèles par pyrolyse imposée sur un maillage fin à reproduire la cinétique de propagation de flamme, et le cas échéant, d'identifier les sources d'erreurs.
- La seconde partie consiste à utiliser un maillage numérique plus grossier. Ce genre de maillage est davantage rencontré dans les études d'ingénierie, du fait du temps nécessaire à la modélisation. Dans ce présent cas, l'échelle intermédiaire reste relativement petite et ne permet pas d'utiliser des maillages trop grossiers, comparables à ceux utilisés en ingénierie dont la taille de maille est rarement inférieure à 200 mm. Toutefois, l'hypothèse permettant d'appliquer le modèle développé à l'aide d'un maillage fin, à un modèle développé avec un maillage grossier est identifiée à l'issue de cette partie.

Les données comparées correspondent aux données essentielles pour l'ingénierie de la réaction au feu, à savoir le taux de dégagement de chaleur ainsi que la position du front de flamme.

L'étude porte dans un premier temps sur l'IMO-LIFT pour la propagation latérale, puis sur le panneau radiant pour la propagation verticale de flamme.

### 1. Evaluation des modèles par pyrolyse imposée

#### 1.1. Propagation latérale unidirectionnelle

Les dimensions du domaine de calcul pour la propagation latérale sont identiques à celles présentées dans le chapitre 4, à savoir 1,0 x 0,5 x 1,2 m<sup>3</sup> (Longueur x Largeur x Hauteur). La taille de maille est déterminée en fonction des résultats issus du modèle par pyrolyse calculée présenté dans le chapitre 4.

D'après le guide de référence de FDS et la littérature (McGrattan et al. 2017b; Lin, Ferng, et Hsu 2009), un critère pour évaluer la qualité d'un maillage est donné à travers le ratio  $\frac{D^*}{\Delta x}$  (Équation 3-3), qui doit être compris entre 4 et 16.

De ce fait, la taille de maille nécessaire pour modéliser de manière fiable les phénomènes rencontrés lors d'essais avec l'IMO-LIFT doit être comprise entre 9 mm et 35 mm. Du fait du temps de calcul important associé à des tailles de maille fines, l'utilisation d'un maillage identique au modèle de par pyrolyse calculée, soit 10 mm, n'est pas possible, le choix se porte alors sur une taille de maille

uniforme de 25 mm, permettant d'avoir un bon compromis entre précision des résultats et temps de calcul.

La surface du solide est discrétisée en élément de dimension 25 mm sur toute la longueur et 150 mm sur la hauteur. Le fait d'avoir une propagation unidirectionnelle permet la discrétisation sur toute la hauteur du solide. Sur chaque surface discrétisée sont imposées la température d'ignition ainsi que les valeurs de HRRPUA.

La première donnée investiguée concerne la position du front de flamme, présentée sur la Figure 6-5.

Les trois modèles simplifiés présentent des positions de front de flamme similaires. Pour ces trois modèles, la température d'ignition de 380°C est identique. Il a été observé précédemment que la contribution énergétique de la flamme était négligeable à cette échelle et pour ce moyen d'essai. De ce fait, le taux de dégagement de chaleur de chacun des modèles simplifiés n'impacte pas fortement la propagation, qui apparaît ainsi comparable pour les trois modèles par pyrolyse imposée.

La position du front de flamme en suivant les modèles simplifiés est en accord avec les données expérimentales, jusqu'à environ 400 mm, correspondant à un flux incident de 20 kW.m<sup>-2</sup>.

En diminuant par itération la température d'ignition des modèles simplifiés, il sera possible d'obtenir une meilleure prédiction du front de flamme à faible flux, au détriment toutefois de la prédiction du front de flamme à fort flux, qui sera alors prédit bien plus tôt. De ce fait, la température d'ignition de 380°C telle que définie apparaît appropriée, d'autant plus que la zone au-delà de 400 mm correspond à des flux incidents inférieurs à 20 kW.m<sup>-2</sup>. L'expérience a montré qu'à ces niveaux de flux, la décomposition du matériau est relativement faible, l'épaisseur de char formé est inférieur à 6 mm. Cette portion de solide ne contribue que peu au taux de dégagement de chaleur total (Figure 4-9).

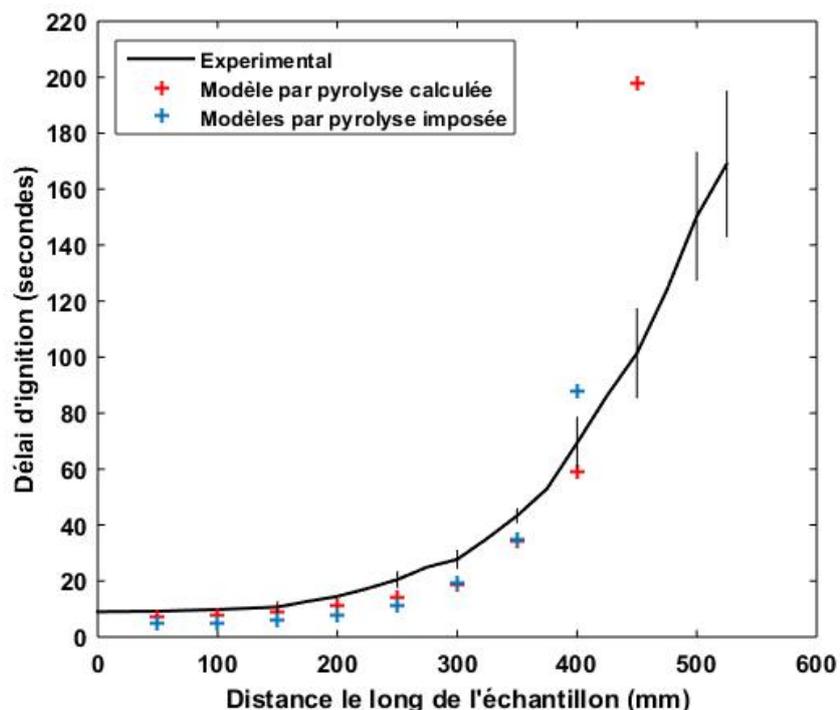


Figure 6-5 : Comparaison de la position du front de flamme

La seconde donnée investiguée est le taux de dégagement de chaleur normalisé sur toute la surface de l'échantillon. Celui-ci est présenté sur la Figure 6-6. Il est rappelé que cette donnée n'a pas été déterminée expérimentalement. Le taux de dégagement de chaleur issu du modèle par pyrolyse calculée sert alors de point de comparaison, ce modèle étant supposé être le plus représentatif.

Concernant le MPI 1, il apparaît que le taux de dégagement de chaleur est largement surestimé. En effet, ce modèle ne tient pas compte du bilan de chaleur à la paroi après atteinte de la température d'ignition pour la détermination de la valeur imposée de HRRPUA, et prescrit directement une courbe de taux de dégagement de chaleur obtenu au cône calorimètre à un flux incident correspondant à  $50 \text{ kW.m}^{-2}$ . Ce flux correspond aux valeurs supérieures imposées par le panneau radiant de la LIFT sur l'échantillon, et ne tient pas compte de l'angle formé entre le panneau et l'échantillon, lequel entraîne une baisse le long de l'échantillon de l'agression thermique. De ce fait, en suivant le MPI 1, le taux de dégagement de chaleur est surestimé en chaque position à la surface du solide. De plus, les valeurs imposées de HRRPUA engendrent un solide qui brûle beaucoup plus rapidement qu'en réalité. De ce fait, l'extinction suivant ce modèle survient plus tôt.

Le MPI 2 semble être le plus adapté pour représenter le taux de dégagement de chaleur puisqu'il représente des valeurs enveloppes par rapport au modèle par pyrolyse calculée. Toutefois, certains écarts subsistent :

- Le taux de dégagement de chaleur lié aux premiers instants (inflammation et propagation) est légèrement sous-estimé. Ce modèle applique une valeur moyenne de HRRPUA en fonction du flux incident. L'utilisation d'une valeur moyenne ne permet pas de tenir compte des pics de dégagement de chaleur lors de l'ignition et lors du retour thermique. Afin de représenter cela, il conviendra de tenir compte des conditions locales dans l'épaisseur du matériau, ce que ne permettent pas les modèles définis ici.
- Concernant le modèle par pyrolyse calculée, la décroissance du taux de dégagement de chaleur après le premier pic est attribuée à la fin de la propagation de flamme, à l'influence du char qui se forme et réduit ainsi l'échauffement du matériau, ainsi qu'à l'extinction de la flamme dans la zone à faible flux, qui pour rappelle, prend place après environ 350 secondes d'exposition (Figure 4-8). Le MPI 2 ne capture pas cette décroissance : une fois que localement une surface est enflammée, elle se décompose jusqu'à ce que l'échappement de gaz combustibles représente 85 % de la masse initiale du solide, surestimant alors le taux de dégagement de chaleur à ces instants.
- Le second pic de dégagement de chaleur généré par le retour thermique dans l'échantillon apparaît correctement capté par le modèle. Cela peut paraître étonnant étant donné que le modèle utilise une valeur moyenne de HRRPUA, ne tenant ainsi pas compte de l'influence du char et de la condition en face arrière de l'échantillon. Toutefois, le fait de ne pas considérer la contribution de la flamme dans la fonction  $\text{HRRPUA} = f(\dot{q}'')$  permet de capturer cela.

Le MPI 3 impose une valeur de HRRPUA définie en fonction du flux incident total (flux extérieur et contribution de la flamme). Ce modèle apparaît ainsi comme le plus réaliste des 3 modèles simplifiés présentés. Cela explique le fait que ce modèle estime correctement l'intensité de dégagement de chaleur entre les deux pics (intensité légèrement surestimée puisque ce modèle ne capture pas l'extinction de la flamme à faible flux). Toutefois, la prédiction du taux de dégagement de chaleur par ce modèle sous-estime le pic lié à l'inflammation ainsi qu'au retour thermique.

Par comparaison, la non prise en compte de la contribution de la flamme dans la définition du HRRPUA en fonction du flux incident pour le modèle 2 permet de se placer dans un cas plus pénalisant. C'est-à-

dire que la valeur imposée de HRRPUA en fonction du flux incident sera plus importante qu'avec le modèle 3, visible sur la Figure 6-3. Cela engendre une combustion plus rapide pour le MPI 2, car la masse de combustible est consommée plus vite.

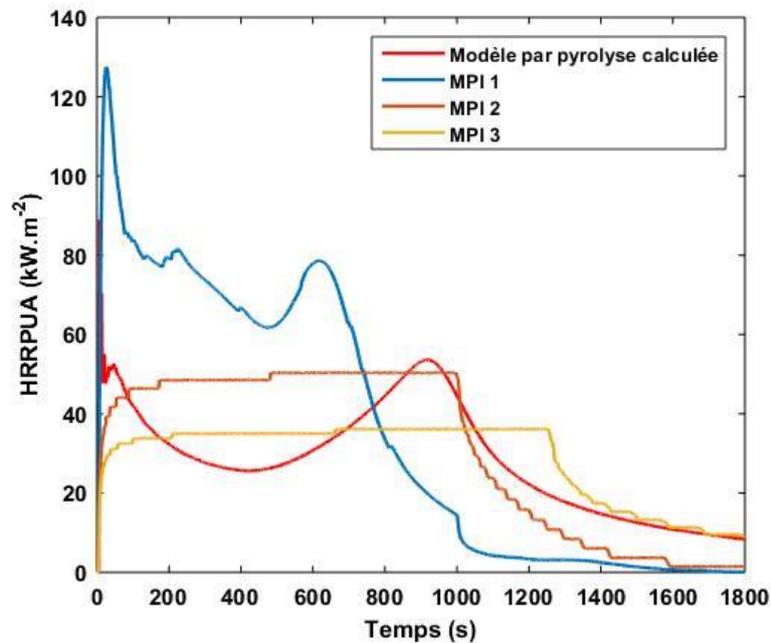


Figure 6-6 : Comparaison des taux de dégagement de chaleur par unité de surface en fonction du modèle utilisé

Les figures suivantes renseignent sur le dégagement de chaleur total (THR) prédit par chacun des modèles, ainsi que sur la perte de masse de l'échantillon.

Concernant le dégagement de chaleur total exposé sur la Figure 6-7, comme attendu, le MPI 1 surestime cette valeur. Le modèle MPI 2 surestime légèrement cette donnée, principalement attribué au fait que la phase entre les deux pics est surestimée. Enfin, le MPI 3 présente une prédiction de la chaleur totale dégagée similaire au modèle par pyrolyse calculée. La sous-estimation des pics de HRRPUA de ce modèle, exposée sur la Figure 6-6 n'a pas d'impact majeur sur le THR.

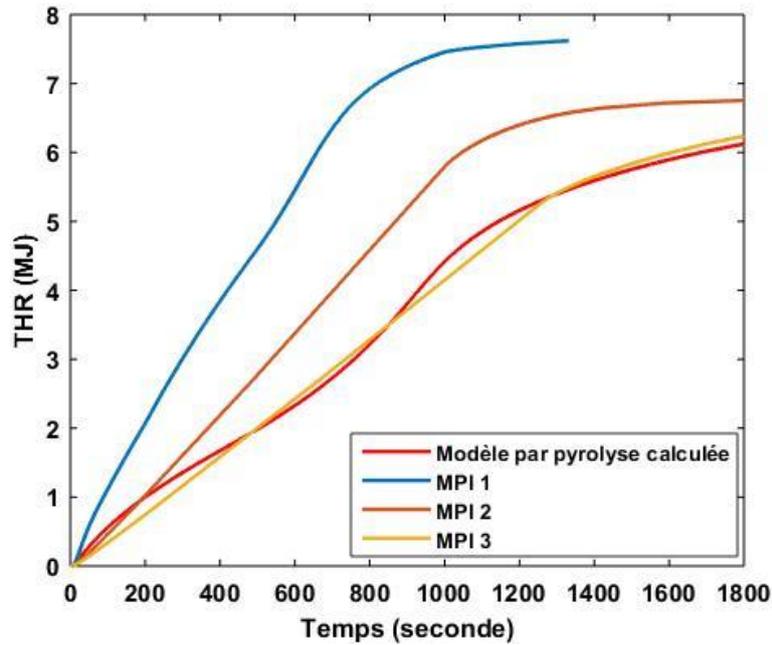


Figure 6-7 : Comparaison de la chaleur totale dégagée pour chaque modèle en fonction du temps

La perte de masse pour chacun des modèles est présentée sur la Figure 6-8. La tendance est comparable au THR de la Figure 6-7. La perte de masse est surprédite par le MPI 1, tandis que les MPI 2 et 3 sont plus proches de la courbe du modèle par pyrolyse calculée, notamment pour le MPI 3.

Toutefois, l'objectif étant de rester sécuritaire, le modèle par pyrolyse imposée 2 apparaît comme étant le plus adapté pour une étude d'ingénierie sur ce matériau.

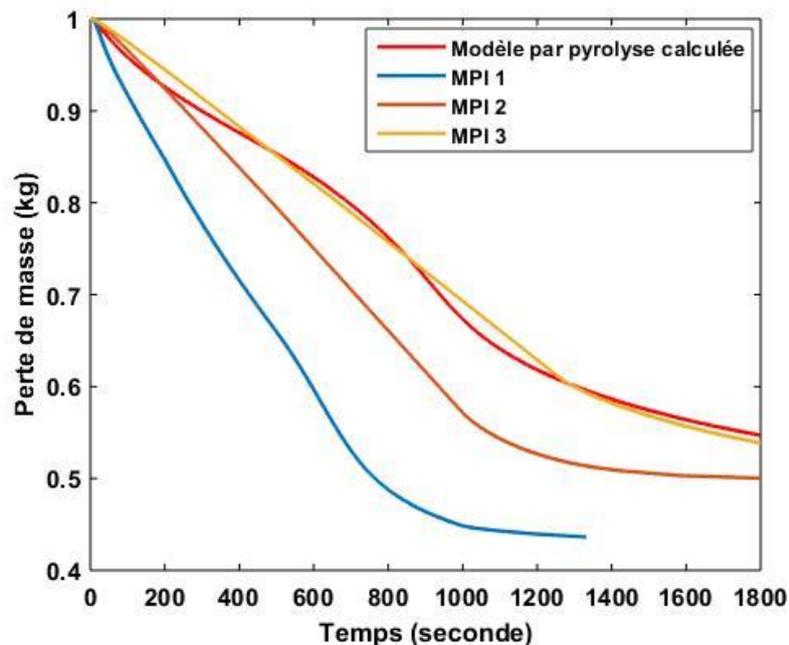


Figure 6-8 : Comparaison de la perte de masse totale pour chaque modèle en fonction du temps

Pour finir, la Figure 6-9 présente la vitesse d'échappement des gaz de pyrolyse pour chaque modèle au moment du pic de dégagement de chaleur à 900 secondes. La longueur du solide présentant un échappement de gaz de pyrolyse est comparable pour chaque modèle.

Ensuite, la Figure 6-9 met en avant les points suivants :

- Le MPI 1 dégage peu de gaz de pyrolyse. A cette instant, la courbe de HRRPUA imposée tend vers zéro pour quasiment chaque surface locale du solide ;
- Le MPI 2 est comparable au modèle par pyrolyse calculée. En réalité, l'échappement des gaz du MPI 2 est identique de 200 à 1000 secondes (HRRPUA constant dans cette intervalle). La fonction  $HRRPUA_{moyen} = f(\dot{q}''_{cone})$  permet d'imposer des valeurs de HRRPUA comparables aux valeurs réellement émises lors du retour thermique, permettant alors de capturer le pic à cette instant. Toutefois, dans les zones à faibles flux, le modèle par pyrolyse calculée présente une vitesse d'échappement des gaz de pyrolyse proche de zéro. A cette instant, et à faible flux, un équilibre thermique dans cette zone a été atteint et le front de pyrolyse ne se propage plus, principalement attribué à la formation de char. Cela a été exposé dans le chapitre 4. Le MPI 2 ne permet pas de tenir compte de cela.
- Le MPI 3 sous-estime la vitesse d'échappement des gaz de pyrolyse dû à la fonction  $HRRPUA_{moyen} = f(\dot{q}''_{cone} + \dot{q}''_{flamme})$  qui ne permet pas de capturer l'échappement à l'ignition et au retour thermique. A faible flux, le modèle surestime la vitesse d'échappement des gaz de pyrolyse par rapport au modèle par pyrolyse calculée. Le modèle par pyrolyse calculée ainsi que l'expérience ont présenté un équilibre thermique dans cette zone, dû à la formation de char.

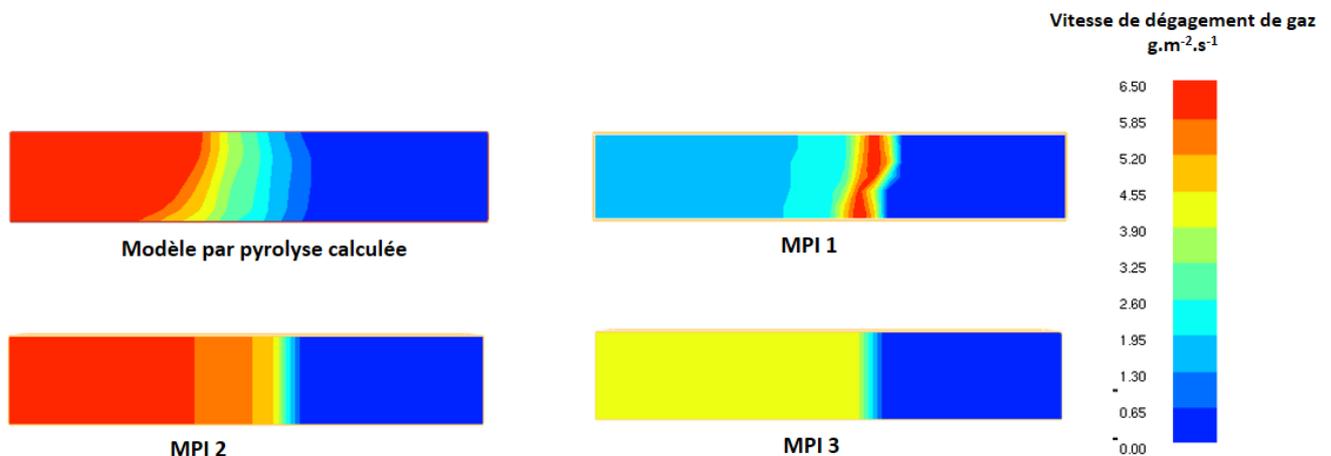


Figure 6-9 : Comparaison de la vitesse d'éjection des gaz de pyrolyse pour chaque modèle, après 900 secondes d'exposition (correspondant au pic de dégagement de chaleur dû au retour thermique)

De ce fait, concernant la propagation latérale de flamme, l'utilisation du MPI 2 apparait comme le meilleur compromis. La non prise en compte de la contribution énergétique de la flamme dans le HRRPUA imposé en fonction du flux permet de surestimer légèrement le taux de dégagement de chaleur et d'obtenir une meilleure prédiction des pics de dégagement de chaleur à l'ignition et lors du retour thermique. Toutefois, il faut veiller à ce que le temps de combustion ne soit pas d'avantage sous-estimé. Pour éviter cela et rester dans des conditions sécuritaires pour l'ingénierie, il peut être recommandé d'utiliser un critère d'extinction correspondant à l'échappement de gaz combustibles représentant 100 % de la masse initiale du solide, contrairement à la valeur de 85 % définie dans la

section I.3. L'utilisation d'une valeur de 100 % va considérer plus de matière combustible, et de ce fait entretenir la combustion plus longtemps, permettant alors de surestimer la durée du sinistre et d'être dans une situation sécuritaire. Le taux de dégagement de chaleur entre les deux pics est surestimé puisque ce modèle ne représente pas l'extinction à faible flux dû à la formation de char, ainsi que l'influence de ce dernier dans les régions où la décomposition prend toujours place.

## 1.2. Propagation verticale unidirectionnelle

Les dimensions du domaine de calcul pour la simulation de la propagation verticale de flamme sont celles présentées dans la section II.2.1 du chapitre 4, à savoir 1,0 x 0,6 x 2,0 m<sup>3</sup> (Longueur x Largeur x Hauteur).

La taille de maille est déterminée en fonction des résultats issus du modèle par pyrolyse calculée présenté dans le chapitre 4 et du ratio  $\frac{D^*}{\Delta x}$  (Équation 1-3) (McGrattan et al. 2017b; Lin, Ferng, et Hsu 2009), qui doit être compris entre 4 et 16. La taille de maille alors obtenue pour modéliser la propagation verticale doit être supérieure à 8 mm et inférieure à 33 mm.

Du fait du temps de calcul important associé, l'utilisation d'un maillage uniforme de 25 mm a été retenu, permettant d'avoir un bon compromis entre précision des résultats et temps de calcul. La surface du solide est discrétisée en élément de dimension 25 mm sur toute la hauteur et 150 mm sur la largeur de l'échantillon.

La première donnée investiguée concerne le délai d'ignition en fonction de la hauteur. Cette donnée représente la propagation de l'accroche de flamme sur la hauteur de l'échantillon. Les résultats sont illustrés sur la Figure 6-10. A la différence de la propagation latérale, la prédiction de l'accroche de flamme diffère entre les modèles simplifiés.

Les MPI 1 et 2 semblent prédire correctement la propagation de l'accroche de flamme, tandis que le modèle MPI 3 retarde considérablement cette propagation. Au sommet de l'échantillon, l'ignition prédite avec ce dernier modèle survient avec un retard d'une centaine de secondes. Cette observation illustre l'importance de la contribution énergétique de la flamme sur la propagation de flamme pour cette configuration. En effet, les modèles MPI 2 et 3 utilisent une valeur moyenne de HRRPUA. Ainsi, le pic de dégagement de chaleur lié à l'ignition (i.e. avant l'influence du char) est sous-estimé. De ce fait, la contribution énergétique de la flamme sur le matériau encore vierge est également sous-estimée, retardant l'échauffement et l'ignition de la zone couverte par la flamme. Toutefois, pour le modèle MPI 2, la contribution énergétique de la flamme n'est pas considérée dans la définition du HRRPUA en fonction du flux incident. Comme expliqué précédemment, cela permet de majorer le taux moyen de dégagement de chaleur. De ce fait, le modèle MPI 2 prédit convenablement la propagation de l'accroche de flamme pour cette configuration.

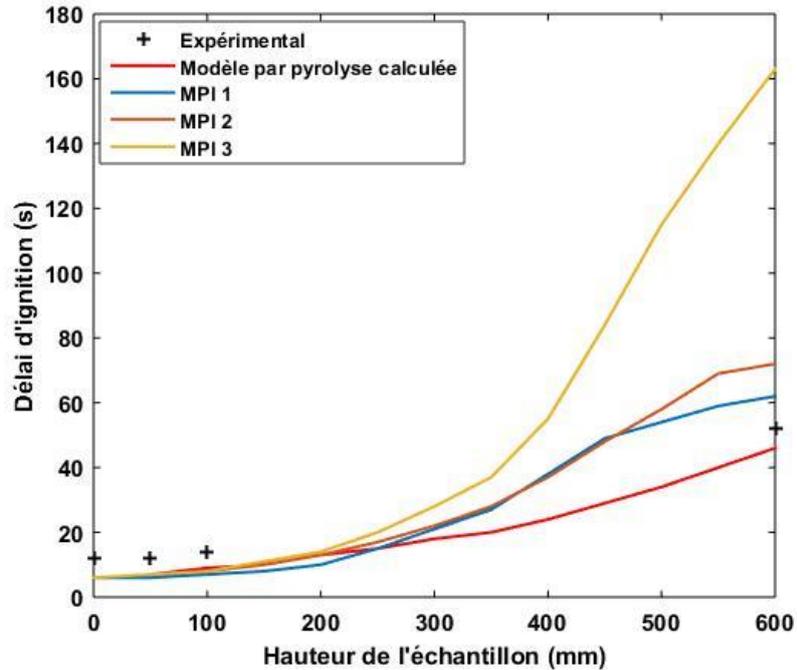


Figure 6-10 : Comparaison du délai d'ignition en fonction de la hauteur de l'échantillon en fonction du modèle numérique utilisé

La prédiction du taux de dégagement de chaleur est présentée sur la Figure 6-11. Le constat est identique à celui de la propagation latérale. Le MPI 1 surestime le taux de dégagement de chaleur. Les valeurs imposées de HRRPUA sous entendent une décomposition du solide plus rapide qu'en réalité, engendrant une extinction prédite plus tôt. Le chapitre 4 présente le flux incident à la surface de l'échantillon provenant du panneau radiant (Figure 4-15), la moyenne de ce flux sur toute la surface est d'environ  $25 \text{ kW.m}^{-2}$ , bien inférieure au  $50 \text{ kW.m}^{-2}$  du cône calorimètre utilisé pour définir les HRRPUA à imposer. D'autres valeurs de HRRPUA définies au cône calorimètre à des flux inférieurs à  $50 \text{ kW.m}^{-2}$  auraient été peut-être plus appropriées.

L'évolution du taux de dégagement de chaleur par le MPI 2 permet de représenter correctement le pic lié à l'ignition et au retour thermique, ainsi que le temps de combustion du solide. Une fois que la totalité de la surface est en combustion, l'influence du char n'est pas captée par ce modèle et le HRRPUA est surprédict. Concernant la prédiction du retour thermique, la même remarque que pour la propagation latérale de flamme peut être faite. Le pic de dégagement de chaleur est bien capté par le modèle. Le fait d'utiliser la fonction  $\text{HRRPUA}_{\text{moyen}} = f(q''_{\text{cône}})$  permet d'imposer des valeurs de HRRPUA comparables aux valeurs réellement émises lors du retour thermique, permettant alors de capturer le pic à cette instant.

Le MPI 3 sous-estime le taux de dégagement de chaleur. L'ignition et le temps de combustion ne sont pas correctement représentés. Ce modèle ne sera ainsi pas utilisé à l'échelle supérieure.

Pour les trois modèles, l'extinction locale ne survient que lorsque la courbe de HRRPUA imposée est égale à 0 (MPI 1), ou lorsque l'échappement de gaz combustibles représente 85% de la masse initiale (MPI 2 et 3).

Lors des essais, une portion du solide ne se décomposait pas en profondeur du fait de l'épaisseur de charbon formé à la surface du matériau (partie supérieure de l'échantillon), absorbant l'énergie et empêchant la partie vierge de se décomposer. Ce phénomène est capté par le modèle par pyrolyse calculée, mais pas par les modèles simplifiés.

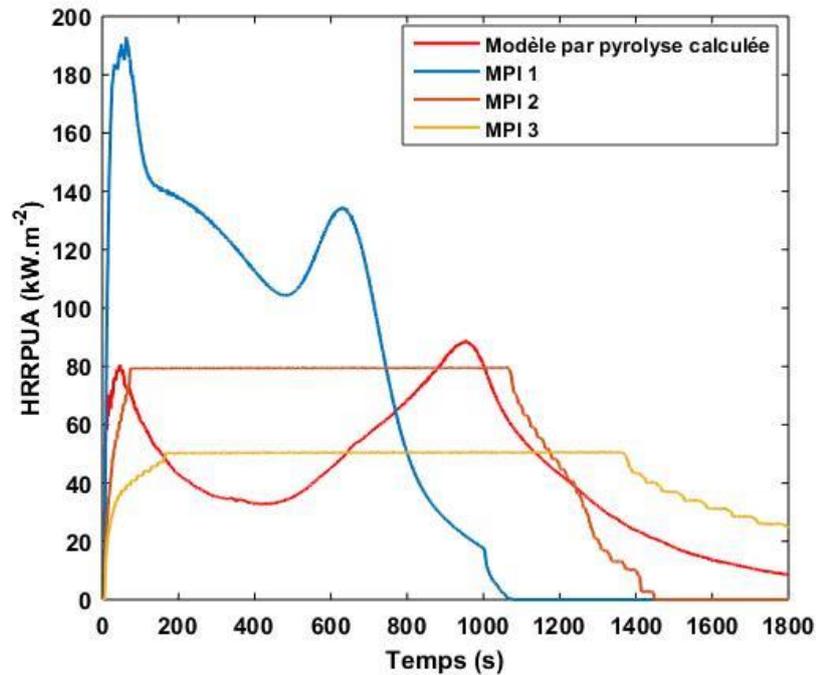


Figure 6-11 : Comparaison du taux de dégagement de chaleur par unité de surface de chaque modèle en fonction du temps

Concernant le THR et la perte de masse de l'échantillon, présentés respectivement sur les Figure 6-12 et Figure 6-13, les mêmes remarques que lors de la propagation latérale peuvent être émises :

- Le MPI 1 surestime largement ces grandeurs, de par le choix des valeurs de HRRPUA imposées.
- Le MPI 2 surestime légèrement ces données dû au fait qu'elle surestime le HRRPUA entre les deux pics.
- Le THR et la perte de masse selon le MPI 3 sont similaires au modèle par pyrolyse calculée, la fonction  $HRRPUA_{moyen} = f(\dot{q}''_{cone} + \dot{q}''_{flamme})$  permet de mieux capturer le dégagement de chaleur entre les deux pics (et ainsi un dégagement de gaz de pyrolyse), permettant alors de présenter une évolution de THR et de perte de masse comparable au modèle par pyrolyse calculée.

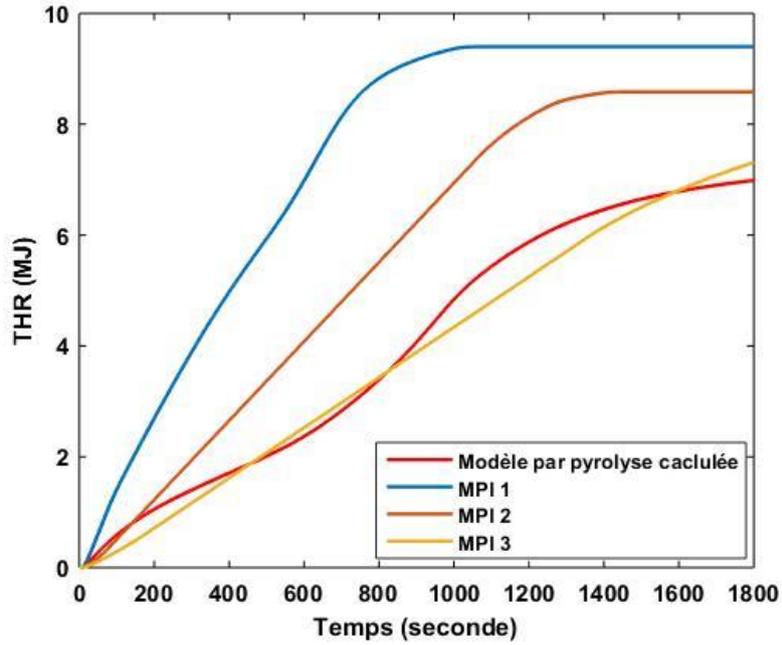


Figure 6-12 : Comparaison du dégagement total de chaleur (THR) de chaque modèle numérique en fonction du temps

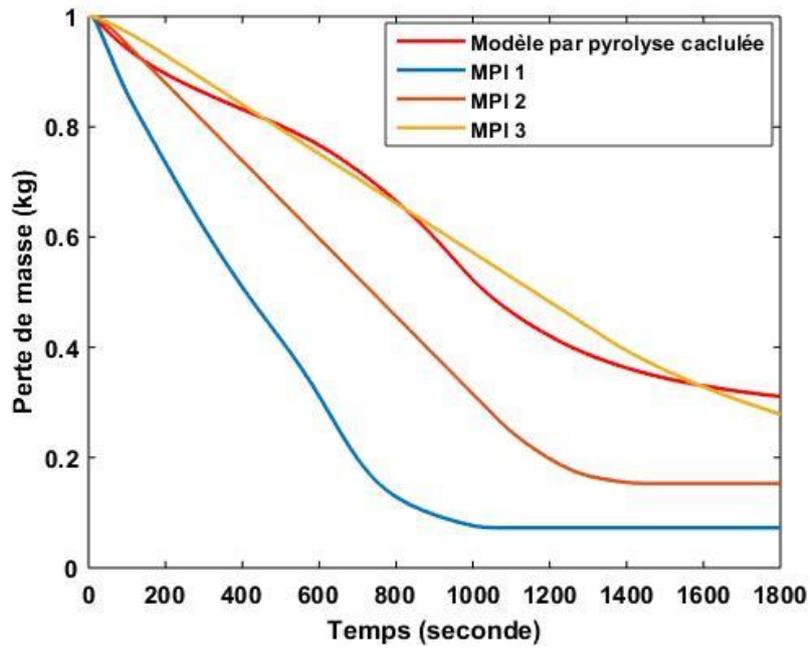


Figure 6-13 : Comparaison de la perte de masse de l'échantillon de chaque modèle numérique en fonction du temps

La vitesse d'échappement des gaz de pyrolyse pour chaque modèle à l'instant du pic de HRRPUA lors du retour thermique est visible sur la Figure 6-14.

Comme lors de la propagation latérale, les remarques suivantes sont émises :

- Le MPI 1 ne dégage pratiquement plus de gaz de pyrolyse, puisque les valeurs de HRRPUA sont issues du cône calorimètre à un flux de  $50 \text{ kW.m}^{-2}$ , surestimant alors la combustion du matériau, proche de l'extinction après 1 000 secondes d'exposition.
- Le MPI 2 présente une vitesse d'échappement des gaz comparable au modèle par pyrolyse calculée dans les zones à forts flux. La fonction  $\text{HRRPUA}_{\text{moyen}} = f(q''_{\text{cône}})$  permet d'imposer des valeurs de HRRPUA comparables aux valeurs réellement émises lors du retour thermique, permettant alors de capturer le pic à cet instant. Dans les zones à faibles flux, la valeur est surestimée.
- Le MPI 3 sous-estime la vitesse de dégagement de gaz dans les zones où le retour thermique est visible. Toutefois, dans les zones à faibles flux, la vitesse d'échappement des gaz est capturée. A cet instant et dans ces zones, le retour thermique n'apparaît pas et une épaisseur de char suffisante a été formée permettant de ralentir la décomposition. La fonction  $\text{HRRPUA}_{\text{moyen}} = f(q''_{\text{cône}} + q''_{\text{flamme}})$  permet alors de capturer l'échappement des gaz.

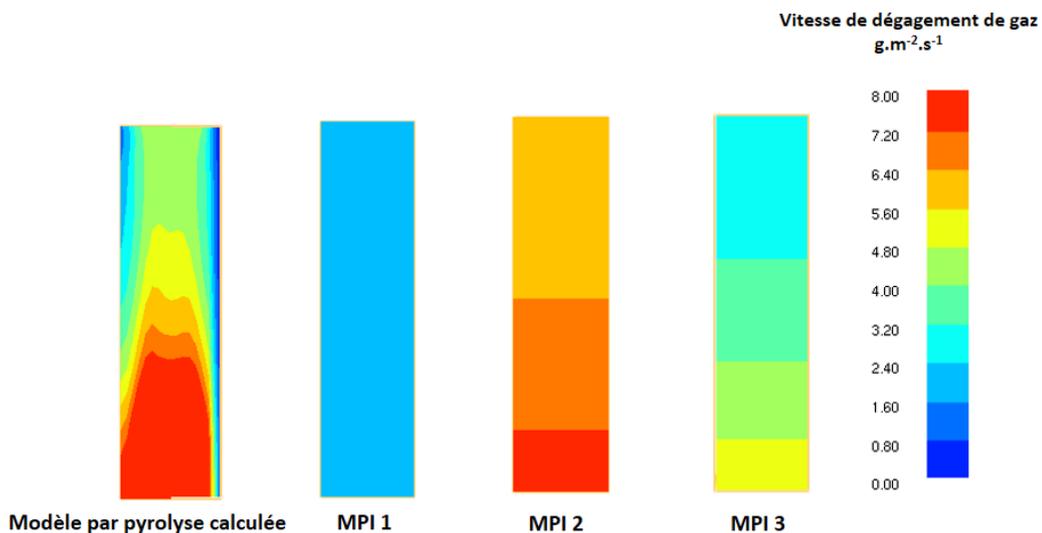


Figure 6-14: Taux de dégagement de gaz à la surface du matériau pour le modèle par pyrolyse calculée et les trois modèles simplifiés à 1 000 secondes (pic de dégagement de chaleur lié au retour thermique)

### 1.3. Conclusion intermédiaire

Les résultats présentés précédemment permettent de conclure sur les points suivants :

- La méthode d'obtention de la température d'ignition présentée dans la section I.1 apparaît appropriée dans le cas de la propagation latérale. Cette température peut nécessiter d'être modifiée dans le cas de la propagation verticale, suivant le modèle utilisé. Toutefois, il est nécessaire d'évaluer l'influence du maillage sur ce paramètre car la température d'ignition n'est pas une propriété matériau. Ce point est évalué dans la prochaine section.
- Le MPI 1 n'apparaît pas approprié pour cette étude. La dynamique de dégagement de chaleur obtenue au cône calorimètre à un flux de  $50 \text{ kW.m}^{-2}$  est imposée à une autre configuration

recevant des flux différents, ce qui génère des erreurs non négligeables. Par exemple, le taux de dégagement de chaleur est largement surestimé et la durée de combustion est plus rapide. Imposer une dynamique de HRRPUA obtenue au cône calorimètre à un flux inférieur aurait conduit à une meilleure prédiction. Cependant, le choix de ce flux dépend vraiment de la configuration étudiée. De plus, lors d'un sinistre, la gamme de flux reçu aux parois sont larges.

- Le modèle 2 apparaît le plus représentatif. Celui-ci est capable de prédire les intensités de dégagement de chaleur du modèle par pyrolyse calculée. La valeur de HRRPUA imposée est obtenue à l'échelle du cône calorimètre, et correspond à la moyenne du taux de dégagement de chaleur entre l'inflammation et l'extinction. Le flux incident utilisé dans la définition de la rampe de HRRPUA correspond au flux incident extérieur uniquement : la contribution de la flamme n'est pas considérée. Cela permet de majorer le taux de dégagement de chaleur moyen en fonction du flux incident réel, et de capter correctement le pic lié à l'ignition. L'intensité du pic de dégagement de chaleur au moment du retour thermique est également bien représentée. Entre les deux pics, le modèle surestime le HRRPUA. La perte de masse et le THR sont légèrement surestimés, permettant alors au modèle d'être légèrement plus pénalisant.
- Le modèle 3 n'est pas recommandé. En effet, il nécessite de connaître la contribution énergétique de la flamme dans la définition de la rampe de HRRPUA imposée en fonction du flux, ce qui est difficilement mesurable expérimentalement à l'échelle du cône calorimètre. L'utilisation d'une valeur moyenne de HRRPUA en fonction du flux incident total ne permet alors pas d'envelopper le taux de dégagement de chaleur réel ; celui-ci est ainsi sous-estimé aux niveaux des pics de dégagement de chaleur. Aussi, la propagation de l'accroche de flamme suivant ce modèle est largement retardée en utilisant la température telle qu'elle est définie dans la section I.1, nécessitant alors des itérations numériques sur ce paramètre afin de reproduire la propagation de flamme. Cependant, la fonction  $HRRPUA_{moyen} = f(\dot{q}''_{cône} + \dot{q}''_{flamme})$  permet de capturer l'intensité du HRRPUA entre les deux pics, ainsi que le THR et la perte de masse.
- Les trois modèles ne permettent pas de considérer les conditions locales de décomposition liées aux conditions dans l'épaisseur du matériau. Les chapitres précédents ont illustré l'impact de ces conditions : le front de pyrolyse se propage plus ou moins rapidement en fonction du flux et en fonction de sa position dans l'épaisseur du matériau. Dans certains cas, ces conditions entraînent une extinction (le front de pyrolyse ne se propage plus). Cette extinction est captée par le modèle par pyrolyse calculée, mais pas par les modèles simplifiés. Dès lors que la température d'ignition est atteinte localement à la surface du solide, l'extinction ne survient que lorsque la courbe de HRRPUA est égale à 0 (modèle 1), ou lorsque 85 % de la masse combustible est débitée (modèles 2 et 3). Les autres critères d'extinction (température inférieure à la température d'ignition ou flux incident inférieur au flux critique de  $12 \text{ kW.m}^{-2}$ ) des modèles MPI 2 et 3 ne sont pas atteints dans les expériences réalisées dans le cadre de ces travaux.

Le Tableau 6-2 propose de comparer les temps de calcul de l'ensemble des modèles pour un même maillage uniforme, égal à 25 mm. Les simulations ont été réalisées sur des stations de calcul de fréquence 2,20 et 3,33 GHz pour respectivement le modèle par pyrolyse calculée, et les modèles par pyrolyse imposée. Les modèles de pyrolyse imposée sont 3 à 4 fois plus rapide que le modèle par pyrolyse calculée, illustrant ainsi l'importance de ce type de modèle pour des études d'ingénierie.

	Modèle par pyrolyse calculée	MPI 1	MPI 2	MPI 3
Propagation latérale	17,5 h	4,5 h	5,5 h	5,5 h
Propagation verticale	19,7 h	4,4 h	5 h	4,7 h

Tableau 6-2 : Comparaison des temps de calcul pour les différents modèles, utilisant un maillage de 25 mm.

## 2. Evaluation du MPI 2 avec un maillage plus grossier

Du fait des temps de calcul importants générés par l'utilisation de mailles relativement fines, les études d'ingénierie nécessitent souvent l'utilisation d'un maillage pouvant être plus grossier afin de respecter les délais impartis aux études.

L'objectif de cette section est alors d'évaluer la précision du MPI 2 pour une taille de maille de 50 mm, laquelle ne respecte plus le critère  $D^*$ . Une taille de maille de 50 mm reste potentiellement trop petite pour une étude de type ISI, mais l'idée de cette section est simplement d'évaluer l'influence du maillage et de déterminer une méthode numérique permettant de s'affranchir de cette influence. La surface du solide est discrétisée en élément de dimension 50 mm sur toute la longueur et 150 mm sur la hauteur de l'échantillon.

La difficulté avec l'utilisation d'un maillage plus grossier réside dans la reproduction fiable des échanges entre la phase solide et la phase gazeuse qui sont évalués sur une cellule plus large. Ainsi, dans le but de reproduire les résultats numériques obtenus avec le maillage le plus fin, le seul paramètre numérique qui peut être modifié est la température d'ignition imposée pour la surface du solide combustible. Ce paramètre est en partie physique et en partie numérique lors de la modélisation de la propagation de flamme avec FDS (Dréan et al. 2019b). La diminution artificielle de la température d'ignition du matériau permet de reproduire un gradient thermique correct pour l'échange entre les phases solide et gazeuse lorsqu'un maillage grossier est utilisé. Les paragraphes suivants présentent dans un premier temps les résultats obtenus sur le maillage grossier sans changer la température d'ignition ( $T_{ig} = 380^\circ\text{C}$ ). Une étude paramétrique par itération permet ensuite de déterminer la température d'ignition appropriée pour ce maillage.

Dans la suite de ce chapitre, le MPI 2 est appelé modèle « ingénierie ». La Figure 6-15 compare la position du front de flamme déterminée expérimentalement avec les prédictions du modèle par pyrolyse calculée et du modèle « ingénierie » sur une configuration de propagation latérale.

Deux maillages pour le modèle ingénierie sont comparés, un maillage fin de 25 mm et un maillage plus grossier de 50 mm. La position du front de flamme est identique pour les deux tailles de maille présentées. En effet, dans le cas de la propagation latérale, la position du front de flamme est principalement pilotée par le flux incident provenant du panneau. Ce flux étant identique pour les deux maillages, la position du front de flamme reste inchangée.

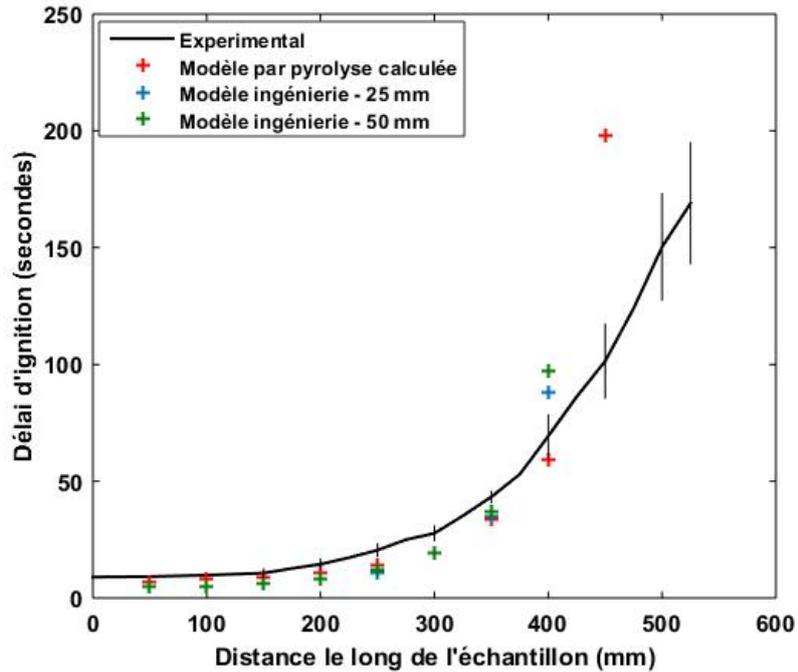


Figure 6-15 : Influence du maillage sur la position du front de flamme dans le cas de la propagation latérale.

La donnée suivante concerne le taux de dégagement de chaleur total. L'influence du maillage est présentée sur la Figure 6-16. Le taux de dégagement de chaleur prédit pour les deux maillages pour le modèle ingénierie est quasiment identique. Ainsi, dans le cas de la propagation latérale, le modèle ingénierie utilisé, avec une taille de maille de 50 mm est suffisant pour prédire les données d'importances.

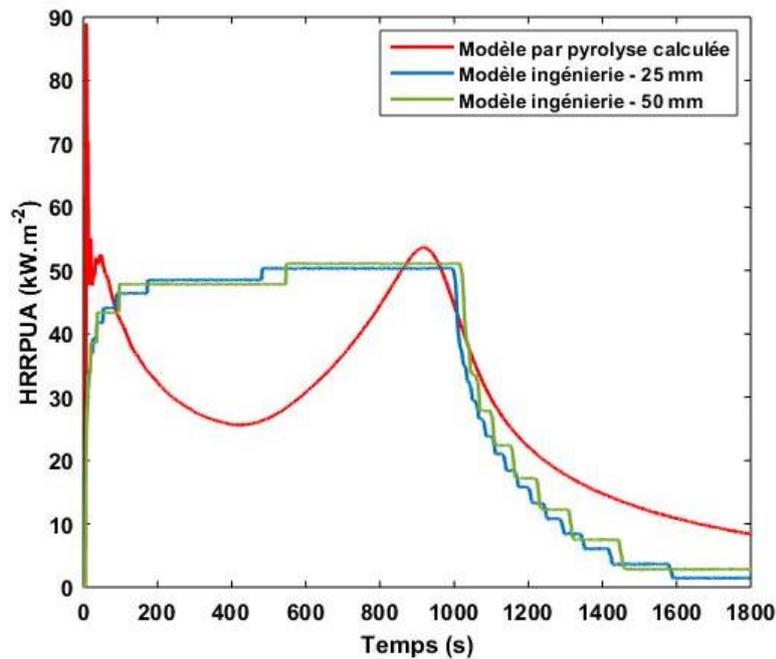


Figure 6-16 : Influence du maillage sur taux de dégagement de chaleur par unité de surface dans le cas de la propagation latérale.

Pour le cas de la propagation verticale, l'influence du maillage sur le modèle ingénierie dans la prédiction de l'accroche de flamme est présentée sur la Figure 6-17. La propagation de flamme est prédite en retard avec un maillage de 50 mm. Cela provient majoritairement du fait que, selon ce mode, la propagation est pilotée par la contribution énergétique de la flamme. Sur ce maillage, la température à la surface du solide est évaluée sur des mailles de  $50 \times 50 \text{ mm}^2$ , à la différence du maillage fin dont la surface d'une maille solide est de  $25 \times 25 \text{ mm}^2$ . De ce fait, les gradients thermiques à la surface du solide ne sont pas correctement évalués avec le maillage grossier, conduisant à un retard dans l'échauffement et ainsi à un retard de la propagation de flamme.

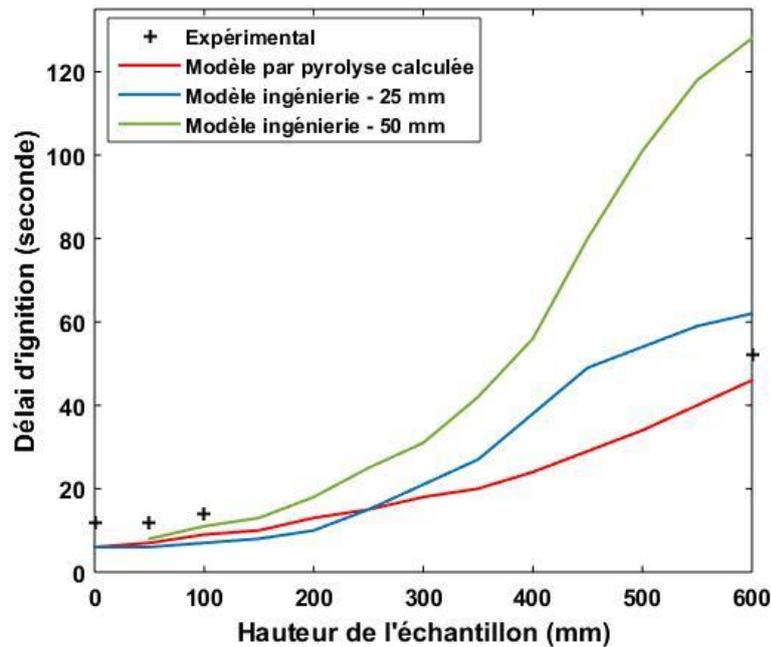


Figure 6-17 : Influence du maillage du modèle ingénierie sur la position de l'accroche de flamme dans le cas de la propagation verticale.

Afin de correctement représenter la propagation de l'accroche de flamme, des itérations numériques sont nécessaires pour déterminer la température d'ignition appropriée, permettant d'obtenir des gradients thermiques comparables au cas du maillage fin. La Figure 6-18 représente la propagation de l'accroche de flamme pour différentes températures d'ignition. La température d'ignition retenue pour représenter la propagation est alors de  $300^\circ\text{C}$ .

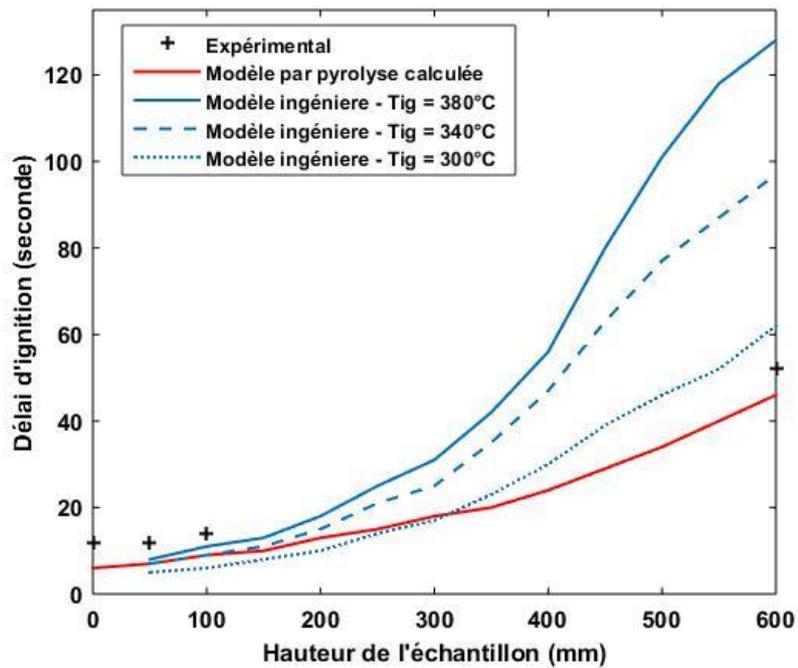


Figure 6-18 : Influence de la température d'ignition du modèle ingénierie sur la prédiction de l'accroche de flamme avec un maillage de 50 mm

Finalement, la prédiction du taux de dégagement de chaleur du modèle ingénierie est présentée sur la Figure 6-19. Le maillage grossier donne alors des résultats identiques à ceux obtenus avec le maillage fin. Les intensités de pics de dégagement de chaleur liés à l'ignition et au retour thermique sont correctement capturés.

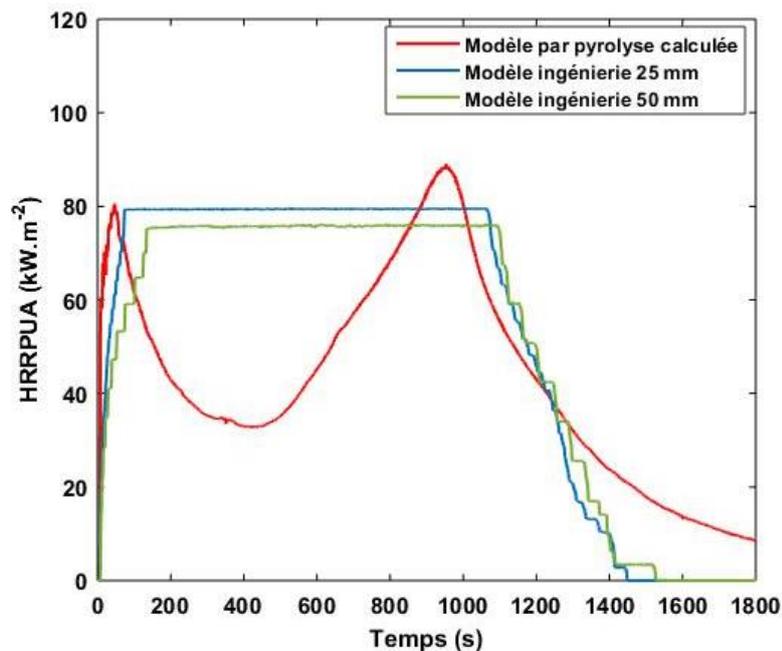


Figure 6-19 : Influence du maillage du modèle ingénierie sur le taux de dégagement de chaleur par unité de surface dans le cas de la propagation verticale.

Le passage d'un maillage fin à un maillage plus grossier nécessite ainsi d'adapter la température d'ignition imposée à la surface du solide. Les résultats concernant le taux de dégagement de chaleur pour un maillage grossier de 50 mm permettent d'être enveloppe du taux de dégagement de chaleur donné par le modèle par pyrolyse calculée. De plus, le passage du maillage uniforme de 25 mm à un maillage de 50 mm permet de gagner un temps considérable de calcul : dans le cas de la LIFT de 5,5 h à 0,5 h, et de 5h à 1,5 h pour la propagation verticale (pour des simulations lancées sur un processeur de 3,33 GZ).

Les limitations du modèle ingénierie sont ainsi :

- Incapacité de représenter la dynamique de dégagement de chaleur engendrée par la formation de char à la surface du matériau ainsi que le retour thermique en face arrière de l'échantillon. Toutefois, la fonction  $HRR_{PUA_{moyen}} = f(q''_{cone})$  imposée permet de capturer les intensités à l'ignition et au retour thermique.
- Une fois qu'une surface locale du solide atteint la température d'ignition, l'extinction ne survient que lorsque l'échappement des gaz de pyrolyse correspond à 85 % de la masse initiale de la cellule de solide. Les autres critères servant à définir l'extinction dans ce modèle (température inférieure à la température d'ignition ou flux incident inférieure au flux critique de  $12 \text{ kW.m}^{-2}$ ) ne sont pas atteints.

### III. Résultats à l'échelle réelle

Cette section évalue la capacité du modèle ingénierie à prédire la cinétique de propagation de flamme et du taux de dégagement de chaleur sur les essais menés à l'échelle réelle et présentés dans le chapitre 5. L'objectif est notamment d'évaluer la capacité du modèle à correctement prédire la sévérité d'un sinistre sur un cas d'application à échelle réelle.

L'influence des limitations du code à l'échelle précédente lors de la propagation unidirectionnelle (soit latérale, soit verticale) est ainsi estimée à cette échelle sur une propagation bidirectionnelle.

Pour cela, la première partie de cette section concerne l'évaluation du modèle ingénierie à l'aide d'un maillage fin. Ce maillage étant généralement trop coûteux en temps pour une étude d'ingénierie, la partie suivante concerne les résultats du modèle sur un maillage plus grossier.

#### 1. Evaluation du modèle sur un maillage fin

Les dimensions du domaine de calcul pour l'échelle réelle sont identiques à celles présentées dans la section II.1 du chapitre 5, à savoir  $4,0 \times 2,0 \times 4,0 \text{ m}^3$  (Longueur x Largeur x Hauteur).

La taille de maille déterminée dans le chapitre 5 et permettant de vérifier le critère de qualité du maillage doit être comprise entre 25 et 100 mm. La taille de maille ainsi définie pour le maillage fin est de 50 mm. La température d'ignition utilisée correspond à la température déterminée dans la section I.1, correspondant à  $380^\circ\text{C}$ . La surface de l'échantillon est discrétisée en élément de  $50 \text{ mm} \times 50 \text{ mm}$ . Sur chaque surface discrétisée sont imposées la température d'ignition ainsi que la fonction  $\text{HRRPUA}_{\text{moyen}} = f(q''_{\text{cone}})$ .

La propagation suivant cette configuration est bidimensionnelle. Le modèle ingénierie est comparé au modèle par pyrolyse calculée et aux données expérimentales suivant les deux axes présentés sur la Figure 6-20.

Pour le modèle par pyrolyse calculée, la propagation est évaluée à l'aide du critère de Pozzobon (Pozzobon et al. 2014) dans la première cellule du solide. Pour le modèle ingénierie, la température d'ignition de  $380^\circ\text{C}$  est suivie à la surface du matériau selon les axes présentés sur la Figure 6-20. Le rectangle en pointillé présenté sur cette figure correspond à la surface du panneau radiant.

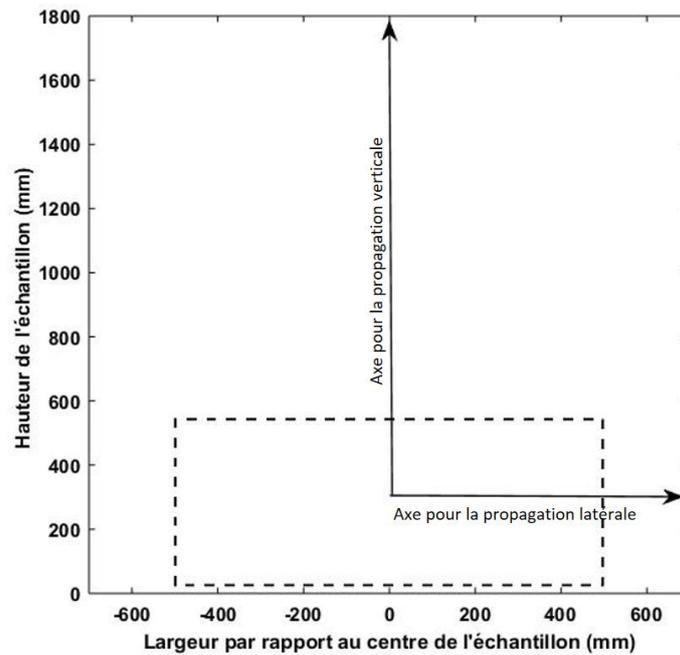


Figure 6-20 : Définition des axes pour évaluer la propagation latérale et verticale de flamme sur l'échantillon

Les propagations de flamme suivant les deux axes définis sont représentées sur les Figure 6-21.

Concernant la propagation latérale, tout comme dans le cas de la LIFT, la propagation avec le modèle ingénierie est légèrement retardée dans la zone éloignée du panneau radiant (zone à faible flux). En corrigeant la température d'ignition, il est possible de capturer cette propagation, au détriment des zones à flux plus élevés ainsi qu'à la propagation verticale. Les flux mis en jeu dans les zones proches des bords de l'échantillon sont relativement faibles (inférieur à  $20 \text{ kW.m}^{-2}$ ). De ce fait, l'incapacité du modèle à reproduire la propagation à ces niveaux de flux est supposée avoir un impact limité sur la prédiction des grandeurs d'importances, telles que le taux de dégagement de chaleur, puisqu'expérimentalement, dans ces zones, l'extinction a été observée rapidement.

Concernant la propagation verticale, le modèle ingénierie propage plus rapidement que le modèle par pyrolyse calculée et capture la position de l'accroche de flamme estimée expérimentalement. Cela va avoir pour effet de surestimer le taux de dégagement de chaleur lors de la phase 2 (phase comprise entre 2 et 11 minutes, cf. Figure 5-6), puisque suivant ce modèle, l'extinction ne survient que lorsque 85% de la masse initiale du solide est consommée. De plus, expérimentalement, une très faible quantité de solide réagit au-delà d'une hauteur de 1 000 mm (3 mm de char formé à 1 000 mm de hauteur, et 0,5 mm de char au-delà de 1 500 mm).

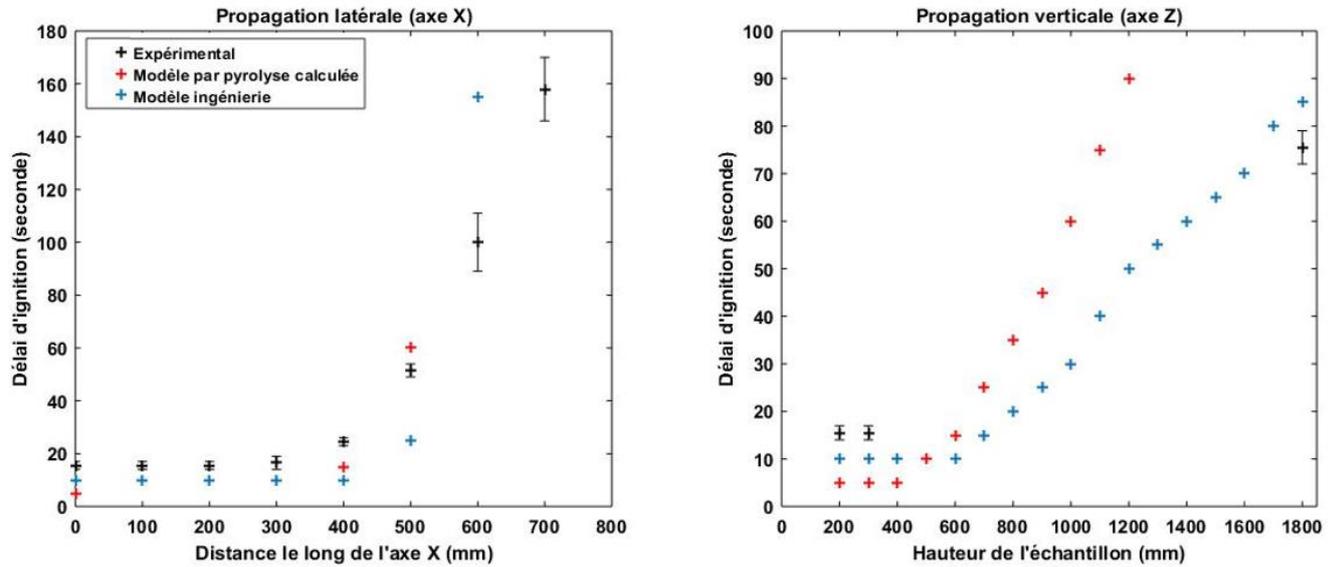


Figure 6-21 : Comparaison de la propagation latérale du modèle ingénierie, avec le modèle par pyrolyse calculée et l'expérience pour les différents modèles numériques investigués

La Figure 6-22 expose le taux de dégagement de chaleur évalué par les différents modèles numériques. Comme pour l'échelle intermédiaire, le modèle ingénierie est capable d'être enveloppe du taux de production de chaleur évalué expérimentalement. L'intensité des pics liés à l'inflammation et au retour thermique sont également prédits par le modèle.

L'intensité du dégagement de chaleur entre ces deux pics, caractérisée par un faible dégagement de chaleur dû à l'influence du char, est largement surestimée par le modèle. Cela permet cependant de se placer dans des conditions sécuritaires d'un point de vue de l'ingénierie.

Bien que l'extinction survienne légèrement plus tôt avec le modèle ingénierie, celle-ci reste néanmoins correctement captée par le modèle. Cependant, et pour être une nouvelle fois dans des conditions sécuritaires, il peut être recommandé de représenter l'extinction lorsque l'échappement des gaz de pyrolyse représente 100 % de la masse initiale du solide. Cela va avoir pour effet de retarder la décroissance du taux de dégagement de chaleur.

Au vu du nombre réduit des données d'entrée nécessaires pour le modèle ingénierie, les résultats issus de la modélisation sont satisfaisants, d'autant plus que le modèle par pyrolyse calculée n'est pas en mesure de capter correctement la dynamique de dégagement de chaleur après 600 secondes d'exposition (10 minutes). Cela a été attribué à la non prise en compte du caractère diffusif de l'eau dans le matériau. Lorsque l'on s'évapore, la vapeur d'eau diffusif dans toutes les directions. Si celle-ci diffuse dans les zones à températures plus faibles, elle recondense, augmentant alors localement le taux d'humidité.

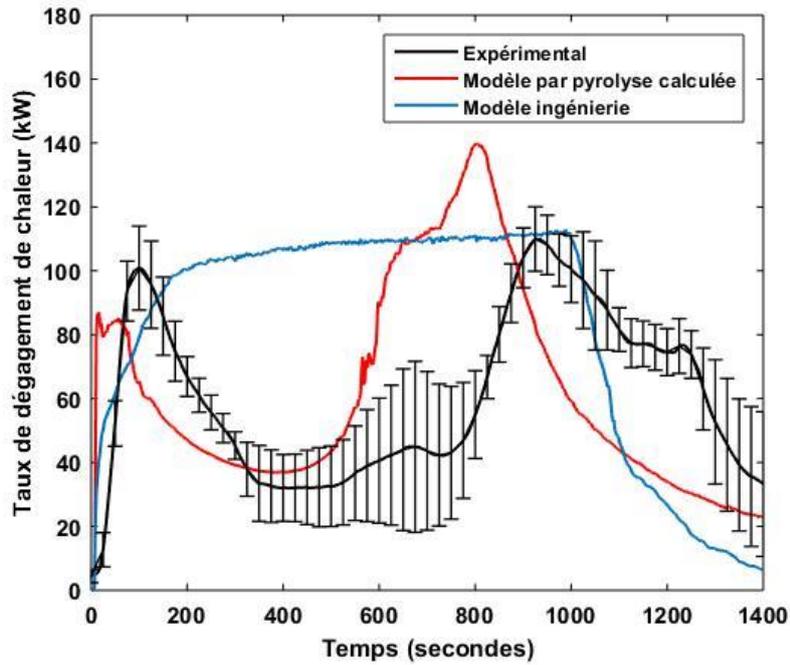


Figure 6-22 : Comparaison du taux de dégagement de chaleur du modèle ingénierie, avec le modèle par pyrolyse calculée et l'expérience

Le THR est comparé sur la Figure 6-23. Comme attendu, et comme les échelles précédentes, celui-ci est surestimé par le modèle ingénierie. Ce modèle permet alors de surestimer la sévérité du sinistre, en restant toutefois proche des valeurs réelles.

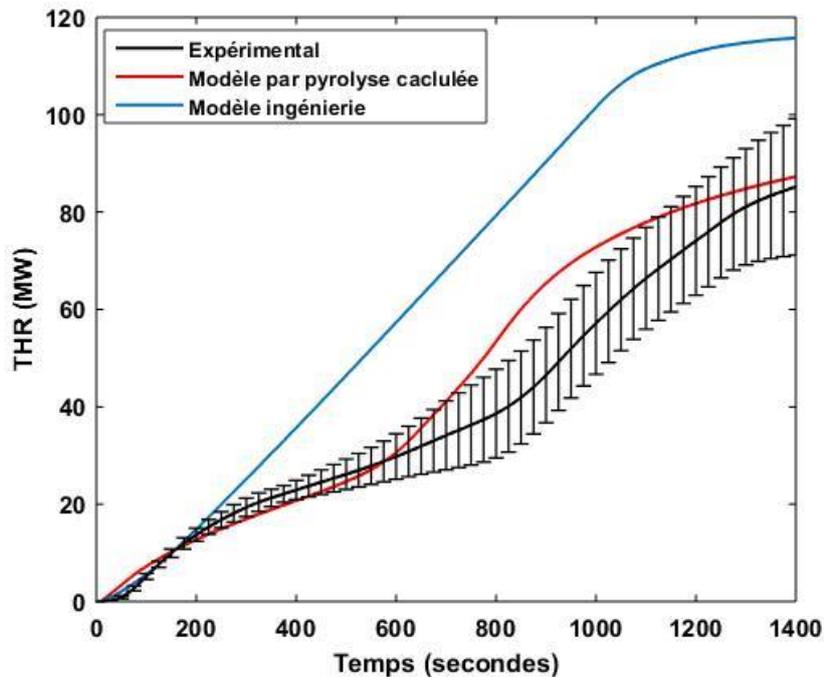


Figure 6-23 : Comparaison du taux de dégagement de chaleur totale du modèle ingénierie, avec le modèle par pyrolyse calculée et l'expérience

La surface enflammée est évaluée à travers le taux de production de gaz. Le modèle ingénierie est comparé au modèle par pyrolyse calculée et à l'expérience pour trois temps différents, correspondant à des phases essentielles identifiées dans le chapitre 5 :

- A 100 secondes, avec le pic de dégagement de chaleur lié à l'ignition et à la propagation de flamme. La comparaison est montrée sur la Figure 6-24.
- A 540 secondes, avec un taux de dégagement de chaleur constant. Cela est exposé sur la Figure 6-25.
- A 900 secondes, avec le pic lié au retour thermique observé expérimentalement.

Après 100 secondes d'exposition, le pic du taux de dégagement de chaleur est atteint. La prédiction de la surface subissant une décomposition thermique suivant les modèles numériques est présentée sur la Figure 6-24. La surface enflammée prédite par le modèle ingénierie est comparable avec l'expérience, et de ce fait, la cinétique de développement et de propagation de flamme semble correctement prédite. Cependant, lorsqu'une surface locale atteint la température d'ignition, l'extinction liée à la formation de char n'est pas captée par ce modèle, conduisant par la suite à une surestimation du taux de dégagement de chaleur, visible sur la Figure 6-22. Le modèle par pyrolyse calculée sous-estime la surface enflammée. Toutefois, il a été observé qu'expérimentalement, une très faible quantité de matériau réagissait au-delà d'une hauteur de 1 000 mm, permettant de dire que cette région du solide contribue peu au taux de dégagement de chaleur total (cf. Figure 5-12).

La surface enflammée après un temps d'exposition de 540 secondes est montrée sur la Figure 6-25. Cette surface est plus importante suivant le modèle ingénierie, pour les raisons précédemment exposées, conduisant à un taux de dégagement de chaleur surestimé.

Par comparaison avec le modèle par pyrolyse calculée, le taux de dégagement des gaz de pyrolyse en partie basse de l'échantillon semble surestimé avec le modèle ingénierie. Cela signifie que les valeurs de HRRPUA imposés en fonction du flux, obtenues au cône en position horizontale, permettent de se placer dans des conditions majorant le sinistre.

La Figure 6-26 correspond à la surface subissant une décomposition thermique au moment de l'influence maximale du retour thermique, après 900 secondes d'exposition. Le modèle ingénierie semble mieux capter la forme de la surface enflammée que le modèle par pyrolyse calculée, qui expose déjà une extinction au centre de la partie basse de l'échantillon, l'ensemble du combustible ayant été consommé.

Pour les trois temps présentés, la surface enflammée et la vitesse d'éjection des gaz du modèle ingénierie sont identiques. Cela est en lien avec les observations sur la prédiction du HRR pour ce modèle, présentées sur la Figure 6-22, qui représentent une valeur enveloppe par rapport aux données expérimentales.

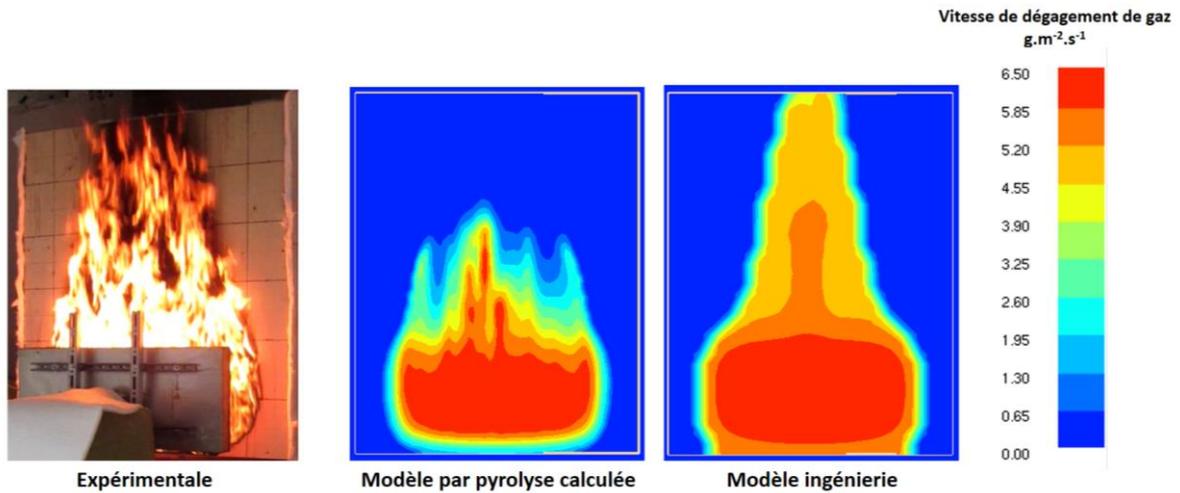


Figure 6-24 : Comparaison de la surface enflammée du modèle ingénierie avec le modèle par pyrolyse calculée et l'expérience après 100 secondes d'exposition

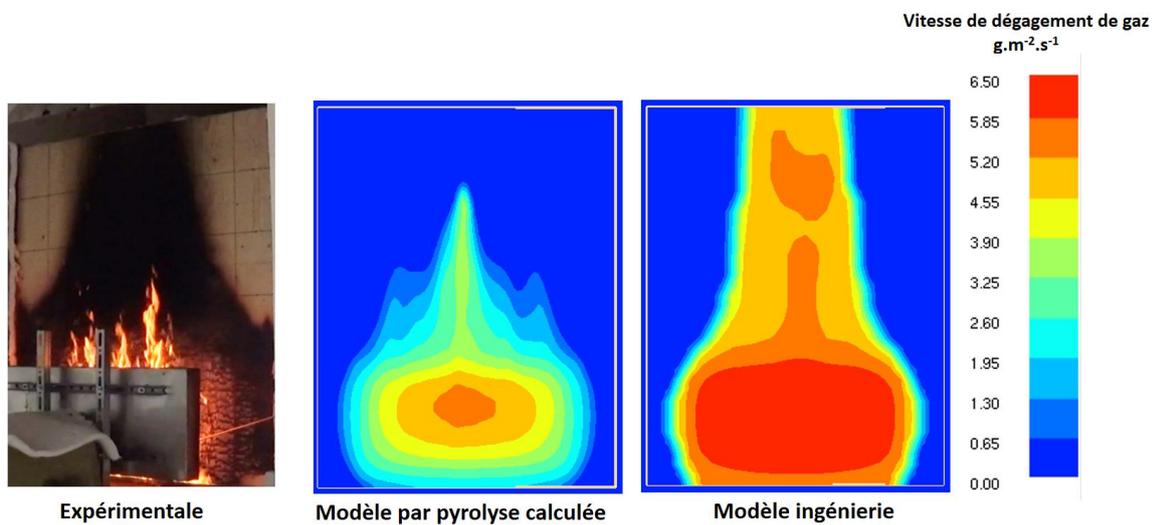


Figure 6-25 : Comparaison de la surface enflammée du modèle ingénierie avec le modèle par pyrolyse calculée et l'expérience après 540 secondes d'exposition

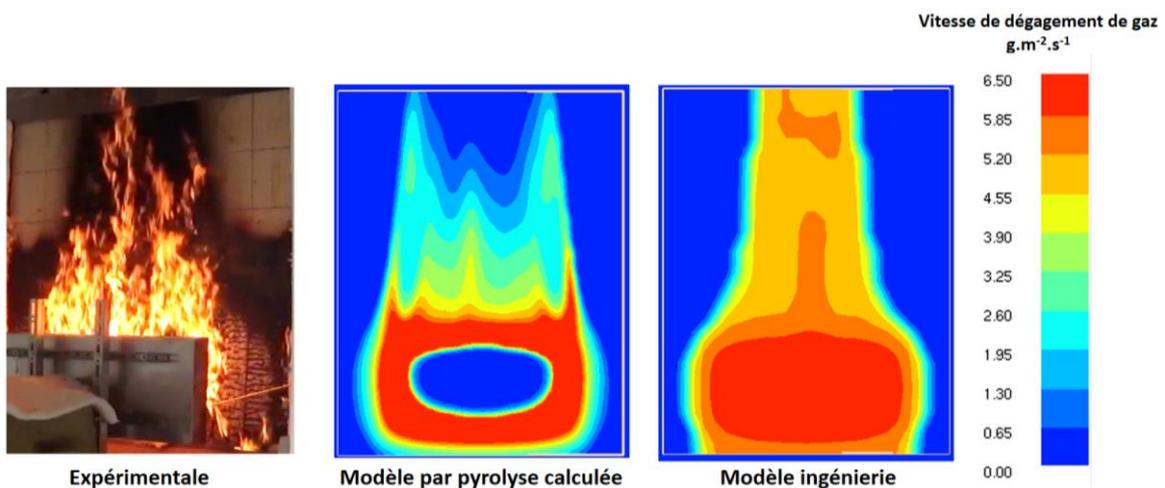


Figure 6-26 : Comparaison de la surface enflammée du modèle ingénierie avec le modèle par pyrolyse calculée et l'expérience après 900 secondes d'exposition

## 2. Evaluation du modèle ingénierie sur un maillage grossier

L'objectif de cette section est d'évaluer la précision du modèle ingénierie sur une taille de maille plus grande. Le maillage alors étudié est uniforme, de dimension 100 mm.

La section II.2 de ce chapitre a mis en avant l'intérêt d'adapter la température d'ignition lors du passage d'un maillage fin à un maillage plus grossier. Il est rappelé ainsi que ce paramètre n'a pas un caractère uniquement physique. Il correspond plus à un critère numérique ajustable en fonction du maillage et de la configuration, dans le but de représenter correctement la propagation de flamme. La surface de l'échantillon est discrétisée en élément de 100 mm x 100 mm.

La détermination de la température d'ignition la plus adaptée est réalisée en comparant la surface enflammée au moment du pic de dégagement de chaleur. Représenter correctement cette surface à l'instant du pic va permettre de mieux représenter l'intensité de ce pic de dégagement de chaleur.

La Figure 6-27 compare ainsi la surface enflammée à l'instant du pic de dégagement de chaleur obtenu expérimentalement, soit à 100 secondes.

Avec ce maillage, la température permettant de capturer au mieux la surface enflammée après 100 secondes d'exposition est 280°C.

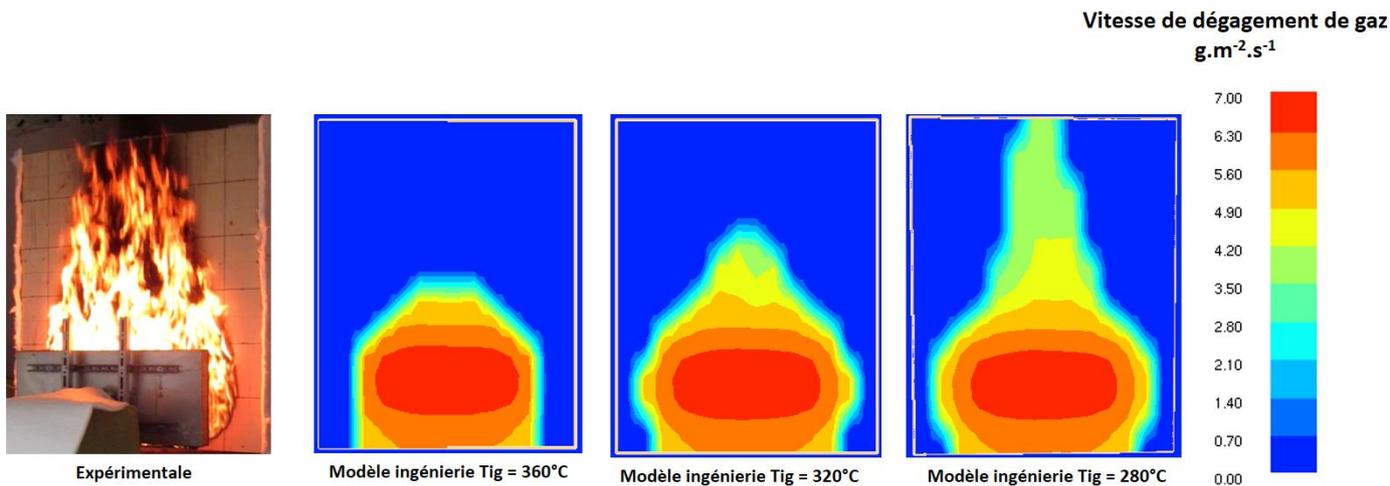


Figure 6-27 : Surface enflammée suivant le modèle ingénierie, pour différentes températures d'ignition, après 100 secondes d'exposition

Le taux de dégagement de chaleur évalué numériquement avec le maillage grossier est représenté sur la Figure 6-28. Il apparaît comparable à celui obtenu avec le maillage fin. Les intensités sont correctement capturées et le temps de calcul a été largement réduit.

La sensibilité menée sur la température d'ignition, basée sur la surface enflammée au moment du pic de dégagement de chaleur semble efficace et pertinente.

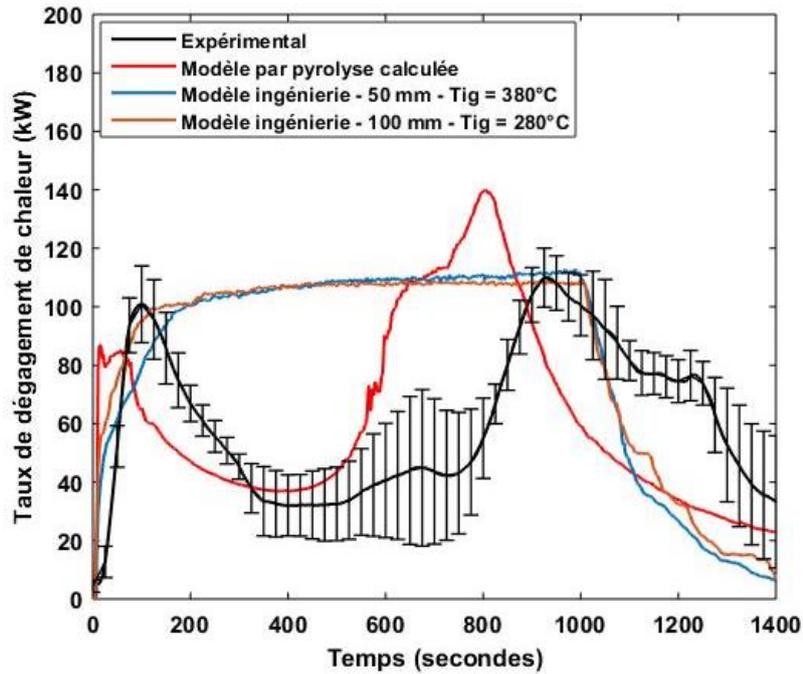


Figure 6-28 : Comparaison du taux de dégagement de chaleur pour les modèles numériques et maillages étudiés.

Le passage d'un maillage de 50 mm à un maillage de 100 mm permet de réaliser des calculs 12 fois plus rapides, passant alors de 154 h à 12 h de simulation.

### 3. Evaluation du modèle ingénierie avec les propriétés de l'Eurocode 5

A titre de comparaison et afin d'évaluer l'impact de la prise en compte de l'absorption de chaleur liée à l'évaporation de l'eau dans la propagation de flamme, les propriétés de l'Eurocode 5 sont utilisées. Cette comparaison a été motivée par le fait qu'en ISI, les propriétés d'un matériau ne sont pas forcément caractérisées, et que le calcul du transfert thermique dans le bois est réalisé principalement avec les propriétés issues de l'Eurocode 5. Celles-ci sont relativement comparables aux propriétés utilisées tout au long de ce chapitre, à l'exception de ce pic à 100°C pour la capacité thermique, ainsi que la prise en compte de la formation de char à partir de 200°C, contre 300°C (cf. Figure 6-4).

Le maillage utilisé pour cette comparaison est de 100 mm. Celui-ci permet un calcul rapide avec une précision comparable à un maillage plus fin.

Le premier objectif est de déterminer la température d'ignition appropriée. Une sensibilité à ce paramètre est alors réalisée afin de capturer le pic de dégagement de chaleur, et ainsi, représenter la surface enflammée à cet instant. La Figure 6-29 présente la surface enflammée après 100 secondes d'exposition du modèle ingénierie avec les propriétés de l'EC5.

La température de 280°C, validée avec un maillage de 100 mm et les propriétés utilisées du Tableau 6-1 (section III.2), ne permet pas de capturer l'inflammation en partie haute, là où les flux incidents sont plus faibles. Toutefois, à fort flux, la prédiction est identique.

La température d'ignition appropriée pour les propriétés de l'EC5 est alors de 260°C.

L'influence du pic lié à l'évaporation de l'eau n'affecte que légèrement la température d'ignition. En réalité, à la surface de l'échantillon, la vitesse d'échauffement est très rapide, notamment pour des forts flux. A plus faibles flux, l'échauffement est plus lent, et l'influence de l'évaporation de l'eau est plus visible.

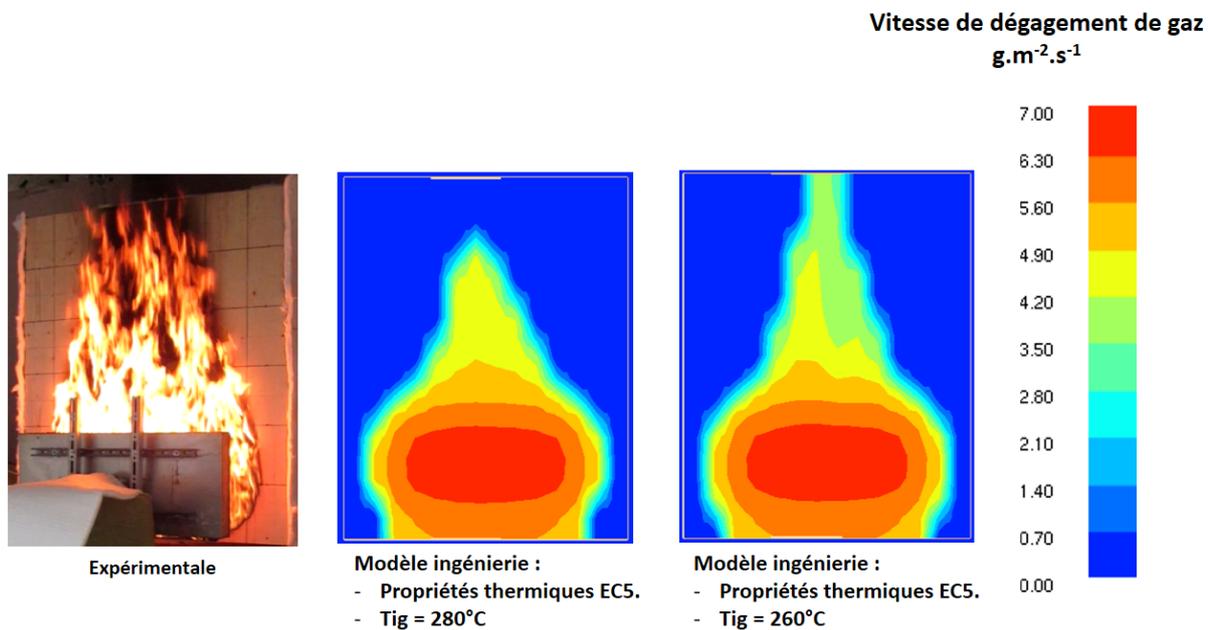


Figure 6-29 : Surface enflammée suivie par le modèle ingénierie avec les propriétés thermiques de l'EC5, pour différentes températures d'ignition, après 100 secondes d'exposition

Le taux de dégagement de chaleur prédit avec les propriétés de l'EC5 et une température d'ignition de 260°C est visible sur la Figure 6-30. L'utilisation des propriétés de l'EC5 représente les intensités de dégagement de chaleur. Les résultats sont identiques au modèle utilisant les propriétés thermiques présentées dans le Tableau 6-1.

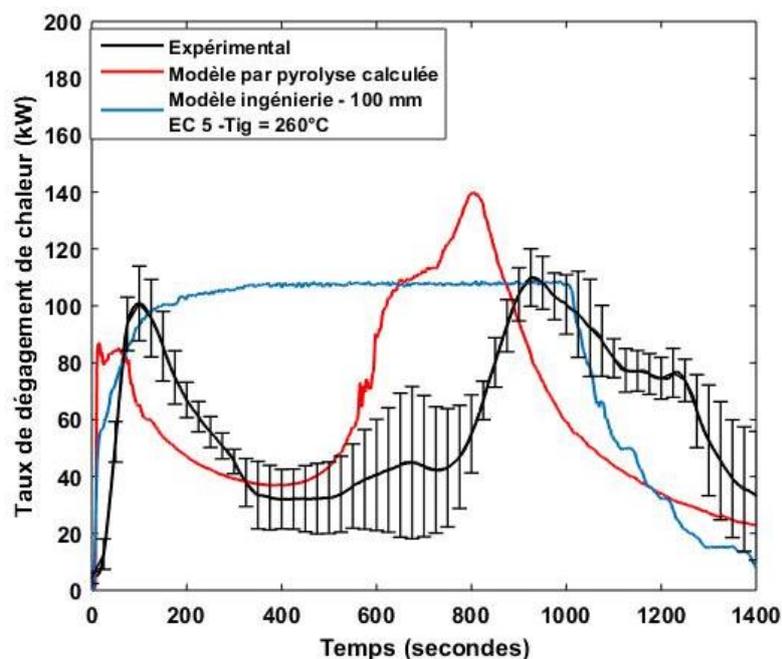


Figure 6-30 : Comparaison du taux de dégagement de chaleur pour le modèle ingénierie avec les propriétés de l'EC5 et une température d'ignition de 260°C.

#### IV. Conclusions intermédiaires

Ce chapitre a permis de mettre en avant les points suivants :

- Lors de la modélisation suivant une approche simplifiée, il est recommandé d'imposer un HRRPUA en fonction du bilan à la surface. Les modélisations prescrivant un HRRPUA en fonction du temps, correspondant à des valeurs obtenues par exemple au cône calorimètre, peuvent engendrer des erreurs trop importantes dans le cas d'un matériau tel que le bois étudié. Les erreurs exposées pour ce modèle auraient pu être réduites en utilisant un HRRPUA obtenue au cône à un flux plus faible. Cependant, au vu des gammes de flux thermique lors d'un sinistre, imposer des valeurs de HRRPUA en fonction du temps obtenues à un flux donné n'est pas approprié pour ce matériau.
- L'approche ingénierie proposée utilise un nombre restreint de données, issues d'essais au cône calorimètre uniquement. L'approche permet de capturer les pics de dégagement de chaleur à l'ignition et au retour thermique. Cependant, elle ne permet pas de capturer l'influence de la formation de char sur le taux de dégagement de chaleur, puisque cette approche impose un HRRPUA en fonction du bilan à la paroi uniquement. Bien que le transfert thermique dans le solide soit modélisé, celui-ci sert uniquement à évaluer les pertes à la surface par conduction, afin d'obtenir la température de surface du solide. Les valeurs de HRRPUA représentent des valeurs enveloppes par rapport aux données du modèle par pyrolyse calculée ou expérimentales.
- Lors du changement de maillage, la température d'ignition du modèle nécessite d'être modifiée afin de capturer correctement les gradients à la surface du matériau. Sur une échelle large, cette température peut être définie par itération numérique, dans le but d'obtenir une surface enflammée identique à l'expérience au moment du pic de dégagement de chaleur.
- Les propriétés de l'EC5 prenant en compte l'évaporation de l'eau à travers l'évolution de la capacité thermique retarde l'ignition à faible flux uniquement. A fort flux, le modèle de transfert thermique ne nécessite pas une caractérisation précise des propriétés du matériau. Cela illustre le besoin d'avoir un modèle de transfert thermique précis, avec notamment la prise en compte de l'endothermicité de l'eau, ainsi la variation de la densité du matériau.

Les tableaux ci-dessous présentent ainsi les paramètres nécessaires à la modélisation par pyrolyse imposée, ainsi que le moyen d'obtention de ces derniers. Lors de la réalisation d'étude ISI sur ce matériau, l'objectif sera de prédire la surface enflammée, à l'image de ce qui a été proposé sur la Figure 6-27.

- Pour la phase solide, celles-ci sont représentées dans le Tableau 1-3 :

Propriétés	Symbole	Moyen de détermination
Conductivité thermique	$\lambda$ (W.m <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> )	Littérature
Capacité thermique	$C_p$ (J.kg <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> )	Littérature
Densité	$\rho$ (kg.m <sup>-3</sup> )	Mesuré
Emissivité	$\varepsilon$	Littérature
Température d'ignition	$T_{ig}$ (°C)	Itération
HRRPUA ou MLRPUA	$\dot{Q}''$ ou $\dot{m}'''$	Cône calorimètre

Tableau 6-3 : Propriétés nécessaires pour la modélisation de la phase solide

- Pour la phase gazeuse (Tableau 1-4) :

Propriétés	Symbole	Moyen de détermination
Enthalpie de combustion	$\Delta H_c$ (J.kg <sup>-1</sup> )	Cône calorimètre
Taux de formation des suies	$Y_{soot}$ (kg.kg <sup>-1</sup> )	Littérature
Taux de formation du CO	$Y_{CO}$ (kg.kg <sup>-1</sup> )	Littérature

*Tableau 6-4 : Propriétés nécessaires pour la modélisation de la phase gazeuse*

Une étude ISI de réaction au feu pour le bois, suivant l'approche ingénierie retenue nécessite alors certains essais expérimentaux :

- Des essais au cône calorimètre, à au moins trois flux différents, permettant d'obtenir la fonction  $HRRPUA_{moyen} = f(q''_{cône})$  ainsi que le critère d'extinction associé au résidu obtenu. Cependant, et dans le but d'être plus sécuritaire, l'extinction peut être déterminée lorsque l'échappement des gaz de pyrolyse représente 100 % de la masse initiale du solide
- Un essai à l'échelle dite "réelle", présentant une propagation de flamme bidimensionnelle est également nécessaire. Ces essais vont permettre d'évaluer la capacité du code à prédire la réaction au feu du matériau, d'évaluer l'influence du maillage, et de caler les propriétés si nécessaires.

Il est recommandé d'utiliser la même condition en face arrière de l'échantillon pour chaque des essais. Cette condition doit être la plus proche possible de la condition en application réelle du matériau.

---

## Conclusion et perspectives

---

L'ingénierie de la sécurité incendie connaît actuellement, partout dans le monde, un très fort essor. Au niveau national, elle est encouragée par les récentes évolutions réglementaires. Les études qui en découlent reposent en grande partie sur l'utilisation de modèles numériques. Un enjeu primordial est alors d'améliorer les modèles numériques afin de les rendre plus fiables et performants, notamment pour décrire les processus de réactions au feu.

Dans ce contexte, la présente étude doctorale a pour objectif de mieux décrire la réaction au feu du matériau bois à l'aide du code de calcul Fire Dynamics Simulator. Pour cela, deux approches ont été retenues pour décrire la décomposition thermique, l'inflammation ainsi que la propagation de flamme : une par pyrolyse calculée et une par pyrolyse imposée.

Le travail détaillé au sein de ce manuscrit a porté sur l'étude expérimentale et numérique du comportement au feu et de la propagation de flamme d'un bois de sapin brut, typiquement rencontré en produit d'aménagement et de construction dans les bâtiments.

Afin de modéliser la décomposition thermique et la propagation de flamme suivant l'approche par pyrolyse calculée, les phénomènes intervenant ont été identifiés, ainsi que les données d'entrée nécessaires à leur description numérique. Pour cela, une méthodologie multi-échelle a été mise en œuvre. Elle structure le plan de ce mémoire.

La première étape a consisté en l'étude de la décomposition thermique du bois à petite échelle afin de proposer un modèle de pyrolyse et de déterminer les principales propriétés thermiques, à partir d'expériences en ATG et en ATG/DSC. Un mécanisme cinétique contenant 4 réactions a été proposé, permettant de représenter l'évaporation de l'eau, la décomposition thermique du bois sous air et sous azote, et enfin, l'oxydation du char formé.

Le comportement au feu du matériau a ensuite été étudié à une échelle supérieure, permettant l'ajout de complexité, tel que le développement d'une flamme à la surface du matériau ainsi que des processus 1D de transferts de chaleur et de masse dans le solide. L'étude a été réalisée au cône calorimètre et les résultats expérimentaux montrent :

- L'influence notable du char préalablement formé, lequel agit comme un bouclier thermique au flux de chaleur incident. Le char engendre une baisse notable de l'énergie disponible pour la décomposition thermique de la matière vierge, diminuant alors la production de gaz de pyrolyse.
- Dans le cas d'une condition isolante en face arrière, les pertes thermiques en face arrière de l'échantillon sont limitées et un phénomène de retour thermique apparaît. Il entraîne une homogénéisation des températures en face arrière de l'échantillon. De ce fait, le front de pyrolyse accélère, produisant plus de gaz de pyrolyse et une flamme d'intensité plus forte.
- Le taux d'humidité impacte également l'échauffement du matériau. L'évaporation de l'eau est un phénomène très endothermique, affectant fortement le transfert thermique dans le matériau. Il a été observé que le retour thermique prend place lorsque le front d'évaporation de l'eau atteint la face arrière de l'échantillon.

Ainsi, la décomposition thermique du bois est dépendante principalement du flux de chaleur incident à la surface, de l'épaisseur de char formé, de la condition en face arrière et du taux d'humidité dans le matériau.

La comparaison des résultats expérimentaux et numériques montre que le modèle proposé permet de représenter correctement le comportement du matériau, depuis son inflammation jusqu'à son extinction, au travers du taux de dégagement de chaleur, de la perte de masse, des températures, de la position du front de pyrolyse, etc. Ainsi, le modèle de pyrolyse et les données d'entrée sont validés à cette échelle.

Toutefois, il apparaît que :

- Le modèle n'est pas capable de représenter les réactions d'oxydation de la phase solide. Cette oxydation est prédite peu après l'ignition tandis qu'expérimentalement, elle est observée principalement après l'extinction, ne laissant quasiment aucun résidu. En effet, numériquement, la diffusion de l'oxygène dans le matériau est vue à travers une loi d'amortissement entre la quantité d'oxygène à la surface du matériau et une longueur  $L_{Ox}$  spécifiée par l'utilisateur. Il peut alors être utile d'utiliser une équation de transport des espèces dans le matériau afin de mieux représenter ces réactions d'oxydation, à condition que la quantité d'oxygène à la surface du matériau soit correctement prédite par le modèle de combustion.
- L'évaporation de l'eau n'est pas correctement reproduite par le modèle, du fait notamment du comportement diffusif de celle-ci et qu'aucune équation de transport n'est prise en compte numériquement.

L'échelle supérieure à celle du cône calorimètre permet de tenir compte de la propagation unidirectionnelle de la flamme, résultant d'un fort couplage entre la phase solide et la phase gazeuse. Des essais ont été menés pour caractériser une propagation latérale de flamme à l'aide du dispositif IMO-LIFT et une propagation verticale à l'aide d'un banc spécifiquement développé. L'analyse expérimentale et numérique de chacun de ces modes de propagation permet d'identifier les processus dominants et d'évaluer la capacité du modèle à les prédire. Les résultats numériques montrent que la propagation verticale et latérale de flamme peuvent être modélisées avec FDS, à condition d'utiliser des tailles de maille suffisamment petites pour capter correctement la contribution énergétique de la flamme. La validation des données d'entrée sur plusieurs configurations permet d'assurer un niveau de confiance sur celles-ci pour reproduire la réaction au feu du matériau sur de nouvelles échelles et configurations.

Concernant la propagation latérale de flamme :

- Les investigations expérimentales concernant la direction des fibres du bois ainsi que la validation numérique des températures au sein du solide (modèle de transfert thermique 1D dans FDS) permettent de vérifier que les processus de transferts longitudinaux en phase solide sont négligeables.
- Le code est capable de représenter les températures, la propagation du front de flamme et la propagation du front de pyrolyse. Toutefois, FDS sous-estime la perte de masse. Cela est lié à l'oxydation du char, fortement présente en configuration verticale et mal représentée par le modèle.
- Des écarts de prédiction à faibles flux de chaleur sont observés et attribués à un phénomène d'échauffement du matériau proche de la surface exposée. L'oxydation du bois qui est mal représentée par le modèle et est fortement exothermique, peut être une des raisons.

- La contribution de la flamme à sa propagation latérale est négligeable, celle-ci étant principalement induite par la seule contribution du panneau radiant.

Dans le cas de la propagation verticale de flamme :

- La flamme joue un rôle important sur sa propre propagation.
- La formation de char réduit la longueur d'échauffement du matériau.
- La flamme présente un impact sur le processus de décomposition thermique, puisque le front de pyrolyse se propage toujours, même pour des flux inférieurs à  $20 \text{ kW.m}^{-2}$ , ce qui n'était pas le cas lors de l'étude de la propagation latérale.
- La modélisation de la propagation verticale présente de bons accords avec les données expérimentales. Des écarts subsistent néanmoins à faibles flux de chaleur, où la décomposition est surestimée par FDS du fait de la hauteur de flamme qui semble plus importante numériquement. Cela est attribué à un artefact numérique lié à la taille de maille utilisée, le maillage impactant largement les résultats numériques.
- Comme dans le cas de la propagation latérale, l'oxydation du char est fortement présente. De plus, la configuration verticale des échantillons favorise largement la diffusion de l'oxygène dans le matériau.

Le chapitre 5 de ce manuscrit consiste en l'étude du couplage des deux types de propagation sur un échantillon de taille  $1\,400 \text{ mm} \times 1\,800 \text{ mm}$ . Les résultats obtenus avec le modèle par pyrolyse calculée permettent de prédire les 9 premières minutes (environ) du comportement au feu du matériau (taux de dégagement de chaleur, température, flux incident). Toutefois, le code n'est pas capable de prédire correctement le retour thermique au sein du matériau. La condition en face arrière de l'échantillon est différente des échelles précédentes et le taux d'humidité dans le matériau n'a pas pu être contrôlé à cette dernière échelle. Les erreurs numériques sont alors principalement attribuées au comportement diffusif de l'eau. Expérimentalement, l'échauffement local dans le solide présente un plateau à  $100^\circ\text{C}$  associé à l'évaporation de l'eau. Celui-ci n'est pas du tout représenté numériquement, accélérant l'échauffement et la décomposition thermique du matériau.

Aux échelles précédentes, le transfert thermique est correctement prédit par le modèle numérique, du fait d'une compensation des erreurs numériques et de phénomènes mal ou non représentés dans le modèle, telles que la diffusion de la vapeur d'eau et les pertes thermiques en face arrière de l'échantillon. Cela illustre la difficulté de l'application d'une approche par pyrolyse calculée, qui demande des jeux détaillés de données d'entrée pour représenter la réaction au feu. Des erreurs de prédiction de certains phénomènes se compensent et peuvent permettre de capturer le comportement du matériau et la propagation de flamme.

Les résultats obtenus avec le modèle par pyrolyse calculée montrent l'intérêt d'axer la recherche sur la prise en compte de la diffusion des espèces dans le matériau, notamment pour représenter l'oxydation du matériau et le comportement de l'eau. Des modèles numériques existent déjà pour cela, il sera intéressant d'en évaluer l'utilisation sur la prédiction du comportement au feu du matériau.

Le dernier chapitre a pour ambition d'établir un modèle ingénierie pour réaliser des études de réaction au feu du bois. L'objectif est de proposer une approche simplifiée mais suffisamment précise pour permettre un bon compromis entre adaptabilité à une étude et fiabilité des résultats reproduits. Aussi, la méthode développée devait être assez générale pour dépendre le moins possible de l'utilisateur.

L'approche alors retenue consiste à imposer la fonction  $\text{HRRPUA}_{\text{moyen}} = f(q''_{\text{cone}})$  ainsi qu'une température d'inflammation à la surface du matériau. Le transfert thermique 1D dans le solide est calculé en utilisant une conductivité et une capacité thermique dépendante de la température. Une

densité constante est considérée puisque le code ne permet pas de tenir compte de l'évolution de ce paramètre avec la température.

Les résultats numériques obtenus aux échelles intermédiaires et réelles permettent de décrire la propagation de flamme et d'être enveloppe du taux de dégagement de chaleur total du matériau, signifiant que les intensités du dégagement de chaleur à l'inflammation et au moment du retour thermique sont capturées. La prédiction du taux de dégagement de chaleur est meilleure qu'avec le modèle par pyrolyse calculée, puisque le temps de combustion est mieux prédit. Cependant, la décroissance du dégagement de chaleur liée à la formation de char n'est pas capturée par le modèle, permettant à ce dernier d'être sécuritaire sur la prédiction du sinistre.

L'influence du maillage sur la qualité de la prédiction est corrigée à l'aide de la température d'inflammation, qu'il convient d'ajuster par sensibilité numérique, dans le but de reproduire la propagation de flamme et le pic de dégagement de chaleur aux premiers instants. Ainsi, la méthode ingénierie proposée utilise les modèles par défaut de FDS version 6.6.0, dont les paramètres d'entrée sont rapportés dans les Tableau 6-3 et Tableau 6-4. L'utilisation des propriétés de l'EC5 pour le bois étudié semble appropriée, avec une température d'ignition de 260°C pour un maillage de 100 mm.

Ce travail laisse place à de nombreuses perspectives. En effet, pour une étude d'ingénierie de sécurité incendie décrivant la réaction au feu du matériau bois, les investigations expérimentales qu'il serait intéressant de réaliser sont les suivantes :

- Des essais au cône calorimètre à au moins trois flux incidents, dans le but de définir la fonction  $HRR_{PUA_{moyen}} = f(q''_{cone})$  à imposer, ainsi que la chaleur de combustion  $\Delta H_c$ . De plus, ces essais vont permettre d'évaluer le résidu final de l'échantillon et de définir ainsi le taux de gaz dégagé lors de la combustion du matériau. Cette donnée sera utilisée dans le modèle afin de représenter l'extinction. Toutefois, dans le but d'être sécuritaire, le critère d'extinction peut être choisi de telle sorte que l'émission des gaz de pyrolyse représente 100 % de la masse initiale du solide.
- Un essai sur un échantillon suffisamment grand pour présenter une propagation de flamme bidimensionnelle et une surface en combustion importante. L'objectif de cet essai sera d'adapter le modèle numérique, notamment la température d'inflammation, et de valider la capacité du modèle à prédire le sinistre. La température d'inflammation, déterminée par sensibilité numérique, doit permettre de capturer le pic de HRR, et de ce fait, la surface enflammée à cet instant.
- Lors des essais au cône calorimètre ainsi qu'à l'échelle réelle, la condition imposée en face arrière du matériau doit correspondre à la condition imposée en situation réelle.

Le modèle numérique développé a été validé sur des configurations relativement simples, présentant une propagation monodirectionnelle et bidimensionnelle dans des conditions bien ventilées. Ces configurations ne représentent pas toujours des conditions réelles pour les produits d'aménagement. Ainsi, l'influence d'effets d'angles, avec notamment le rayonnement d'une flamme sur une paroi adjacente et la modification des écoulements induits, ou l'influence d'une situation sous-ventilée seront à caractériser.

La validité de la méthode utilisée nécessite également d'être évalué sur d'autres types de matériaux, notamment ceux caractérisée par des propagations rapides de flamme.

Le modèle d'ingénierie proposé peut être amélioré par une meilleure description du transfert thermique dans le solide, pouvant alors améliorer la prédiction de la propagation à faible flux. L'influence de l'évaporation de l'eau sur la décomposition thermique du matériau doit-être prise en

compte à travers la fonction imposée pour la capacité thermique. Toutefois, la densité ne peut être imposée en fonction de la température. La variation de la densité lors de l'échauffement du matériau pourra toutefois être prise en compte à travers la capacité thermique du matériau, permettant ainsi au produit  $\rho_s C p_s$  d'évoluer comme si ces deux paramètres dépendaient de la température. Cela va avoir pour but d'améliorer le transfert thermique dans le matériau, pouvant alors modifier la température de surface du matériau et améliorer la prédiction de la propagation de flamme, notamment à faibles flux de chaleur.

Aussi, l'utilisation d'un maillage grossier affecte la prédiction du flux de chaleur incident à la paroi, d'où la nécessité de corriger la température d'inflammation. Le modèle ingénierie proposé considère un HRRPUA nul pour des flux incidents inférieurs ou égaux à  $12 \text{ kW.m}^{-2}$ , pouvant affecter la prédiction de la propagation de flamme. Il peut être alors utile de définir des valeurs de HRRPUA pour des flux inférieurs ou égaux à  $12 \text{ kW.m}^{-2}$ .

Concernant l'ignition, le critère est l'atteinte de la température d'ignition sur une maille à la surface du solide. Ce critère étant constant, il peut conduire à une mauvaise estimation de l'ignition du fait notamment que le flux thermique à la surface varie au cours de temps. Un critère Flux Time Product (FTP) intégrant l'évolution temporelle du flux incident au matériau semble plus adapté.

Enfin, une évaluation de la pertinence du modèle de convection serait nécessaire. En effet, l'ignition et la propagation de flamme en sont fortement dépendant, là où le rayonnement et l'effet de soufflage des gaz de pyrolyse ne sont pas encore dominant.

---

## Bibliographie

---

- Abu-Bakar, Cran, Wadhvani, et Moinuddin. 2020. « Characterisation of Pyrolysis and Combustion Parameters of Charring Materials Most Frequently Found in Buildings ». *Journal of Thermal Analysis and Calorimetry* 139 (5): 2985-99. <https://doi.org/10.1007/s10973-019-08688-6>.
- Ahmad, et Faeth. 1979. « Turbulent Wall Fires ». *Symposium (International) on Combustion, Seventeenth Symposium (International) on Combustion*, 17 (1): 1149-60. [https://doi.org/10.1016/S0082-0784\(79\)80109-5](https://doi.org/10.1016/S0082-0784(79)80109-5).
- Ahn, et Kim. 2011. « A study for a fire spread mechanism of residential buildings with numerical modeling ». In , 185-96. Antwerp, Belgium. <https://doi.org/10.2495/SAFE110171>.
- Alvares. 1964. Technical Report 735, U.S.N.R.D.L, San Francisco.
- Anca-Couce. 2016. « Reaction mechanisms and multi-scale modelling of lignocellulosic biomass pyrolysis ». *Progress in Energy and Combustion Science* 53 (mars): 41-79. <https://doi.org/10.1016/j.pecs.2015.10.002>.
- Anca-Couce, et Scharler. 2017. « Modelling Heat of Reaction in Biomass Pyrolysis with Detailed Reaction Schemes ». *Fuel* 206 (octobre): 572-79. <https://doi.org/10.1016/j.fuel.2017.06.011>.
- Antal, et Varhegyi. 1995. « Cellulose Pyrolysis Kinetics: The Current State of Knowledge ». *Industrial & Engineering Chemistry Research* 34 (3): 703-17. <https://doi.org/10.1021/ie00042a001>.
- Ashton. 1970. *Fire and timber in modern building design*. The Timber Research and Development Association Ltd. TRADA Publication. High Wycombe. <https://trove.nla.gov.au/work/19071046>.
- ASTM E1321. 2009. « Standard test method for determining material ignition and flame spread properties ».
- Atreya. 1983. « Pyrolysis, Ignition, and Fire Spread on Horizontal Surface of Wood ». Harvard University.
- Babrauskas. 1984. « Development of the Cone Calorimeter? A Bench-Scale Heat Release Rate Apparatus Based on Oxygen Consumption ». *Fire and Materials* 8 (2): 81-95. <https://doi.org/10.1002/fam.810080206>.
- Babrauskas, et Peacock. 1992. « Heat Release Rate: The Single Most Important Variable in Fire Hazard ». *Fire Safety Journal* 18 (3): 255-72. [https://doi.org/10.1016/0379-7112\(92\)90019-9](https://doi.org/10.1016/0379-7112(92)90019-9).
- Ball, Mc Intosh, et Brindley. 2004. « Feedback processes in cellulose thermal decomposition: implications for fire-retarding strategies and treatments. Combust Theor Model 2004:281-91. » *Combustion Theory and Modelling*, 2004.
- Bamford, Crank, et Malan. 1946. « The Combustion of Wood. Part I ». *Mathematical Proceedings of the Cambridge Philosophical Society* 42 (2): 166-82. <https://doi.org/10.1017/S030500410002288X>.
- Bartlett, Hadden, et Bisby. 2019. « A review of factor affecting the burning behavior of wood for application to tall timber construction ». *Fire Technology*, 2019, 55 édition.
- Batiot. 2014. « Etude et modélisation de la cinétique de décomposition thermique des matériaux solides. Application à la dégradation du bois en cas d'incendie ». Thèse de doctorat Université de Poitiers, Ecole Nationale Supérieure de Mécanique et d'Aérotechnique.
- Batiot, Luche, et Rogeaume. 2014. « Thermal and Chemical Analysis of Flammability and Combustibility of Fir Wood in Cone Calorimeter Coupled to FTIR Apparatus: ANALYSIS OF FLAMMABILITY AND COMBUSTIBILITY OF FIR WOOD ». *Fire and Materials* 38 (3): 418-31. <https://doi.org/10.1002/fam.2192>.
- Beal. 1971. « Differential calorimetric analysis of wood and wood components. » *Wood Science and Technology*, 1971, 5 édition.
- Beall, et Eickner. 1970. *Thermal Degradation of Wood Components: A Review of the Literature*. U.S. Forest Products Laboratory.

- Beck. 1962. « Thermocouple Temperature Disturbances in Low Conductivity Materials ». *Journal of Heat Transfer* 84 (2): 124-31. <https://doi.org/10.1115/1.3684310>.
- Bentz, et Prasad. 2007. *Thermal Performance of Fire Resistive Materials I. Characterization with Respect to Thermal Performance Models*.
- Bolton, Cullingworth, Ghosh, et Cobb. 1942. « Primary gaseous products of carbonization ». *Journal of the Chemical Society*, 252-63.
- Boulet, Brissinger, Collin, Acem, et Parent. 2015. « On the Influence of the Sample Absorptivity When Studying the Thermal Degradation of Materials ». *Materials* 8 (8): 5398-5413. <https://doi.org/10.3390/ma8085251>.
- Branca, Albano, et Di Blasi. 2005. « Critical Evaluation of Global Mechanisms of Wood Devolatilization ». *Thermochimica Acta* 429 (2): 133-41. <https://doi.org/10.1016/j.tca.2005.02.030>.
- Branca, et Di Blasi. 2016. « A Summative Model for the Pyrolysis Reaction Heats of Beech Wood ». *Thermochimica Acta* 638 (août): 10-16. <https://doi.org/10.1016/j.tca.2016.06.006>.
- Bryner, Madrzykowski, et Grosshandler. 2007. « Reconstructing the Station Nightclub Fire: Computer Modeling of the Fire Growth and Spread » 2 (septembre). <https://www.nist.gov/publications/reconstructing-station-nightclub-fire-computer-modeling-fire-growth-and-spread>.
- BS8414-1. 2015. « BS8414-1:2015 + A1:2017 - Fire performance of external cladding systems. Test method for non-loadbearing external cladding systems applied to the masonry face of a building ».
- Buchanan. 2001. *Structural design for fire safety*. 2<sup>e</sup> éd. Wiley. New York.
- Cachim, et Franssen. 2010. « Assessment of Eurocode 5 Charring Rate Calculation Methods ». *Fire Technology* 46 (1): 169-81. <https://doi.org/10.1007/s10694-009-0092-x>.
- Camillo. 2013. « Multi-scale investigations of fire behavior of a seat and a wall panel from european railway transport system ». Chasseuil du Poitou: Ecole Nationale Supérieure de Mécanique et d'Aérotechnique.
- Cardelli. 2019. « Flame Retardancy with Low Smoke and Low Acidity: Current Status, Future Trends and Competition between Last Generation of PVC and Polyolefin Compounds. », avril, 39.
- Carlsson. 2003. « Computational strategies in flame-spread modeling involving wooden surfaces - An evaluation study ». Report 1028, Lund University, Sweden.
- Carvel, Steinhaus, Rein, et Torero. 2011. « Determination of the Flammability Properties of Polymeric Materials: A Novel Method ». *Polymer Degradation and Stability* 96 (3): 314-19. <https://doi.org/10.1016/j.polymdegradstab.2010.08.010>.
- Chen, Hsieh, Hu, Lai, et Lin. 2010. « Experimental Investigation and Numerical Simulation of a Furnished Office Fire ». *Building and Environment* 45 (12): 2735-42. <https://doi.org/10.1016/j.buildenv.2010.06.003>.
- Cheng, et Hadjisophocleous. 2009. « The modeling of fire spread in buildings by Bayesian network ». *Fire Safety Journal* 44: 901-8.
- Clerc. 2010. *Particle Swarm Optimization*. John Wiley & Sons.
- Clerc, Maurice. 2006. *Particle swarm optimization*. ISTE Ltd.
- Cobb. 1944. « The product of carbonization ». *Fueul* 23: 121-27.
- CODIFAB. 2019. « Enquête nationale de la construction bois 2019 ». <https://www.codifab.fr/actions-collectives/bois/enquete-nationale-de-la-construction-bois-2019-activite-2018-2286>.
- Collier. 1992. « Charring rates of timber ». *Building Research Association of New Zealand, Judgeford*, 1992. <https://trove.nla.gov.au/work/38471694>.
- Colombiano, Dréan, Rogeume, Richard, Batiot, Fateh, Nadjai, et Guillaume. 2019. « Validation of a Pyrolysis Model of Wood Thermal Decomposition under Cone Calorimeter », n° Proceedings of the Ninth International Seminar on Fire and Explosion Hazards. <https://elib.spbstu.ru/dl/2/k19-87.pdf/info>.
- Comsol Multiphysics. 2015. « Material Library - User's Guide -Version 5.1 ». Comsol.

- Comstock, Gilbert L. 1970. « Directional Permeability of Softwoods ». *Wood and Fiber Science* 1 (4): 283-89.
- Connor. 2019. « What Is Thermal Conductivity of Glass Wool - Definition ». *Thermal Engineering*, mai 2019.
- Cox. 1995a. « Basic considerations in combustion fundamentals of fire ». *Academic Press*, 1995.
- Cox. 1995b. *Combustion Fundamentals of Fire*. London; San Diego: Academic.
- Cueff. 2014. « 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 ». Bordeaux: Université de Bordeaux.
- de Ris, et Orloff. 1975. « The Role of Buoyancy Direction and Radiation in Turbulent Diffusion Flames on Surfaces ». *Symposium (International) on Combustion*, Fifteenth Symposium (International) on Combustion, 15 (1): 175-82. [https://doi.org/10.1016/S0082-0784\(75\)80295-5](https://doi.org/10.1016/S0082-0784(75)80295-5).
- de Wild, Reith, et Heeres. 2011. « Biomass Pyrolysis for Chemicals ». *Biofuels* 2 (2): 185-208. <https://doi.org/10.4155/bfs.10.88>.
- Deardorff. 1980. « Stratocumulus-Capped Mixed Layers Derived from a Three-Dimensional Model ». *Boundary-Layer Meteorology* 18 (4): 495-527. <https://doi.org/10.1007/BF00119502>.
- Desanghere. 2006. « Détermination des conditions d'échauffement de structure extérieure à un bâtiment en situation d'incendie ». These de doctorat, INSA de Rouen. <https://www.theses.fr/2006ISAM0010>.
- Desrosiers, et Lin. 1984. « A Moving-Boundary Model of Biomass Pyrolysis ». *Solar Energy* 33 (2): 187-96. [https://doi.org/10.1016/0038-092X\(84\)90237-8](https://doi.org/10.1016/0038-092X(84)90237-8).
- DGSCGC/SDIAS/BPRI/HT. 2017. *Note d'information - Immeubles de Grande Hauteur en Bois*.
- Di Blasi. 1993. « Modeling and Simulation of Combustion Processes of Charring and Non-Charring Solid Fuels ». *Progress in Energy and Combustion Science* 19 (1): 71-104. [https://doi.org/10.1016/0360-1285\(93\)90022-7](https://doi.org/10.1016/0360-1285(93)90022-7).
- Di Blasi. 1997. « Influences of Physical Properties on Biomass Devolatilization Characteristics ». *Fuel* 76 (10): 957-64. [https://doi.org/10.1016/S0016-2361\(97\)00096-3](https://doi.org/10.1016/S0016-2361(97)00096-3).
- Di Blasi. 1998. « Physico-Chemical Processes Occurring inside a Degrading Two-Dimensional Anisotropic Porous Medium ». *International Journal of Heat and Mass Transfer* 41 (24): 4139-50. [https://doi.org/10.1016/S0017-9310\(98\)00142-2](https://doi.org/10.1016/S0017-9310(98)00142-2).
- Di Blasi. 2008a. « Modeling chemical and physical processes of wood and biomass pyrolysis ». *Progress in Energy and Combustion Science*, 2008, 34 édition.
- Di Blasi. 2008b. « Modeling chemical and physical processes of wood and biomass pyrolysis ». *Progress in Energy and Combustion Science* 34 (1): 47-90. <https://doi.org/10.1016/j.pecs.2006.12.001>.
- Di Blasi, Hernandez, et Santoro. 2000. « Radiative Pyrolysis of Single Moist Wood Particles ». *Industrial & Engineering Chemistry Research* 39 (4): 873-82. <https://doi.org/10.1021/ie990720i>.
- Dietenberger. 1996. « Ignitability Analysis Using Cone Calorimeter and LIFT Apparatus ». *Proceedings of the International Conference on Fire Safety* 22 (189-197): 9.
- Dietenberger. 1999. « Effect of Backing Board on the Heat Release Rate of Wood », 13.
- Dietenberger. 2012. « Reaction-to-Fire of Wood Products and Other Building Materials: Part II, Cone Calorimeter Tests and Fire Growth Models », 62.
- Distrisol. 2018. « Silicate de Calcium Calsil ».
- Ditmars, Ishihara, Chang, et Bernstein. 1982. « Enthalpy and heat capacity standard reference material: Synthetic sapphire from 10 to 2250 K ». *Journal of Research of the National Bureau of Standards* 87: 159-63.
- Dréan, Girardin, Guillaume, et Fateh. 2019a. « Numerical Simulation of the Fire Behaviour of Façade Equipped with Aluminium Composite Material-Based Claddings—Model Validation at Intermediate Scale ». *Fire and Materials* 43 (7): 839-56. <https://doi.org/10.1002/fam.2745>.
- Dréan. 2019b. « Numerical simulation of the fire behaviour of facade equipped with aluminium composite material-based claddings-Model validation at large scale ». *Fire and Materials*.
- Drysdale. 2011. *An Introduction to Fire Dynamics*,. 3rd Edition. Wiley. <https://www.wiley.com/en-us/An+Introduction+to+Fire+Dynamics%2C+3rd+Edition-p-9780470319031>.

- Duny, Dhima, Garo, et Wang. 2016. « Experimental study on vertical fire spread along a wooden façade ». Édité par Vallerent. *MATEC Web of Conferences* 46: 04004. <https://doi.org/10.1051/mateconf/20164604004>.
- Elbeltagi, Hegazy, et Grierson. 2005a. « Comparaison of wood and biomass pyrolysis. » *Advanced Engineering Informatics*, 2005, 19 édition.
- Elbeltagi, T Hegazy, et Grierson. 2005b. « Comparison among five evolutionary-based optimization algorithms. » *Advanced Engineering Informatics*, 2005, 19 édition.
- Emmons. 1956. « The Film Combustion of Liquid Fuel ». *ZAMM - Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik* 36 (1-2): 60-71. <https://doi.org/10.1002/zamm.19560360105>.
- EN 1995-1-2 Eurocode 5. 2005. « EN 1995-1-2: Eurocode 5: Design of timber structures—Part 1–2: General—Structural fire design. » CEN, Brussels, Belgium.
- Fagbemi, Khezami, et Capart. 2001. « Pyrolysis Products from Different Biomasses: Application to the Thermal Cracking of Tar ». *Applied Energy* 69 (4): 293-306. [https://doi.org/10.1016/S0306-2619\(01\)00013-7](https://doi.org/10.1016/S0306-2619(01)00013-7).
- Fan, Fan, Miyanami, Chen, et Walawender. 1977. « A Mathematical Model for Pyrolysis of a Solid Particle: Effects of the Lewis Number ». *The Canadian Journal of Chemical Engineering* 55 (1): 47-53. <https://doi.org/10.1002/cjce.5450550109>.
- Fateh, Richard, et Rogaume. 2014. « Modeling of the Pyrolysis of Plywood Exposed to Heat Fluxes under Cone Calorimeter ». *Fire Safety Science* 11: 208-21. <https://doi.org/10.3801/IAFSS.FSS.11-208>.
- Fateh, Rogaume, Luche, Richard, et Jabouille. 2013. « Kinetic and Mechanism of the Thermal Degradation of a Plywood by Using Thermogravimetry and Fourier-Transformed Infrared Spectroscopy Analysis in Nitrogen and Air Atmosphere ». *Fire Safety Journal* 58 (mai): 25-37. <https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2013.01.019>.
- Fateh. 2014. « Characterization of the Thermal Decomposition of Two Kinds of Plywood with a Cone Calorimeter – FTIR Apparatus ». *Journal of Analytical and Applied Pyrolysis* 107 (mai): 87-100. <https://doi.org/10.1016/j.jaap.2014.02.008>.
- Fernandez Pello. 1995. *The solid phase, Combustion in fire*. G. Cox-Academic press London. Vol. 39.
- Fernandez—Pello. 1984. « Flame Spread Modeling ». *Combustion Science and Technology* 39 (1-6): 119-34. <https://doi.org/10.1080/00102208408923786>.
- Fernandez-Pello, et Santoro. 1979. « On the Dominant Mode of Heat Transfer in Downward Flame Spread ». *Symposium (International) on Combustion, Seventeenth Symposium (International) on Combustion*, 17 (1): 1201-9. [https://doi.org/10.1016/S0082-0784\(79\)80114-9](https://doi.org/10.1016/S0082-0784(79)80114-9).
- Ferreira, Tiago, et Rasband. 2012. « ImageJ User Guide », 198.
- Floyd, et Mcgrattan. 2008. « Validation of A CFD Fire Model Using Two Step Combustion Chemistry Using the NIST Reduced-Scale Ventilation-Limited Compartment Data ». *Fire Safety Science* 9: 117-28. <https://doi.org/10.3801/IAFSS.FSS.9-117>.
- Font, Rafael, I. Martín-Gullón, M. Esperanza, et A. Fullana. 2001. « Kinetic Law for Solids Decomposition. Application to Thermal Degradation of Heterogeneous Materials ». *Journal of Analytical and Applied Pyrolysis* 58-59 (avril): 703-31. [https://doi.org/10.1016/S0165-2370\(00\)00142-X](https://doi.org/10.1016/S0165-2370(00)00142-X).
- Forest Products Laboratory. 2010. *Wood Handbook. Wood as an engineering material*. Centennial Edition.
- Frangi, et Fontana. 2003. « Charring Rates and Temperature Profiles of Wood Sections ». *Fire and Materials* 27 (2): 91-102. <https://doi.org/10.1002/fam.819>.
- Fredlund. 1988. « A Model for Heat and Mass Transfer in Timber Structures during Fire: A Theoretical, Numerical and Experimental Study ». Sweden: Lund University, Department of Fire Safety Engineering. <http://lup.lub.lu.se/record/1669925>.
- Friquin. 2011. « Material Properties and External Factors Influencing the Charring Rate of Solid Wood and Glue-Laminated Timber ». *Fire and Materials* 35 (5): 303-27. <https://doi.org/10.1002/fam.1055>.

- Galgano, et Di Blasi. 2004. « Modeling the Propagation of Drying and Decomposition Fronts in Wood ». *Combustion and Flame* 139 (1-2): 16-27. <https://doi.org/10.1016/j.combustflame.2004.07.004>.
- Garcia, Marcilla, et Font R. 1995. « Thermogravimetric kinetic study of the pyrolysis municipal solid waste ». *Thermochimica Acta* 254: 277-304.
- Girardin, Duny, et Augin. 2019. « An engineering method for the contribution of wood: application to facade fire ». *3rd International Symposium on Fire Safety of Facades*.
- Gomez, Velo, Barontini, et Cozzani. 2009. « Influence of secondary reactions on the heat of pyrolysis of biomass ». *Industrial & Engineering Chemistry Research* 48: 10222-33.
- Groenli. 1996. « A Theoretical and Experimental Study of the Thermal Degradation of Biomass ». Trondheim: Norwegian University on Science and Technology.
- Grønli, et Melaen. 2000. « Mathematical Model for Wood Pyrolysis Comparison of Experimental Measurements with Model Predictions ». *Energy & Fuels* 14 (4): 791-800. <https://doi.org/10.1021/ef990176q>.
- Grosshandler, Bryner, Madrzykowski, et Kuntz. 2005. « Report of the Technical Investigation of The Station Nightclub Fire (NIST NCSTAR 2), Volume 1 », juin. <https://www.nist.gov/publications/report-technical-investigation-station-nightclub-fire-nist-ncstar-2-volume-1>.
- Guillaume, Dréan, Girardin, Benameur, Koohkan, et Fateh. 2019. « Reconstruction of Grenfell Tower fire. Part 3—Numerical simulation of the Grenfell Tower disaster: Contribution to the understanding of the fire propagation and behaviour during the vertical fire spread ». *Fire and Materials*.
- Guillaume, Eric, Talal Fateh, Sebastian Ukleja, Roman Chiva, et Renaud Schillinger. 2018. « Study of fire behaviour of facade mock-ups equipped with aluminium composite material-based claddings, using intermediate-scale test method ». *Fire and Materials*, mai. <https://doi.org/10.1002/fam.2635>.
- Guillaume, et Kruppa. 2015. « Ingénierie de la sécurité incendie. Méthodologie ». *Techniques de l'Ingénieur*, mars. <https://www.techniques-ingenieur.fr/base-documentaire/environnement-securite-th5/risques-d-incendie-42583210/ingenierie-de-la-securite-incendie-methodologie-se2045/>.
- Guillaume, Marquis, Saragoza, et Yardin. 2013. « Incertitude sur la mesure par un « cône calorimètre » du dégagement de chaleur produit lors de la combustion d'un matériau ». *Revue française de métrologie* 2012-3: 3-11.
- Gupta, Yang, et Roy. 2003. « Specific Heat and Thermal Conductivity of Softwood Bark and Softwood Char Particles☆ ». *Fuel* 82 (8): 919-27. [https://doi.org/10.1016/S0016-2361\(02\)00398-8](https://doi.org/10.1016/S0016-2361(02)00398-8).
- Hadzi. 1953. « Structure of possible intermediates in carbon formation during pyrolysis of organic compounds ». *Fuel* 32: 112-13.
- Hankalin, Ahonen, et Raiko. s. d. « On Thermal Properties of a Pyrolysing Wood Particle », 16.
- Hasemi, et Tokunaga. 1983. « Modeling of Turbulent Diffusion Flames and Fire Plumes for the Analysis of Fire Growth ». *American Society of Mechanical Engineers, Heat Transfer Division, (Publication) HTD* 25 (décembre): 37-45.
- Heskestad. 1983. « Luminous Heights of Turbulent Diffusion Flames ». *Fire Safety Journal* 5 (2): 103-8. [https://doi.org/10.1016/0379-7112\(83\)90002-4](https://doi.org/10.1016/0379-7112(83)90002-4).
- Heskestad. 1997. « Flame Heights Of Fuel Arrays With Combustion In Depth ». *Fire Safety Science* 5: 427-38. <https://doi.org/10.3801/IAFSS.FSS.5-427>.
- Hill, Dreisbach, Jogle, Najaki, McGrattan, Peacock, et Hamins. 2007. « Verification and validation of selected fire models for nuclear power plant applications ». United States Nuclear Regulatory Commission.
- Hirschler, et Morgan. 2008. « Thermal decomposition of polymers ». *the SFPE handbook of fire protection engineering*, 2008, Volume 3 édition.
- Ho, K.Y. 2007. « Flame spread modelling using CFD model ». University of Canterbury.
- Holman. 1990. *Heat Transfer*. McGraw-Hill.

- Hosoya, T., H. Kawamoto, et S. Saka. 2007. « Cellulose–Hemicellulose and Cellulose–Lignin Interactions in Wood Pyrolysis at Gasification Temperature ». *Journal of Analytical and Applied Pyrolysis* 80 (1): 118-25. <https://doi.org/10.1016/j.jaap.2007.01.006>.
- Hostikka, et McGrattan. 2001. « Large eddy simulation of wood combustion ». National Institute of Standards and Technology.
- Huggett, Clayton. 1980. « Estimation of Rate of Heat Release by Means of Oxygen Consumption Measurements ». *Fire and Materials* 4 (2): 61-65. <https://doi.org/10.1002/fam.810040202>.
- Ira, Hasalová, Šálek, Jahoda, et Vystrčil. 2020. « Thermal Analysis and Cone Calorimeter Qstudy of Engineered Wood with an Emphasis on Fire Modelling ». *Fire Technology* 56 (3): 1099-1132. <https://doi.org/10.1007/s10694-019-00922-9>.
- ISO 554:1976. 1976. « ISO 554:1976 - Atmosphères normales de conditionnement et/ou d'essai - Spécification ».
- ISO 834-1. 1999. « ISO 834-1, Fire-resistance Tests - Elements of building construction - Part 1: General Requirements ». *ISO International Organization for Standardization*, 1999. <https://www.iso.org/obp/ui/#iso:std:iso:834:-1:ed-1:v1:fr>.
- ISO 5658-1. 2007. « Essais de réaction au feu, Propagation du feu, Partie 1 : ligne directive sur la propagation de la flamme. » [www.afnor.fr](http://www.afnor.fr).
- ISO 5660-1. 2015. « Reaction-to-fire tests — Heat release, smoke production and mass loss rate — Part 1: Heat release rate (cone calorimeter method) and smoke production rate (dynamic measurement) ».
- ISO 9705-1:2016. 2006. « ISO 9705-1:2016 - Reaction to Fire Tests — Room Corner Test for Wall and Ceiling Lining Products — Part 1: Test Method for a Small Room Configuration ». <https://www.iso.org/cms/render/live/en/sites/isoorg/contents/data/standard/05/98/59895.html>.
- ISO 13785-1. 2002. « ISO 13785-1:2002 Reaction to fire tests for façades - part 1: intermediate-scale ».
- Ito, et Kashiwagi. 1988. « Characterization of Flame Spread over PMMA Using Holographic Interferometry Sample Orientation Effects ». *Combustion and Flame* 71 (2): 189-204. [https://doi.org/10.1016/0010-2180\(88\)90007-7](https://doi.org/10.1016/0010-2180(88)90007-7).
- Janssens. 1991a. « A Thermal Model for Piloted Ignition of Wood Including Variable Thermophysical Properties », 1991.
- Janssens. 1991b. « Measuring Rate of Heat Release by Oxygen Consumption ». *Fire Technology* 27 (3): 234-49. <https://doi.org/10.1007/BF01038449>.
- Janssens, Marc. 1991c. « Fundamental Thermophysical Characteristics of Wood and Their Role in Enclosure Fire Growth ». PhD thesis, Ghent University. <http://hdl.handle.net/1854/LU-506442>.
- Jia, Galea, et Patel. 1999. « Numerical Simulation of the Mass Loss Process in Pyrolyzing Char Materials ». *Fire and Materials* 23 (2): 71-78. [https://doi.org/10.1002/\(SICI\)1099-1018\(199903/04\)23:2<71::AID-FAM672>3.0.CO;2-5](https://doi.org/10.1002/(SICI)1099-1018(199903/04)23:2<71::AID-FAM672>3.0.CO;2-5).
- JORF n°0158. 2016. *LOI n° 2016-925 du 7 juillet 2016 relative à la liberté de la création, à l'architecture et au patrimoine (1) - Légifrance*. <https://www.legifrance.gouv.fr/jorf/id/JORFTEXT000032854341/>.
- Kansa, Perlee, et Chaiken. 1977. « Mathematical Model of Wood Pyrolysis Including Internal Forced Convection ». *Combustion and Flame* 29 (janvier): 311-24. [https://doi.org/10.1016/0010-2180\(77\)90121-3](https://doi.org/10.1016/0010-2180(77)90121-3).
- Kashiwagi, Ohlemiller, et Werner. 1987. « Effects of External Radiant Flux and Ambient Oxygen Concentration on Nonflaming Gasification Rates and Evolved Products of White Pine ». *Combustion and Flame* 69 (3): 331-45. [https://doi.org/10.1016/0010-2180\(87\)90125-8](https://doi.org/10.1016/0010-2180(87)90125-8).
- Khan, Tewarson, et Chaos. 2016. « Combustion Characteristics of Materials and Generation of Fire Products ». In *SFPE Handbook of Fire Protection Engineering*, édité par Hurley, Gottuk, Hall, Harada, Kuligowski, Puchovsky, Torero, Watts, et Wiecek, 1143-1232. New York, NY: Springer New York. [https://doi.org/10.1007/978-1-4939-2565-0\\_36](https://doi.org/10.1007/978-1-4939-2565-0_36).

- Kim, et Park. 1995. « Characterization of Thermal Reaction by Peak Temperature and Height of DTG Curves ». *Thermochimica Acta* 264 (octobre): 137-56. [https://doi.org/10.1016/0040-6031\(95\)02316-T](https://doi.org/10.1016/0040-6031(95)02316-T).
- Kissinger. 1957. « Reaction Kinetics in Differential Thermal Analysis ». *Analytical Chemistry* 29 (11): 1702-6. <https://doi.org/10.1021/ac60131a045>.
- Knudson, et Schniewind. 1975. « Performance of Structural Wood Members Exposed to Fire ». *Environmental Science*, 1975. /paper/Performance-of-structural-wood-members-exposed-to-Knudson-Schniewind/c4c2c38799b562e7327c92958ef20e8874d5c71e.
- Koci, Koci, Madera, Zak, et Cerny. 2020. « Computational Prediction of Susceptibility to Biofilms Growth: Two-Dimensional Analysis of Critical Construction Details ». *Energies* 13. <https://doi.org/doi:10.3390/en13020293>.
- Kokkala, Baroudi, et Parker. 1997. « Upward Flame Spread On Wooden Surface Products: Experiments And Numerical Modelling ». *Fire Safety Science* 5: 309-20. <https://doi.org/10.3801/IAFSS.FSS.5-309>.
- Koppmann, von Czapiewski, et Reid. 2005. « A Review of Biomass Burning Emissions, Part I: Gaseous Emissions of Carbon Monoxide, Methane, Volatile Organic Compounds, and Nitrogen Containing Compounds ». *Atmospheric Chemistry and Physics Discussions* 5 (5): 10455-516. <https://doi.org/10.5194/acpd-5-10455-2005>.
- Koufopoulos, Lucchesi, et Maschio. 1989. « Kinetic Modelling of the Pyrolysis of Biomass and Biomass Components ». *The Canadian Journal of Chemical Engineering* 67 (1): 75-84. <https://doi.org/10.1002/cjce.5450670111>.
- Krapez. 2007. « Mesure de l'effusivité thermique - Méthodes par contact : Méthodes de mesure par mise en contact | Techniques de l'Ingénieur ». *Techniques de l'Ingénieur* TIB544DUO (no.r29582).
- Kung. 1972. « A Mathematical Model of Wood Pyrolysis ». *Combustion and Flame* 18 (2): 185-95. [https://doi.org/10.1016/S0010-2180\(72\)80134-2](https://doi.org/10.1016/S0010-2180(72)80134-2).
- Kwon, J.W. 2006. « Evaluation of FDS V4 : Upward flame spread ». Faculty of worcester polytechnic instituTe.
- Larrain, et Bonilla. 1968. « Cross-Conduction Errors in Thermocouples. Correction of Long Swaged Thermocouples at High Temperatures ». *Nuclear Engineering and Design* 8 (2): 251-72. [https://doi.org/10.1016/0029-5493\(68\)90033-2](https://doi.org/10.1016/0029-5493(68)90033-2).
- Lautenberger, Chris, et Carlos Fernandez-Pello. 2009a. « Generalized Pyrolysis Model for Combustible Solids ». *Fire Safety Journal* 44 (6): 819-39. <https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2009.03.011>.
- Lautenberger. 2009b. « A model for the oxidative pyrolysis of wood ». *Combustion and Flame* 156 (8): 1503-13. <https://doi.org/10.1016/j.combustflame.2009.04.001>.
- Lautenberger, Chris, Guillermo Rein, et Carlos Fernandez-Pello. 2006. « The Application of a Genetic Algorithm to Estimate Material Properties for Fire Modeling from Bench-Scale Fire Test Data ». *Fire Safety Journal* 41 (3): 204-14. <https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2005.12.004>.
- Lautenberger, et Fernandez-Pello. 2009c. « A model for the oxidative pyrolysis of wood ». *Combustion and Flame* 156: 1503-13.
- Lee. 2006. « Heat Fluxes and Flame Heights in External Façade Fires ». Fire SERT: University of Ulster.
- Lee, Chaiken, et Singer. 1977. « Charring Pyrolysis of Wood in Fires by Laser Simulation ». *Symposium (International) on Combustion* 16 (1): 1459-70. [https://doi.org/10.1016/S0082-0784\(77\)80428-1](https://doi.org/10.1016/S0082-0784(77)80428-1).
- Lee, Delichatsios, et Silcock. 2007. « Heat Fluxes and Flame Heights in Façades from Fires in Enclosures of Varying Geometry ». *Proceedings of the Combustion Institute* 31 (2): 2521-28. <https://doi.org/10.1016/j.proci.2006.08.033>.
- Lie. 1994. « Structural fire protection, manuals and reports on engineering practice ». ASCE, 1994.
- Lin, Ferng, et Hsu. 2009. « Investigating the Effect of Computational Grid Sizes on the Predicted Characteristics of Thermal Radiation for a Fire ». *Applied Thermal Engineering* 29 (11-12): 2243-50. <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2008.11.010>.

- Lindholm, Brink, et Hupa. 2012. « Influence of Decreased Sample Size on Cone Calorimeter Results ». *Fire and Materials* 36 (1): 63-73. <https://doi.org/10.1002/fam.1087>.
- Ling, et Williamson. 1985. « Modeling of Fire Spread through Probabilistic Networks ». *Fire Safety Journal* 9 (3): 287-300. [https://doi.org/10.1016/0379-7112\(85\)90039-6](https://doi.org/10.1016/0379-7112(85)90039-6).
- Lyon, Safronava, Senese, et Stoliarov. 2012. « Thermokinetic model of sample response in nonisothermal analysis ». *Thermochimica Acta* 545: 82-89.
- Maa, et Bailie. 1973. « Influence of Particle Sizes and Environmental Conditions on High Temperature Pyrolysis of Cellulosic Material—I (Theoretical) ». *Combustion Science and Technology* 7 (6): 257-69. <https://doi.org/10.1080/00102207308952366>.
- Madrzykowski, et Walton. 2004. « Cook County Administration Building Fire, 69 West Washington, Chicago, Illinois, October 17, 2003: Heat Release Rate Experiments and FDS Simulations ». National Institute of Standards and Technology. Technology Administration - US Department of Commerce.
- Magnussen, et Hjertager. 1977. « On Mathematical Modeling of Turbulent Combustion with Special Emphasis on Soot Formation and Combustion ». *Symposium (International) on Combustion* 16 (1): 719-29. [https://doi.org/10.1016/S0082-0784\(77\)80366-4](https://doi.org/10.1016/S0082-0784(77)80366-4).
- Markstein, et de Ris. 1973. « Upward Fire Spread over Textiles ». *Symposium (International) on Combustion* 14 (1): 1085-97. [https://doi.org/10.1016/S0082-0784\(73\)80098-0](https://doi.org/10.1016/S0082-0784(73)80098-0).
- Marquis, Damien. 2010. « Caractérisation et modélisation multi-échelle du comportement au feu d'un composite pour son utilisation en construction navale. » Ecole des Mines de Nantes.
- Martinka, Rantuch, et Liner. 2018. « Calculation of Charring Rate and Char Depth of Spruce and Pine Wood from Mass Loss ». *Journal of Thermal Analysis and Calorimetry* 132 (2): 1105-13. <https://doi.org/10.1007/s10973-018-7039-8>.
- Matlab. 2015. « Matlab & Simulink ». Natick, Mass.: MathWorks.
- Matsumoto, Fujiwara, et Kondo. 1969. « Nonsteady Thermal Decomposition of Plastics ». *Symposium (International) on Combustion* 12 (1): 515-24. [https://doi.org/10.1016/S0082-0784\(69\)80433-9](https://doi.org/10.1016/S0082-0784(69)80433-9).
- McDermott, Mcgrattan, et Floyd. 2011. « A Simple Reaction Time Scale for Under-Resolved Fire Dynamics ». *Fire Safety Science* 10: 809-20.
- McGrattan, Hostikka, McDermott, Floyd, Vanella, et Weinschenk. 2017a. *Fire Dynamics Simulator - Technical Reference Guide. Volume 1: Mathematical Model*. Vol. Sixth Edition. National Institute of Standards and Technology.
- McGrattan. 2017b. *Fire Dynamics Simulator - User's Guide*. Vol. Sixth Edition. National Institute of Standards and Technology.
- Medtherm Corporation. 2002. « Heat flux transducers and infrared radiometers for the direct measurement of heat transfer rates ». Medtherm Corporation.
- Mehrabian, Scharler, et Obernberger. 2012. « Effects of Pyrolysis Conditions on the Heating Rate in Biomass Particles and Applicability of TGA Kinetic Parameters in Particle Thermal Conversion Modelling ». *Fuel* 93 (mars): 567-75. <https://doi.org/10.1016/j.fuel.2011.09.054>.
- Menczel, et Prime. 2009. « Thermal analysis of polymers - Fundamentals and applications ». *John Wiley & Sons*.
- Merryweather, et Spearpoint. 2008. « Ignition of New Zealand Wood Products in the LIFT, RIFT and ISO 5657 Apparatus Using the ASTM E 1321-97 Protocol ». *Journal of Fire Sciences* 26 (1): 63-88. <https://doi.org/10.1177/0734904107085381>.
- Mettler Toledo. 2014. « Thermal Analysis Excellence - Thermogravimétrie, pour des performances uniques. »
- Meunders, Baker, Arnold, Schröder, Spearpoint, et Pau. 2014. « Parameter Optimization and Sensitivity Analysis for Fire Spread Modelling with FDS ». *University of Canterbury*. /paper/Parameter-Optimization-and-Sensitivity-Analysis-for-Meunders-Baker/823f215ed39cb6fac13632108e5f3ee83a84bdaa.
- Mikkola. 1991. « Charring Of Wood Based Materials ». *Fire Safety Science* 3: 547-56.

- Moghtaderi. 2006. « The state of the art in pyrolysis modelling of lignocellulosic solid fuels ». *Fire and Materials*, 2006, sect. 30.
- Moghtaderi, Novozhilov, Fletcher, et Kent. 1997. « A New Correlation for Bench-Scale Piloted Ignition Data of Wood ». *Fire Safety Journal* 29 (1): 41-59. [https://doi.org/10.1016/S0379-7112\(97\)00004-0](https://doi.org/10.1016/S0379-7112(97)00004-0).
- Moldoveanu. 2005. *Analytical Pyrolysis of Synthetic Organic Polymers*. Vol. 25. Elsevier.
- Nakos, James Thomas. 2010. « Description of Heat Flux Measurement Methods Used in Hydrocarbon and Propellant Fuel Fires at Sandia. » SAND2010-7062, 1005030. <https://doi.org/10.2172/1005030>.
- Neves, Thunman, Matos, Tarelho, et Gómez-Barea. 2011. « Characterization and Prediction of Biomass Pyrolysis Products ». *Progress in Energy and Combustion Science* 37 (5): 611-30. <https://doi.org/10.1016/j.pecs.2011.01.001>.
- NF ENV 13 0005. 1999. « NF ENV 13 005 - Guide to the expression of the uncertainty in measurement ».
- Nussbaum. 1988. « The Effect of Low Concentration Fire Retardant Impregnations on Wood Charring Rate and Char Yield ». *Journal of Fire Sciences* 6 (4): 290-307. <https://doi.org/10.1177/073490418800600405>.
- Ohlemiller. 2008. *The SFPE handbook of fire protection engineering*. Fourth edition. NFPA National Fire Protection Association.
- Orloff, et De Ris. 1982. « Froude Modeling of Pool Fires ». *Symposium (International) on Combustion, Nineteenth Symposium (International) on Combustion*, 19 (1): 885-95. [https://doi.org/10.1016/S0082-0784\(82\)80264-6](https://doi.org/10.1016/S0082-0784(82)80264-6).
- Orloff, De Ris, et Markstein. 1975. « Upward Turbulent Fire Spread and Burning of Fuel Surface ». *Symposium (International) on Combustion* 15 (1): 183-92. [https://doi.org/10.1016/S0082-0784\(75\)80296-7](https://doi.org/10.1016/S0082-0784(75)80296-7).
- Orloff, Modak, et Alpert. 1977. « Burning of Large-Scale Vertical Surfaces ». *Symposium (International) on Combustion* 16 (1): 1345-54. [https://doi.org/10.1016/S0082-0784\(77\)80420-7](https://doi.org/10.1016/S0082-0784(77)80420-7).
- Orloff. 1979. « Turbulent Wall Fires ». *Symposium (International) on Combustion, 16th Symposium (International) on Combustion*, 16 (1): 1149-60.
- Osborne, Stimson, et Ginnings. 1939. « Measurements of Heat Capacity and Heat of Vaporization of Water in the Range 0 Degrees to 100 Degrees C ». *Journal of Research of the National Bureau of Standards* 23 (2): 197. <https://doi.org/10.6028/jres.023.008>.
- Ozawa. 1970. « Kinetic Analysis of Derivative Curves in Thermal Analysis ». *Journal of Thermal Analysis* 2 (3): 301-24. <https://doi.org/10.1007/BF01911411>.
- Platt, Elms, et Buchanan. 1994. « A Probabilistic Model of Fire Spread with Time Effects ». *Fire Safety Journal* 22 (4): 367-98. [https://doi.org/10.1016/0379-7112\(94\)90041-8](https://doi.org/10.1016/0379-7112(94)90041-8).
- Poinsot, et Veynante. 2005. *Theoretical and Numerical Combustion*. R.T. Edwards, Inc.
- Poletto, Dettenborn, Pistor, Zeni, et Zattera. 2010. « Materials Produced from Plant Biomass: Part I: Evaluation of Thermal Stability and Pyrolysis of Wood ». *Materials Research* 13 (3): 375-79. <https://doi.org/10.1590/S1516-14392010000300016>.
- Pope. 2000. *Turbulent Flows*. Cambridge: Cambridge University Press. <https://www.cambridge.org/core/books/turbulent-flows/69322053C06F73F7EB7124915F9256BD>.
- Pozzobon, Salvador, Bézia, El-Hafi, Le Maoult, et Flamant. 2014. « Radiative pyrolysis of wet wood under intermediate heat flux: Experiments and modelling ». *Fuel Processing Technology* 128: 319-30. <https://doi.org/10.1016/j.fuproc.2014.07.007>.
- Quintiere. 1981. « A Simplified Theory for Generalizing Results from a Radiant Panel Rate of Flame Spread Apparatus ». *Fire and Materials* 5 (2): 52-60. <https://doi.org/10.1002/fam.810050204>.
- Quintiere. 1994. « Fire growth model for materials ». *National Institute of standards and Technology NIST-GCR-94-647*.
- Quintiere. 2006. *Fundamentals of Fire Phenomena*. Wiley-Blackwell.

- Quintiere, Harkleroad, et Hasemi. 1986. « Wall Flames and Implications for Upward Flame Spread ». *Combustion Science and Technology* 48 (3-4): 191-222. <https://doi.org/10.1080/00102208608923893>.
- Rahimi Borujerdi, Shotorban, Mahalingam, et Weise. 2019. « Modeling of Water Evaporation from a Shrinking Moist Biomass Slab Subject to Heating: Arrhenius Approach versus Equilibrium Approach ». *International Journal of Heat and Mass Transfer* 145 (décembre): 118672. <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2019.118672>.
- Ramachandran. 1991. « Non-Deterministic Modelling of Fire Spread ». *Journal of Fire Protection Engineering* 3 (2): 37-48. <https://doi.org/10.1177/104239159100300201>.
- Rath, et Staudinger. 2001. « Cracking reactions of tar from pyrolysis of spruce wood ». *Fuel* 80: 1379-89.
- Rath, Wolfinger, Steiner, Krammer, Barontini, et Cozzani. 2003. « Heat of wood pyrolysis ». *Fuel* 82: 81-91.
- Ren, Ning, Yi Wang, Sébastien Vilfayeau, et Arnaud Trouvé. 2016. « Large Eddy Simulation of Turbulent Vertical Wall Fires Supplied with Gaseous Fuel through Porous Burners ». *Combustion and Flame* 169 (juillet): 194-208. <https://doi.org/10.1016/j.combustflame.2015.12.008>.
- Reszka. 2008. « In-Depth temperature profiles in pyrolysing wood ». Edinburgh: The University of Edinburgh.
- Rhodes, et Quintiere. 1996. « Burning Rate and Flame Heat Flux for PMMA in a Cone Calorimeter ». *Fire Safety Journal* 26 (3): 221-40. [https://doi.org/10.1016/S0379-7112\(96\)00025-2](https://doi.org/10.1016/S0379-7112(96)00025-2).
- Richter, Franz, et Guillermo Rein. 2019. « Heterogeneous Kinetics of Timber Charring at the Microscale ». *Journal of Analytical and Applied Pyrolysis* 138 (mars): 1-9. <https://doi.org/10.1016/j.jaap.2018.11.019>.
- Richter, et Rein. 2020. « A Multiscale Model of Wood Pyrolysis in Fire to Study the Roles of Chemistry and Heat Transfer at the Mesoscale ». *Combustion and Flame* 216 (juin): 316-25. <https://doi.org/10.1016/j.combustflame.2020.02.029>.
- Rinta-Paavola, et Hostikka. 2019. « A Model for Pyrolysis and Oxidation of Two Common Structural Timbers », 10.
- Roberts, et Clough. 1963. « Thermal Decomposition of Wood in an Inert Atmosphere ». *Symposium (International) on Combustion* 9 (1): 158-66. [https://doi.org/10.1016/S0082-0784\(63\)80022-3](https://doi.org/10.1016/S0082-0784(63)80022-3).
- Rogaume. 2019. « Thermal Decomposition and Pyrolysis of Solid Fuels: Objectives, Challenges and Modelling ». *Fire Safety Journal* 106 (juin): 177-88. <https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2019.04.016>.
- Rohsenow, Hartnett, et Ganic. 1985. « Handbook of heat transfer fundamentals (2nd edition) ». *New York, McGraw-Hill Book Co., 1985, 1440 p. No individual items are abstracted in this volume.* <http://adsabs.harvard.edu/abs/1985mgh..bookQ....R>.
- Ropital, Rogaume, et Halm. 2013. « Étude de l'influence d'une agression thermique sur les propriétés mécaniques résiduelles de matériaux composites ». *21ème congrès Français de Mécanique*.
- Schaffer. 1967. « Charring Rate of Selected Woods - Transverse to Grain. » FOREST PRODUCTS LAB MADISON WIS. <https://apps.dtic.mil/sti/citations/AD0651143>.
- Schartel, Bartholmai, et Knoll. 2005. « Some Comments on the Use of Cone Calorimeter Data ». *Polymer Degradation and Stability* 88 (3): 540-47. <https://doi.org/10.1016/j.polyimdeggradstab.2004.12.016>.
- Schneid, Gonzalez de Cademartori, et Gatto. 2014. « The Effect of Thermal Treatment on Physical and Mechanical Properties of Luehea Divaricata Hardwood ». *Maderas. Ciencia y Tecnología*, n° ahead: 0-0. <https://doi.org/10.4067/S0718-221X2014005000033>.
- Shafizadeh. 1982. « Introduction to Pyrolysis of Biomass ». *Journal of Analytical and Applied Pyrolysis* 3 (4): 283-305. [https://doi.org/10.1016/0165-2370\(82\)80017-X](https://doi.org/10.1016/0165-2370(82)80017-X).
- Shafizadeh. 1985. « Pyrolytic Reactions and Products of Biomass ». In *Fundamentals of Thermochemical Biomass Conversion*, édité par Overend, Milne, et Mudge, 183-217. Dordrecht: Springer Netherlands. [https://doi.org/10.1007/978-94-009-4932-4\\_11](https://doi.org/10.1007/978-94-009-4932-4_11).

- Shafizadeh, Fref, et Peter P. S. Chin. 1977. « Thermal Deterioration of Wood ». In *Wood Technology: Chemical Aspects*, 43:57-81. ACS Symposium Series 43. AMERICAN CHEMICAL SOCIETY. <https://doi.org/10.1021/bk-1977-0043.ch005>.
- Shen, D. K., S. Gu, et A. V. Bridgwater. 2010. « Study on the Pyrolytic Behaviour of Xylan-Based Hemicellulose Using TG–FTIR and Py–GC–FTIR ». *Journal of Analytical and Applied Pyrolysis* 87 (2): 199-206. <https://doi.org/10.1016/j.jaap.2009.12.001>.
- Shen, Gu, Luo, Bridgwater, et Fang. 2009. « Kinetic Study on Thermal Decomposition of Woods in Oxidative Environment ». *Fuel* 88 (6): 1024-30. <https://doi.org/10.1016/j.fuel.2008.10.034>.
- Sibulkin, et Kim. 1976. « The Dependence of Flame Propagation on Surface Heat Transfer I. Downward Burning ». *Combustion Science and Technology* 14 (1-3): 43-56. <https://doi.org/10.1080/00102207608946745>.
- Simmons, et Ragland. 1986. « Burning Rate of Millimeter Sized Wood Particles in a Furnace ». *Combustion Science and Technology* 46 (1-2): 1-15. <https://doi.org/10.1080/00102208608959788>.
- Simpson, et TenWolde. 1999. « Physical properties and moisture relations of wood. Extrait de Wood Handbook - Wood as an engineering material ». *Forest Products Laboratory*.
- Sinha, Jhalani, Ravi, et Ray. 2000. « Modelling of Pyrolysis in Wood: A review ».
- Spearpoint. 1999. « Predicting the Ignition and Burning Rate of Wood in the Cone Calorimeter Using an Integral Model ». Universty of Maryland.
- Spearpoint, et Quintiere. 2000. « Predicting the Burning of Wood Using an Integral Model ». *Combustion and Flame* 123 (3): 308-25. [https://doi.org/10.1016/S0010-2180\(00\)00162-0](https://doi.org/10.1016/S0010-2180(00)00162-0).
- Spearpoint. 2001. « Predicting the Piloted Ignition of Wood in the Cone Calorimeter Using an Integral Model — Effect of Species, Grain Orientation and Heat Flux ». *Fire Safety Journal* 36 (4): 391-415. [https://doi.org/10.1016/S0379-7112\(00\)00055-2](https://doi.org/10.1016/S0379-7112(00)00055-2).
- Staggs. 1999. « Modelling Thermal Degradation of Polymers Using Single-Step First-Order Kinetics ». *Fire Safety Journal* 32 (1): 17-34. [https://doi.org/10.1016/S0379-7112\(98\)00026-5](https://doi.org/10.1016/S0379-7112(98)00026-5).
- Stoliarov, et Walters. 2008. « Determination of the heats of gasification of polymers using differential scanning calorimetry ». *Polymer Degradation and Stability* 93: 422-27.
- Su, Luo, Wu, Zhang, et Zhao. 2012. « Characteristics of Pine Wood Oxidative Pyrolysis: Degradation Behavior, Carbon Oxide Production and Heat Properties ». *Journal of Analytical and Applied Pyrolysis* 98 (novembre): 137-43. <https://doi.org/10.1016/j.jaap.2012.07.005>.
- Suleiman, B. M., J. Larfeldt, B. Leckner, et M. Gustavsson. 1999. « Thermal conductivity and diffusivity of wood ». *Wood Science and Technology* 33 (6): 465-73. <https://doi.org/10.1007/s002260050130>.
- Sundqvist. 1992. « Thermal Diffusivity and Thermal Conductivity of Chromel, Alumel, and Constantan in the Range 100–450 K ». *Journal of Applied Physics* 72 (2): 539-45. <https://doi.org/10.1063/1.351885>.
- Suuberg, Milosavljevic, et W.D Lilly. 1994. « Behavior of Charring Materials in Simulated Fire Environments. » National Technical Reports Library - NTIS. <https://ntrl.ntis.gov/NTRL/dashboard/searchResults/titleDetail/PB94196045.xhtml>.
- Tamanini. 1983. « Direct Measurements of the Longitudinal Variation of Burning Rate and Product Yield in Turbulent Diffusion Flames ». *Combustion and Flame* 51 (janvier): 231-43. [https://doi.org/10.1016/0010-2180\(83\)90101-3](https://doi.org/10.1016/0010-2180(83)90101-3).
- Tanaka. 1983. « A Model of Multiroom Fire Spread ». *Fire Science and Technology* 3 (2): 105-21. <https://doi.org/10.3210/fst.3.105>.
- Tang, Hu, Delichatsios, Lu, et Zhu. 2012. « Experimental Study on Flame Height and Temperature Profile of Buoyant Window Spill Plume from an Under-Ventilated Compartment Fire ». *International Journal of Heat and Mass Transfer* 55 (1-3): 93-101. <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2011.08.045>.
- Tang, et Neill. 1964. « Effect of flame retardants on pyrolysis and combustion of alpha-cellulose ». *Journal of Polymer Science*, 1964, 6 édition.

- Taouki, El Bouardi, Sick, Mimet, Ezbakhe, et Ajzoul. 2013. « Moisture content influence on the thermal conductivity and diffusivity of wood–concrete composite ». *Construction and Building Materials* 48: 104-15. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2013.06.067>.
- Tewarson. 2002. « Generation of heat and chemical compounds in fire ». *SFPE Handbook* 3rd Edition-Chapter 4.
- Thermal Conductivity Instruments, . s. d. « TCI Thermal Conductivity Analyzer - C-Therm ».
- Thomsen, Fernandez-Pello, Ruff, et Urban. 2019. « Buoyancy Effects on Concurrent Flame Spread over Thick PMMA ». *Combustion and Flame* 199 (janvier): 279-91. <https://doi.org/10.1016/j.combustflame.2018.10.016>.
- Thornton, W.M. 1917. « The Relation of Oxygen to the Heat of Combustion of Organic Compounds*</i>* ». *The London, Edinburgh, and Dublin Philosophical Magazine and Journal of Science* 33 (194): 196-203. <https://doi.org/10.1080/14786440208635627>.
- Torero. 2008. *The SFPE handbook of fire protection engineering*. Fourth edition. NFPA National Fire Protection Association.
- Torero. 2013. « Scaling-Up Fire ». *Proceedings of the Combustion Institute* 34 (1): 99-124. <https://doi.org/10.1016/j.proci.2012.09.007>.
- Torero, et Simeoni. 2010. « Heat and Mass Transfer in Fires: Scaling Laws, Ignition of Solid Fuels and Application to Forest Fires ». *The Open Thermodynamics Journal* 4 (1): 145-55. <https://doi.org/10.2174/1874396X01004010145>.
- Tran. 1992. « (B) Experimental Data on Wood Materials », 16.
- Tran, et White. 1992. « Burning Rate of Solid Wood Measured in a Heat Release Rate Calorimeter ». *Fire and Materials* 16 (4): 197-206. <https://doi.org/10.1002/fam.810160406>.
- Trouvé. 2018. « Codes à Champs Pour l'incendie ». *ESIA – Ecole Des Sciences de l'Incendie et Applications*, 88.
- Ursacoustic. 2015. « Ursa Terra ».
- Várhegyi, Antal, Jakab, et Szabó. 1997. « Kinetic Modeling of Biomass Pyrolysis ». *Journal of Analytical and Applied Pyrolysis* 42 (1): 73-87. [https://doi.org/10.1016/S0165-2370\(96\)00971-0](https://doi.org/10.1016/S0165-2370(96)00971-0).
- White. 1988. « Charring rate of different wood species ». Madison: University of Wisconsin.
- White. 2000. « Charring Rate of Composite Timber Products », 12.
- White, et Schaffer. 2007. « Transient Moisture Gradient in Fire-Exposed Wood Slab ». *Wood and Fiber Science* 13 (1): 17-38.
- Williams, et Besler. 1996. « The Influence of Temperature and Heating Rate on the Slow Pyrolysis of Biomass ». *Renewable Energy* 7 (3): 233-50. [https://doi.org/10.1016/0960-1481\(96\)00006-7](https://doi.org/10.1016/0960-1481(96)00006-7).
- Witkowski, Stec, et Hull. 2016. *The SFPE handbook of fire protection engineering - Thermal decomposition of polymeric materials*. Fourth edition.
- Wojdyr. 2010. « Fityk : a general-purpose peak fitting program ». *Journal of Applied Crystallography* 43 (5): 1126-28. <https://doi.org/10.1107/S0021889810030499>.
- Wu, Kolb, et Torero. 2000. « The Effect of Weathering on the Flammability of a Slick of Crude Oil on a Water Bed ». *Combustion Science and Technology* 161 (1): 269-308. <https://doi.org/10.1080/00102200008935820>.
- Yang, Tan, et Xin. 2011. « Experimental Study and Numerical Simulation for a Storehouse Fire Accident ». *Building and Environment* 46 (7): 1445-59. <https://doi.org/10.1016/j.buildenv.2011.01.012>.
- Yang, Yan, Chen, Lee, et Zheng. 2007a. « Characteristics of hemicellulose, cellulose and lignin pyrolysis ». *Fuel*, 2007, 86 édition.
- Yang, Yan, Chen, Zheng, Lee, et Liang. 2006. « In-Depth Investigation of Biomass Pyrolysis Based on Three Major Components: Hemicellulose, Cellulose and Lignin ». *Energy & Fuels* 20 (1): 388-93. <https://doi.org/10.1021/ef0580117>.
- Yao, Wu, Lei, Guo, et Xu. 2008. « Thermal decomposition kinetics of natural fibers : Activation energy with dynamic thermogravimetric analysis ». In . <https://doi.org/10.1016/j.polymdegradstab.2007.10.012>.

- Zeinali, Gupta, Maragkos, Agarwal, Beji, Chaos, Wang, Degroote, et Merci. 2019. « Study of the Importance of Non-Uniform Mass Density in Numerical Simulations of Fire Spread over MDF Panels in a Corner Configuration ». *Combustion and Flame* 200 (février): 303-15. <https://doi.org/10.1016/j.combustflame.2018.11.020>.
- Zeng, Xiong, Agarwal, et Wang. 2020. « Experimental Study of Flame Heat Transfer in a Vertical Turbulent Wall Fire ». *Proceedings of the Combustion Institute*, juillet, S1540748920300109. <https://doi.org/10.1016/j.proci.2020.05.010>.
- Zhao, Beji, et Merci. 2016. « Application of FDS to Under-Ventilated Enclosure Fires with External Flaming ». *Fire Technology* 51 (6): 2117-42. <https://doi.org/10.1007/s10694-015-0552-4>.



## **APPROCHE EXPERIMENTALE ET NUMERIQUE MULTI-ECHELLES POUR LA CARACTERISATION DE LA REACTION AU FEU SUR UN MATERIAU BOIS. DEVELOPPEMENT D'UNE METHODOLOGIE POUR L'INGENIERIE DE LA SECURITE LA SECURITE INCENDIE**

### Résumé :

De plus en plus, les études de sécurité incendie reposent sur l'ingénierie de la sécurité incendie. Il s'agit notamment à l'aide de codes de calcul, de réaliser des simulations numériques visant à définir les règles de sécurité à appliquer. Ainsi, des nombreuses études ont permis d'améliorer les codes de calcul et de définir les bases et guides techniques à respecter pour la réalisation de ces études. Toutefois, si cela est vrai pour le domaine de la résistance au feu, de l'évacuation ou du désenfumage, ce n'est pas encore le cas dans le domaine de la réaction au feu. Cette dernière représente la manière dont le matériau va se comporter comme combustible et elle caractérise l'aptitude de ce matériau à s'enflammer et à contribuer à un incendie.

Dans ce contexte, l'objectif de ces travaux de thèse est d'étudier et de prédire la cinétique de décomposition thermique, la combustion et la propagation de flamme d'un matériau bois. Pour cela, la méthode de travail retenue est multi-échelle, à la fois expérimentale et numérique. Cette approche permet dans un premier temps de simplifier les phénomènes dans le but de déterminer les propriétés du matériau, puis d'ajouter de la complexité à échelle croissante, afin d'identifier les processus pilotant la propagation de flamme et de définir les bases pour une étude d'ingénierie. Au total, 4 échelles de travail ont été étudiées :

- A petite échelle, concernant uniquement la phase solide. Elle permet d'extraire certaines propriétés du matériau en travaillant sur des échantillons de l'ordre du milligramme. Les propriétés extraites sont les propriétés thermiques et cinétiques, indispensables pour caractériser l'échauffement et la décomposition thermique du matériau à échelle plus grande.

- A moyenne échelle, incluant l'influence de la phase gazeuse avec notamment le développement de la flamme à la surface de l'échantillon. Les échantillons sont de l'ordre de la centaine de gramme avec une épaisseur identique à l'application finale du produit. L'objectif est dans un premier temps d'identifier les paramètres de combustion du matériau, tels que la chaleur de combustion, le taux de formation de suie, de monoxyde de carbone, etc. Dans un second temps, il s'agit de valider numériquement l'ensemble des propriétés ainsi extraites (propriétés thermiques, cinétiques et de combustion) par comparaison avec les données expérimentales (taux de dégagement de chaleur, perte de masse, températures, etc.).

- A échelle intermédiaire, utilisant des échantillons de l'ordre du kilogramme. Elle tient compte de la propagation de flamme à la surface de l'échantillon. De ce fait, les processus pilotant cette propagation sont étudiés. Cette échelle permet d'évaluer l'aptitude du code à prédire la cinétique de propagation de flamme. Deux modes de propagation sont investigués : contre-courant et co-courant. Cette échelle permet également d'établir certaines bases pour la réalisation d'étude d'ingénierie de réaction au feu.

- A échelle finale, couplant les deux modes de propagation étudiés. L'objectif est alors de valider les observations faites à l'échelle précédente et d'étayer les bases pour une étude d'ingénierie.

Mots clés : Bois, Pyrolyse, Décomposition thermique, Propagation de flamme, Multi-échelles, Modélisation, Approche ingénierie

## **MULTI-SCALE EXPERIMENTAL AND NUMERICAL APPROACH FOR THE CHARACTERIZATION OF REACTION TO FIRE OF A WOOD MATERIAL. DEVELOPMENT OF A METHODOLOGY FOR FIRE SAFETY ENGINEERING**

### Abstract:

Increasingly, fire safety relies on fire safety engineering. This involves, in particular, using calculation codes, performing numerical simulations aimed at defining the safety rules to be applied. Thus, numerous studies have made it possible to improve the calculation codes and define the bases and technical guides to be respected for carrying out these studies. However, while this is true in the field of fire resistance, evacuation or smoke control, it is not yet the case in the field of reaction to fire. The latter represents how the material will behave as a fuel and it characterizes the ability of that material to ignite and contribute to a fire.

In this context, the objective of this thesis work is to study and predict the kinetics of thermal decomposition, combustion and flame propagation of wood material. For this, the working method adopted is multi-scale, both experimental and digital. This approach allows initially to simplify the phenomena in order to determine the properties of the material, then to add complexity on an increasing scale, in order to identify the processes controlling the propagation of flame and to define the bases for an engineering study. In total, 4 working scales were studied:

- At a small scale, which concerns only the solid phase. It permits to extract some properties of the material by working on samples of the order of a milligram. The properties extracted are the thermal and kinetic properties, essential to characterize the heating and thermal decomposition of the material on a larger scale.

- At medium scale, including the influence of the gas phase within particularly the development of the flame on the surface of the sample. The samples are of the order of a hundred grams with a thickness identical to the final application of the product. The objective is first to identify the combustion parameters of the material, such as the heat of combustion, the rate of formation of soot, carbon monoxide, etc. Secondly, it concerns the numerical validation of all the properties extracted (thermal, kinetic and combustion properties) by comparison with the experimental data (rate of heat release, loss of mass, temperatures, etc. ).

- At the intermediate scale, using samples of the order of one kilogram. It takes into account the propagation of flame on the surface of the sample. Therefore, the processes driving this propagation are studied. This scale is used to assess the ability of the code to predict the kinetics of flame propagation. Two modes of propagation are investigated: counter-current and co-current. This scale also makes it possible to establish certain bases for carrying out a reaction to fire engineering study.

- At final scale, two studied modes of propagation are coupled. The objective is then to validate the observations made at the previous scale and to support the basis for an engineering study.

Keywords: Wood, Pyrolysis, Thermal decomposition, Flame propagation, Multi-scale, Modeling, Engineering approach